

Kristoffer Klevar Sandbæk
Olav Nordstoga Torgersen

Limtre av furu utsatt for utmatting i skjær, og statisk skjær i kombinasjon med ortogonal strekk

Masteroppgave i trekonstruksjoner

Juni 2022





Kunnskap for en bedre verden

Limtre av furu utsatt for utmatting i skjær, og statisk skjær i kombinasjon med ortogonal strekk

Masteroppgave i trekonstruksjoner

Kristoffer Klevar Sandbæk
Olav Nordstoga Torgersen

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: Juni 2022

Hovedveileder: Francesco Mirko Massaro

Medveileder: Ingen

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for konstruksjonsteknikk



MASTEROPPGAVE 2022

FAGOMRÅDE: Trekonstruksjoner	DATO: 07.06.2022	ANTALL SIDER: 159 + 138
---------------------------------	---------------------	----------------------------

TITTEL:

Limtre av furu utsatt for utmatting i skjær, og statisk skjær i kombinasjon med ortogonal strekk

Glued laminated timber of pine exposed to shear fatigue, and static shear in combination with perpendicular tension

UTFØRT AV:

Kristoffer Klevar Sandbæk

Olav Nordstoga Torgersen



SAMMENDRAG:

Hensikten med masteroppgaven er å videreføre tidligere arbeid gjort innenfor fagfeltet skjærutmatting av limtre i furu. Under arbeidet med denne masteroppgaven ble det utført 24 utmattingsforsøk på prøvestykker av furu (GL30h) ved langsgående skjær og spenningsforholdene $R = -1$ og $R = 0.1$. Det ble videre utført 8 statiske biaksiale tester ved å kombinere langsgående skjærspenninger med ortogonale strekkspenninger, i tillegg til 9 statiske ortogonale strekktester.

Fra utmattingsforsøkene er den lineære S-N-kurven ved $R = -1$ funnet til å være mer kritisk enn ved $R = 0.1$. Målepunktene tilhørende testene ved $R = -1$ viser antydninger til å flate ut ved lavere spenningsnivåer. Dette bekreftes av en sigmoid-kurve tilpasset målepunktene, som dessuten korrelerer bedre enn den lineære S-N-kurven. Ved $R = -1$ gir k_{fat} en tilstrekkelig dimensjoneringsmodell, men faktoren er for konservativ ved $R = 0.1$.

Fra utmattingsforsøkene ved $R = -1$ følger den elastiske stivheten til prøvestykkene en sigmoid-kurve for lavere spenninger og en bueformet kurve for høye spenninger. Videre er det funnet at prøvestykkenes skjærsoner sannsynligvis påvirkes av andre krefter enn ren langsgående skjær. Til slutt er det funnet at dempningsraten har positiv korrelasjon med spredningsenergi per lastsyklus og normalisert spenning.

Den ortogonale strekkfastheten for GL30h i NS-EN 14080:2013 er konkludert med å være for konservativ for gjeldende prøvestykker. Bruddspenningen fra de biaksiale testene ble målt til 7.23 MPa, som er høyere enn den statiske skjærfastheten, $f_{u,furu}$, lik 6.93 MPa. Bruddkriterium Tsai-Hill virker å være mest nøyaktig, mens kriteriet i SIA 265:2003 er mest konservativt.

FAGLÆRER: Francesco Mirko Massaro

VEILEDER(E): Francesco Mirko Massaro

UTFØRT VED: Institutt for konstruksjonsteknikk

Sammendrag

Utmatting av trekonstruksjoner er et relevant tema i byggenæringen, der det bygges store bruer og høye bygninger i tre. Det kreves derfor gode modeller til å dimensjonere trekonstruksjoner for utmattingslaster. De eksisterende dimensjoneringsmodellene for utmatting er derimot begrenset, som følge av at det er manglende forskningsdata innenfor fagfeltet.

Hensikten med denne masteroppgaven er å videreføre tidligere arbeid gjort innenfor fagfeltet skjærutmatting av limtre i furu. Både statistisk testing og utmattingstesting av furu (GL30h) har tidligere blitt gjennomført, og gitt et godt grunnlag for videre arbeid. Under arbeidet med denne masteroppgaven ble det utført ytterligere 24 utmattingsforsøk på prøvestykker av furu (GL30h) ved langsgående skjær. Av de 24 prøvestykkene ble 17 utsatt for en vekslende syklisk belastning ved spenningsforholdet $R = -1$, og de resterende 7 for en ensidig syklisk belastning ved $R = 0.1$. Etter forsøkene ble resultatene analysert med relevante modeller. Det ble videre utført statistisk biaksiale tester ved å kombinere langsgående skjærspenninger med ortogonale strekkspenninger på 8 prøvestykker, i tillegg til 9 prøvestykker som kun ble påført statiske ortogonale strekkspenninger. Resultatene ble brukt til å vurdere tre bruddkriterium og nøyaktigheten til tidligere beregnede fastheter.

I kapittel 4 presenteres resultatene fra utmattingstestene på furu (GL30h) i ulike diagrammer, hovedsakelig S-N-kurver, som innebærer regresjonskurver av målepunkter avhengig av spenningsnivå på vertikalaksen og antall lastsykler i logaritmisk skala på horisontalaksen. I tillegg plottes resultatene for både $R = -1$ og $R = 0.1$ i et konstant utmattingsliv-diagram. Den lineære S-N-kurven ved $R = -1$ er funnet til å være mer kritisk enn ved $R = 0.1$, da kurven er tydelig brattere og ligger under kurven for $R = 0.1$. Målepunktene tilhørende testene ved $R = -1$ viser antydninger til å flate ut ved lavere spenningsnivåer. Dette bekreftes både ved kurvene som sammenligner høy- mot lavsyklus utmatting, og en sigmoid-kurve tilpasset målepunktene, som dessuten korrelerer bedre enn den lineære S-N-kurven. Ved $R = -1$ gir k_{fat} en tilstrekkelig dimensjoneringsmodell, men faktoren er for konservativ ved $R = 0.1$. Videre er hverken spredningskurven eller den bilineære kurven foreslått av Mohr tilstrekkelig konservative ved $R = -1$. Derimot er begge for konservative ved $R = 0.1$. Prøvestykker med fingerskjøt i bruddplanet virker å ha et lengre utmattingsliv enn de resterende ved $R = -1$. På nåværende tidspunkt er det liten eller ingen sammenheng mellom konstant utmattingsliv-diagrammene for de utførte testene og det tilsvarende diagrammet i NS-EN 1995-2:2004.

For å undersøke relevante egenskaper ved prøvestykkene, ble påført kraft plottet mot forskyvning for prøvestykkene testet ved $R = -1$. Her er det funnet at den elastiske stivheten til prøvestykkene følger en sigmoid-kurve for lavere spenninger og en buet kurve for høye spenninger. Videre er det funnet tilfeldige forskyvningsmønstre i strekk og trykk, som tyder på at det studerte området påvirkes av andre krefter enn kun ren skjær. I tillegg til dette er det funnet høye korrelasjoner mellom endring i elastisk stivhet per lastsyklus og energispredning per lastsyklus, og mellom spenningsnivå og de to overnevnte egenskapene. Til slutt er det funnet at dempningsraten har en forventet positiv korrelasjon med spredningsenergi per lastsyklus, og en uventet positiv korrelasjon med normalisert spenning.

Kapittel 6 inneholder resultater fra de statiske ortogonale strekktestene, der den midlere fastheten ble målt til 1.76 MPa. Den ortogonale strekkfastheten for GL30h i NS-EN 14080:2013 ble konkludert med å være for konservativ for gjeldende prøvestykker. I kapittel 7 er den statiske bruddspenningen for langsgående skjær funnet etter biaksial testing med konstant ortogonal strekkspenning. Bruddspenningen ble målt til 7.23 MPa, som er uventet høyere enn den statiske skjærfastheten, $f_{u,furu}$, lik 6.93 MPa. Resultatene fra kapittel 6 og 7 er videre brukt til å vurdere bruddkriteriene Tsai-Wu og Tsai-Hill, og bruddkriteriet i henhold til SIA 265:2003, i kapittel 8. Bruddkriterium Tsai-Hill virker å være mest nøyaktig, mens kriteriet i SIA 265:2003 er mest konservativt.

Abstract

Fatigue of timber structures is a relevant subject in the construction industry, where large wooden bridges and tall wooden buildings are built. Proper models are therefore required to dimension timber structures for fatigue loads. The existing models are rather limited because of lacking experimental data in the field.

This master's thesis aims to continue previous work on the field shear fatigue of glulam made of pine. Static testing and fatigue testing of pine (GL30h) have previously been conducted, laying a solid foundation for further work. During the work on this master thesis, additional 24 fatigue tests were conducted on test specimens of pine (GL30h), exposed to longitudinally shear. Of the 24 test specimens, 17 were subjected to an alternating cyclic load at the stress ratio $R = -1$, and the remaining 7 to a one-sided cyclic load at $R = 0.1$. After the tests, the results were analyzed with relevant models. Static biaxial tests were also performed on 8 test specimens by combining longitudinal shear stresses with perpendicular tension stresses, in addition to 9 test specimens that were only applied static perpendicular tensile stresses. The results were used to assess three fracture criteria and the accuracy of previously calculated strengths.

Chapter 4 presents the results from the fatigue tests of pine (GL30h) in various diagrams, mainly S-N curves, which are regression curves of measuring points depending on stress level on the vertical axis and the number of cycles on a logarithmic scale on the horizontal axis. In addition to this, a constant life diagram is plotted for the results of $R = -1$ and $R = 0.1$. The linear S-N curve for $R = -1$ is more critical than for $R = 0.1$, as the curve is steeper and is located below the curve for $R = 0.1$. The measuring points from the testing at $R = -1$ show tendencies to flatten at lower stress levels. This is confirmed by the curves that compare high to low cyclic fatigue and a sigmoid curve adapted to the measuring points, which correlates better than the linear S-N curve. At $R = -1$, k_{fat} provides a sufficient design model, but the factor is too conservative at $R = 0.1$. Further, neither the scattering curve nor the bilinear curve proposed by Mohr is sufficiently conservative by the stress ratio $R = -1$. In contrast, both are too conservative at $R = 0.1$. Specimens with finger joints in the fracture plane appear to have longer fatigue lives than the rest at $R = -1$. There is little or no correlation between the constant life diagrams and the corresponding diagram in NS-EN 1995-2:2004.

To investigate relevant properties for the test specimens, the applied force was plotted against displacement during the testing at $R = -1$. Here it is found that the elastic stiffness of the test specimens follows a sigmoid curve for lower stresses and a arcuate curve for high stresses. Furthermore, random displacement patterns in tension and compression indicate that the studied shear zone is influenced by forces other than pure shear. In addition to this, high correlations between changes in elastic stiffness per cycle and energy dissipation per cycle and between stress level and the two properties mentioned above are found. Finally, it is found that the damping ratio has, as expected, a positive correlation with dissipated energy per cycle and an unexpected positive correlation with normalized stress.

Chapter 6 contains results from the static testing of perpendicular tensile stress, where the mean strength was measured to be 1.76 MPa. The perpendicular tension strength for GL30h in NS-EN 14080:2013 was too conservative for the current test specimens. In chapter 7, the static longitudinal shear strength was found from testing with constant perpendicular tension stress. The strength was measured to be 7.23 MPa, which is unexpectedly higher than the static strength of pure shear, $f_{u,pine} = 6.93$ MPa. The results from chapters 6 and 7 are further used to assess the Tsai-Wu and Tsai-Hill criteria and the failure criterion according to SIA 265:2003, in chapter 8. The Tsai-Hill criterion seems to be the most accurate, while the criterion according to SIA 265:2003 is the most conservative.

Forord

Denne masteroppgaven er utført ved Fakultet for ingeniørvitenskap på Institutt for konstruksjonsteknikk, ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet i Trondheim, våren 2022.

I forbindelse med denne masteroppgaven ønsker vi å takke alle som har hjulpet oss gjennom arbeidet med oppgaven. Først og fremst vil vi takke veileder Francesco Mirko Massaro, som hjalp oss godt i gang med oppgaven, og kom med gode tips og ideer underveis.

Videre har vi fått god hjelp av de ansatte ved Materialteknisk laboratorium. Vi vil takke Christian Frugone og Trond Auestad, som ga oss opplæring i prøvemaskinene og var tilgjengelige under testingen. I tillegg ønsker vi å takke Tone Nilsen, som ga oss opplæring og tilgang til nødvendig utstyr for densitetstesting. Til slutt ønsker vi å rette en stor takk til Gøran Loraas og Terje Petersen, som produserte prøvestykkene for oss, og var svært behjelpelige med det meste vi behøvde hjelp til på laboratoriet.

Innhold

Sammendrag	iii
Abstract	v
Forord	vii
1 Introduksjon	1
2 Teori	3
2.1 Bakgrunn tremateriale	3
2.1.1 Treets anatomi	3
2.1.2 Bartreet sin oppbygging	3
2.1.3 Limtre	4
2.2 Påvirkninger på treets egenskaper	5
2.2.1 Kvister	5
2.2.2 Fuktighetsinnhold	5
2.3 Kritiske spenninger i tre	6
2.3.1 Treets orientering	6
2.3.2 Skjærspenninger i lokale akseretninger	7
2.3.3 Ortogonale strekkspenninger	8
2.4 Formler for kombinert skjærspenning og ortogonal strekkspenning	8
2.4.1 Bruddkriterium i henhold til SIA 265:2003	8
2.4.2 Tsai-Wu bruddkriterium	10
2.4.3 Tsai-Hill bruddkriterium	11
2.5 Utmatting	11
2.5.1 Generelt om utmatting	11
2.5.2 Notasjon for utmatting	12
2.5.3 S-N-kurve	13
2.5.4 Karakteristisk kurve	13
2.5.5 Utmattingskontroll i henhold til NS-EN 1995-2:2004	14
2.5.6 Konstant utmattingsliv-diagram	14
2.5.7 Spredningsenergi i materialer ved sykklisk utmatting	16
3 Litteraturstudie	19
3.1 Forskning utført av tidligere master- og doktorgradsstudenter	19
3.2 Utmattingsmodeller fra litteraturen	19
3.2.1 Mohrs spredningsmodell	19
3.2.2 Mohrs bilineære utmattingsmodell	20
3.2.3 Konstant utmattingsliv-diagram i henhold til NS-EN 1995-2:2004	22
3.3 Oppsamling av tidligere forskning på utmatting av trekonstruksjoner	22
3.3.1 Sprekkdannelse og skadeakkumulering ved utmatting	22
3.3.2 Utmattingsoppførsel for ulike størrelsesparametere og produkter av treverk	23
3.3.3 Nedre utmattingsgrense	24
3.3.4 Utmattingsoppførsel for ulike forbindelser	25
3.3.5 Utmattingsoppførsel for ulike laster	26
3.3.6 Frekvensens påvirkning på trevirket	28
3.3.7 Fuktighetsinnhold	28
3.3.8 Påvirkningen av ulike bølgeformede belastninger	29
3.3.9 Kryssfiner og OSB i skjærbelastning	29
3.4 Ortogonale strekkspenninger og bruddkriterium	30

3.4.1	Ortogonale strekkspenninger	30
3.4.2	Bruddkriterium i henhold til SIA 265:2003	30
4	Utmattingsforsøkene	31
4.1	Introduksjon og bakgrunn	31
4.2	Prøvestykker	31
4.2.1	Geometri av prøvestykker	31
4.2.2	Merking og inndeling av prøvestykker	32
4.2.3	Tillaging av prøvestykker	33
4.2.4	Fuktighetsinnhold	34
4.3	Metode	34
4.3.1	Utstyr og verktøy	34
4.3.2	Last og spenningsnivå	35
4.3.3	Analysering med S-N-kurve, karakteristisk kurve og residualplott	35
4.3.4	Kvist sin påvirkning på utmattingslivet	35
4.4	Resultater for syklisk belastning ved $R = -1$	36
4.4.1	S-N-kurver og residualplott	39
4.4.2	Spenningsintervaller	41
4.4.3	Lav- og høysyklus utmatting	42
4.4.4	Fasthetsreduksjonsfaktor k_{fat}	44
4.4.5	Utmattingsmodeller foreslått av Mohr	46
4.4.6	Sigmoid-formet S-N-kurve	49
4.4.7	Fingerskjøter	50
4.4.8	Årringer	51
4.5	Diskusjon for syklisk belastning ved $R = -1$	53
4.5.1	S-N-kurver og residualplott	53
4.5.2	Spenningsintervaller	53
4.5.3	Lav- og høysyklus utmatting	53
4.5.4	Fasthetsreduksjonsfaktor k_{fat}	53
4.5.5	Utmattingsmodeller foreslått av Mohr	54
4.5.6	Sigmoid-formet S-N-kurve	54
4.5.7	Fingerskjøter	54
4.5.8	Årringer	55
4.6	Konklusjon for syklisk belastning ved $R = -1$	56
4.7	Resultater for syklisk belastning ved $R = 0.1$	57
4.7.1	S-N-kurver og residualplott	58
4.7.2	Fasthetsreduksjonsfaktor k_{fat}	60
4.7.3	Utmattingsmodeller foreslått av Mohr	62
4.8	Diskusjon for syklisk belastning ved $R = 0.1$	64
4.8.1	S-N-kurver og residualplott	64
4.8.2	Fasthetsreduksjonsfaktor k_{fat}	64
4.8.3	Utmattingsmodeller foreslått av Mohr	64
4.9	Konklusjon for syklisk belastning ved $R = 0.1$	65
4.10	Sammenligning av S-N-kurver for $R = -1$ og $R = 0.1$	66
4.10.1	Resultater	66
4.10.2	Diskusjon	67
4.10.3	Konklusjon	67
4.11	Konstant utmattingsliv-diagram	68
4.11.1	Resultater	68
4.11.2	Diskusjon	71
4.11.3	Konklusjon	72

5	Hysteresekurver for $R = -1$	73
5.1	Introduksjon og bakgrunn	73
5.2	Metode	73
5.2.1	Utstyr og verktøy	73
5.2.2	Elastisk stivhet, spredningsenergi og dempningsrate	73
5.3	Resultater	74
5.3.1	Endring i elastisk stivhet gjennom utmattingsforløpet	74
5.3.2	Deformasjonsøkning gjennom utmattingsforløpet	78
5.3.3	Total endring i elastisk stivhet før brudd	84
5.3.4	Elastisk stivhet per lastsyklus for lineær del av stivhetskurene	85
5.3.5	Spredningsenergi per lastsyklus for lineær fase av utmattingsforløpet	87
5.3.6	Spredningsenergi per lastsyklus og normalisert spenning	88
5.3.7	Total spredningsenergi mot antall lastsykler før utmattingsbrudd	89
5.3.8	Dempningsrate mot normalisert spenning	90
5.3.9	Dempningsrate mot elastisk stivhet	91
5.3.10	Dempningsrate mot spredningsenergi per lastsyklus	92
5.4	Diskusjon	93
5.4.1	Endring i elastisk stivhet gjennom utmattingsforløpet	93
5.4.2	Deformasjonsøkning gjennom utmattingsforløpet	93
5.4.3	Total endring i elastisk stivhet før brudd	93
5.4.4	Elastisk stivhet per lastsyklus for lineær del av stivhetskurene	93
5.4.5	Spredningsenergi per lastsyklus for lineær fase av utmattingsforløpet	94
5.4.6	Spredningsenergi per lastsyklus og normalisert spenning	94
5.4.7	Total spredningsenergi mot antall lastsykler før utmattingsbrudd	94
5.4.8	Dempningsrate mot normalisert spenning	94
5.4.9	Dempningsrate mot elastisk stivhet	94
5.4.10	Dempningsrate mot spredningsenergi per lastsyklus	94
5.5	Konklusjon	95
6	Statisk ortogonal strekktesting	97
6.1	Introduksjon og bakgrunn	97
6.2	Prøvestykker	97
6.2.1	Geometri av prøvestykker	97
6.2.2	Tillaging av prøvestykker	98
6.2.3	Fuktighetsinnhold	98
6.3	Metode	98
6.3.1	Utstyr og verktøy	98
6.3.2	Last og spenningsnivå	99
6.3.3	Beregning og analysering av midlere spenningsfasthet	101
6.4	Resultater	102
6.5	Diskusjon	104
6.6	Konklusjon	104
7	Statisk testing i langsgående skjær og ortogonal strekk	105
7.1	Introduksjon og bakgrunn	105
7.2	FEM-analyse for ortogonale strekkspenninger	105
7.2.1	Påføringsflater	105
7.2.2	Aksialbelastede skruer	107
7.2.3	Sammenligning av de to metodene	110
7.3	Prøvestykker	111
7.3.1	Geometri av prøvestykker	111

7.3.2	Merking og tillaging av prøvestykker	111
7.3.3	Fuktighetsinnhold	112
7.4	Metode	112
7.4.1	Utstyr og verktøy	112
7.4.2	Last og spenningsnivå	113
7.4.3	Fuktighet og densitet	114
7.5	Resultater	115
7.5.1	Statisk skjærfasthet ved biaksial lastpåføring	115
7.5.2	Fuktighet og densitet	117
7.6	Observasjon og diskusjon	118
7.7	Konklusjon	119
8	Bruddkriterium	121
8.1	Introduksjon og bakgrunn	121
8.2	Resultat	121
8.2.1	Midlere og karakteristiske spenninger til bruddkriteriene	121
8.2.2	Bruddkriterium i henhold til SIA 265:2003	125
8.2.3	Tsai-Wu bruddkriterium	126
8.2.4	Tsai-Hill bruddkriterium	126
8.3	Observasjon og diskusjon	127
8.4	Konklusjon	128
9	Oppsummering og videre arbeid	129
	Referanser	133
	Vedleggsliste	141
	Vedlegg 1 - Prosedyre for utmattingstesting i M5 Instron 1325	143
	Vedlegg 2 - Kalibreringsrapport M5 Instron 1325	149
	Vedlegg 3 - Python-kode 1	153
	Vedlegg 4 - Python-kode 2	156
	Vedlegg 5 - Python-kode 3	158
	Vedlegg 6 - Python-kode 4	161
	Vedlegg 7 - Python-kode 5	165
	Vedlegg 8 - Testresultater fra utmattingstesting av furu (GL30h) ved $R = -1$	170
	Vedlegg 9 - Testresultater fra utmattingstesting av furu (GL30h) ved $R = 0.1$	175
	Vedlegg 10 - Testdata for total endring i elastisk stivhet	177
	Vedlegg 11 - Testdata for lineær fase av utmattingsforløpet	179
	Vedlegg 12 - Testdata for hele utmattingsforløpet	181
	Vedlegg 13 - Diagrammer tilhørende kraft-forskyvningsplott	183
	Vedlegg 14 - Forskyvninger i strekk og trykk	231

Vedlegg 15 - Beregning av fuktighet og densitet ved statisk biaksial spenning	244
Vedlegg 16 - Bilder av prøvestykkene etter brudd ved $R = -1$	246
Vedlegg 17 - Bilder av prøvestykkene etter brudd ved $R = 0.1$	264
Vedlegg 18 - Bilder av prøvestykkene etter brudd ved statisk ortogonal strekk	270
Vedlegg 19 - Bilder av prøvestykkene etter brudd ved statisk biaksial spenning	272

Forkortelser

- CNC – Numerisk datamaskin kontroll
- COV – Variasjonskoeffisient
- DOL – Lastvarighet (*Duration of load*)
- NOC – Antall lastsykler (*Number of cycles*)
- FEM – Endelig element-metoden (*Finite element method*)
- RH – Relativ fuktighet
 - L – Langsgående
 - T – Tangentiell
 - R – Radiell
- RL – Radiell-langsgående orientering
- TL – Tangentiell-langsgående orientering
- GL30h – Limtre, homogen
- GL30c – Limtre, kompositt
 - T – Temperatur

Symboler

- A – Stigningstall S-N-kurve
- A_{90} – Areal for ortogonal kraft
- A_V – Areal for skjærkraft
- A_{nom} – Skjærsonens nominelle areal
- $A_{kritisk}$ – Kritisk areal ved ortogonal strekktesting
 - a – Koeffisient avhengig av type utmattingspåkjenning
 - B – Konstantledd S-N-kurve
 - b – Koeffisient avhengig av type utmattingspåkjenning
 - C – Konstantledd karakteristisk kurve
 - c – Krumning
- E_d – Spredningsenergi per lastsyklus
- E_{int} – Indre energi
- E_{ext} – Ytre energi
- erf^{-1} – Den inverse av feilfunksjonen
- $F_{t,90}$ – Ortogonal strekkraft
 - F – Spenningsbasert størrelse
 - F_a – Lastamplitude
 - F_{act} – Kraft påført prøvestykket
 - F_{90} – Ortogonal strekkraft
 - F – Påsatt kraft
 - F_u – Bruddkraft
 - F_{est} – Estimert kraft
- $F^{-1}(p)$ – Den kvantile funksjonen for normalvariabelen
- $f_{fat,d}$ – Dimensjonerende utmattingsfasthet
 - f_k – Karakteristisk statisk fasthet
 - f_a – Vekslende spenning under utmatting
- $f_{a,CLD}$ – Normalisert spenningsamplitude under utmatting
 - f_e – Normalisert spenning for en gitt N ved $R = -1$
- $f_u(f_u, f_{uru})$ – Langsgående skjærfasthet (for furu (GL30h))
 - f_v – Skjærfasthet
- $f_{v,mean}$ – Gjennomsnittlig langsgående skjærfasthet
 - $f_{v,k}$ – Karakteristisk skjærfasthet
 - $f_{v,d}$ – Dimensjonerende skjærfasthet
 - $f_{t,0}$ – Langsgående strekkfasthet
- $f_{t,0,mean}$ – Gjennomsnittlige langsgående strekkfasthet
 - $f_{t,0,k}$ – Karakteristisk langsgående strekkfasthet
 - $f_{c,90}$ – Ortogonal trykkfasthet
- $f_{c,90,mean}$ – Gjennomsnittlig ortogonal trykkfasthet
 - $f_{c,90,k}$ – Karakteristisk ortogonal trykkfasthet
 - $f_{c,90,d}$ – Dimensjonerende ortogonal trykkfasthet

$f_{t,90}$ – Ortogonal strekkfasthet
 $f_{t,90,mean}$ – Gjennomsnittlig ortogonal strekkfasthet
 $f_{t,90,k}$ – Karakteristisk ortogonal strekkfasthet
 $f_{t,90,d}$ – Dimensjonerende ortogonal strekkfasthet
 f_{max} – Maksimal spenning under utmatting
 f_{mean} – Normalisert gjennomsnittlig spenning under utmatting
 k – Elastisk stivhet
 $k_s(n)$ – Faktor benyttet til å beregne karakteristiske egenskaper
 k_{fat} – Fasthetsreduksjonsfaktor for utmatting
 k_{mod} – Fasthetsfaktor
 m_k – Karakteristisk verdi
 m_i – Individuell testverdi i av den stokastiske variabelen m
 m_1 – Masse av prøve før tørking
 m_0 – Masse av prøve etter tørking
 N – Antall lastsykler
 N_{obs} – Antall lastsykler
 $Q^{-1}(p)$ – Kvantil funksjon for en Weibull-variabel
 R – Spenningsforhold
 R – Korrelasjonskoeffisient
 R^2 – Bestemmelseskoeffisient
 $s_{y,ln}$ – Logaritmisk standardavvik
 s_y – Standardavvik
 t_L – Dimensjonerende levetid
 U_{max} – Maksimal endring i elastisk energi per lastsyklus
 u – Deformasjon
 u_{act} – Forskyvning i prøvesmaskin sin lastcelle
 V – Volum
 V – Skjærkraft
 y_k – Karakteristisk kurve
 \bar{y} – Gjennomsnitt
 \bar{y}_{ln} – Logaritmisk gjennomsnitt
 β – Skadekonsekvensfaktor
 $\Gamma(...)$ – Gamma-funksjon
 $\gamma_{M,fat}$ – Materialets partialfaktor for utmattingskontroll
 γ_M – Partialfaktor
 ΔU_{max} – Maksimal endring i elastisk energi per lastsyklus
 $\Delta\sigma$ – Spenningsdifferanse
 ϵ – Ekvivalent viskøs demping

μ – Gjennomsnitt
 ρ – Densitet
 σ_{min} – Minimum spenning
 σ_{max} – Maksimal spenning
 σ_{mean} – Gjennomsnittlig spenning
 σ_a – Spenningsamplitude
 σ_e – Spenningsamplitude ved $R = -1$
 σ_u – Statisk fasthet
 $\sigma_{t,90}$ – Ortogonal strekkspenning
 $\sigma_{90,d}$ – Dimensjonerende ortogonal strekkspenning
 $\sigma_{t,90,k}$ – Karakteristisk ortogonal strekkspenning
 σ_2 – Ortogonal strekkspenning i lokal akseretning 2
 $\sigma_{2,mean}$ – Gjennomsnittlig ortogonal strekkspenning i lokal akseretning 2
 $\sigma_{2,k}$ – Karakteristisk ortogonal strekkspenning i lokal akseretning 2
 σ_4 – Skjærspenning i lokal akseretning 4
 $\sigma_{4,mean}$ – Gjennomsnittlig skjærspenning i lokal akseretning 4
 $\sigma_{4,k}$ – Karakteristisk skjærspenning i lokal akseretning 4
 σ_{90} – Ortogonal strekkspenning
 σ_{est} – Estimert spenning
 σ – Standardavvik
 τ – Skjærspenning
 τ_k – Karakteristisk skjærspenning
 τ_d – Dimensjonerende skjærspenning
 $\phi(x)$ – Kumulativ fordelingsfunksjon (CDF)
 $\phi^{-1}(p)$ – Kvantil funksjon, den inverse av CDF
 ω – Fuktighetsinnhold

1 Introduksjon

Denne masteroppgaven skal hovedsakelig ta for seg fagfeltet, utmatting av trekonstruksjoner, med fokus på langsgående skjær. Dette er et fagfelt som tidligere master- og doktorgradsstudenter ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet har utført forskning på, som denne oppgaven vil bygge videre på. Heretter omtales Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet som NTNU. I tillegg skal oppgaven undersøke langsgående skjær i kombinasjon med ortogonal strekk. Masteroppgaven er en fortsettelse av prosjektoppgaven, som ble skrevet høsten 2021 av samme forfattere som i denne masteroppgaven. Teorien i masteroppgaven er derfor basert på deler av teorien fra prosjektoppgaven.

Bakgrunnen for denne masteroppgaven er at det eksisterer lite testdata innenfor det aktuelle fagfeltet. Som følge av dette er det begrenset med dimensjoneringsmodeller for utmatting av trekonstruksjoner, og de modellene som eksisterer kan være for konservative ved enkelte lasttilfeller. I en tid der det bygges både store og små brukonstruksjoner av tre, og stadig høyere trebygninger (Woltmann 2018), er det behov for oppdatering av disse dimensjoneringsmodellene. Brukonstruksjonene utsettes for sykliske laster i form av vind og kjøretøypasseringer, mens høye trehus hovedsakelig utsettes for utmattingslaster i form av vind. Dette er konstruksjoner som er essensielle for et bærekraftig samfunn, og det er derfor viktig at de dimensjoneres med tilstrekkelige dimensjoner, samtidig som de ikke overdimensjoneres og blir unødvendig kostbare.

For å utbedre grunnlaget for dimensjonering av trekonstruksjoner utsatt for utmatting, blir det i denne masteroppgaven utført utmattingstester på limtre av furu (GL30h), ved spenningsforholdene $R = -1$ og $R = 0.1$. Prøvestykkene som brukes er utformet slik at de utsettes for langsgående skjærspenninger under utmattingstestene. Grunnen til at utmattingsegenskapene ved langsgående skjærspenninger undersøkes, er at dette lasttilfellet gir størst reduksjon i kapasitet ved utmatting. I tillegg til utmattingstestene blir det gjennomført en litteraturstudie på fagfeltet, utmatting av trekonstruksjoner, for å samle sammen sentrale funn og samtidig få et sammenligningsgrunnlag for resultatene på testene.

Videre blir det i denne oppgaven utført statistiske biaksiale tester på furu (GL30h). Den biaksiale spenningstilstanden som blir undersøkt er langsgående skjær i kombinasjon med ortogonal strekk. Dette er to spenningstyper som ofte virker sammen i trekonstruksjoner, og er derfor en interessant kombinasjon å studere. Dessuten hevder flere bruddkriterier at kapasiteten for langsgående skjærspenninger reduseres i kombinasjon med ortogonale strekkspenninger, som gjør den biaksiale spenningstilstanden mer kritisk enn kun i ren langsgående skjær. I litteraturstudien for denne masteroppgaven blir tidligere forskning på dette fagfeltet gjennomgått. For å få et utgangspunkt for de biaksiale testene, blir det også utført statistiske ortogonale strekktester på furu (GL30h), for å finne fastheten til prøvestykkene i denne retningen.

Med to større fokusområder i denne masteroppgaven, utmatting ved langsgående skjær og langsgående skjær i kombinasjon med ortogonal strekk, blir det naturlig med to problemstillinger. Hensikten med å gjennomføre utmattingstestene ved langsgående skjær, er å få økt innsikt i hvordan ulike parametere påvirker utmattingsegenskapene til furu (GL30h), og vurdere eksisterende dimensjoneringsmodeller for utmatting av trekonstruksjoner. Videre er hensikten med å gjennomføre statistiske biaksiale tester å produsere resultater som kan sammenlignes opp mot eksisterende bruddkriterier, og brukes som utgangspunkt for fremtidige utmattingstester ved langsgående skjær i kombinasjon med ortogonal strekk.

For å tolke resultatene fra utmattingstestingen ved $R = -1$, blir det først plottet lineære S-N-kurver for målepunktene, som er vanlig praksis ved analysering av utmattingsdata. Det blir senere plottet en bilineær S-N-kurve, foreslått av Mohr (2001), og en sigmoid-formet S-N-kurve for målepunktene, for å

vurdere om disse kurvetyperne er mer egnet enn den lineære kurven. Videre blir det plottet S-N-kurver i flere spenningsintervaller og for lav- og høysyklus utmatting, for å undersøke hvordan kurvene endrer seg for de ulike intervallene. Deretter blir S-N-kurvene med tilhørende karakteristisk kurve, sammenlignet mot eksisterende utmattingsmodell ved k_{fat} fra NS-EN 1995-2:2004 (Standard-Norge 2010b) og spredningsmodellen utviklet av Mohr (2001), for å vurdere egnetheten av disse modellene. Til slutt undersøkes diagrammer for elastisk stivhet, spredningsenergi per lastsyklus, forskyvninger i strekk og trykk, og dempningsrate.

Når det gjelder resultatene for utmattingstesting ved $R = 0.1$, innebærer dette langt færre prøvestykker enn testene ved $R = -1$. Følgende blir mange av diagrammene som er plottet for $R = -1$, irrelevante. Det blir likevel plottet lineære S-N-kurver for målepunktene for $R = 0.1$, før kurvene og målepunktene blir sammenlignet mot eksisterende utmattingsmodell ved k_{fat} og utmattingsmodeller utviklet av Mohr. For å sammenligne de lineære S-N-kurvene for $R = -1$ og $R = 0.1$, blir kurvene plottet mot hverandre i samme diagram. Det blir også plottet konstant utmattingsliv-diagram for å studere relasjonen mellom de to spenningsforholdene.

Resultatene fra utmattingstesting inkluderer prøvestykker som ble testet av tidligere masterstudent Isaksen (2021). Isaksen testet tilsvarende prøvestykke av furu (GL30h) som i denne masteroppgaven, ved spenningsforholdet $R = -1$. I samarbeid med tidligere masterstudent Johansen (2021), testet også Isaksen den statiske langsgående skjærfastheten til furu (GL30h). Verdien som ble funnet for statisk langsgående skjærfasthet, brukes i denne masteroppgaven. Videre er litteraturstudien i denne oppgaven en fortsettelse av litteraturstudien utført av tidligere masterstudent Nygaard (2020).

Resultatene fra de statiske biaksiale testene blir sammenlignet mot tre forskjellige bruddkriterier. Det ene bruddkriteriet er hentet fra den sveitsiske standarden, SIA 265:2003 (SIA 2003), mens de to andre er henholdsvis Tsai-Wu og Tsai-Hill bruddkriterium. For bruddkriteriet i henhold til SIA 265:2003, blir det brukt karakteristiske verdier for spenningsstørrelsene, ettersom dette er naturlig for en standardisert modell. For Tsai-Wu og Tsai-Hill blir det også brukt karakteristiske verdier, for å kunne sammenligne mot SIA 265:2003. For de to sistnevnte kriteriene blir det i tillegg brukt middelverdier, som kan sammenlignes direkte med den midlere bruddspenningen fra de biaksiale testene.

Teoridelen i denne masteroppgaven gir først en grunnleggende innføring i treets oppbygging og egenskaper, før teorien beskriver kritiske spenninger i tre med tilhørende bruddkriterier. Videre gis en beskrivelse av utmatting, der relevante kurver og modeller blir introdusert. Etter teoridelen følger en litteraturstudie der tidligere arbeid, innenfor fagfeltene utmatting av trekonstruksjoner og langsgående skjær i kombinasjon med ortogonal strekk, blir gjennomgått.

I kapitlene etter litteraturstudien blir de utførte forsøkene i forbindelse med masteroppgaven presentert. Kapittel 4 inneholder metode og resultater for utmattingsforsøkene, med tilhørende diskusjoner og konklusjoner. Videre tar kapittel 5 for seg resultatene fra kraft-forskyvningsplottene. Deretter presenteres de statiske testene i ortogonal strekk i kapittel 6, før kapittel 7 omhandler de biaksiale testene. Kapittel 8 tar så for seg bruddkriteriene. Til slutt inneholder denne oppgaven et kapittel med de viktigste funnene, samt forslag til videre arbeid.

2 Teori

2.1 Bakgrunn tremateriale

Tre er et naturmateriale som er basert på et fornybart råstoff (TreFokus 2021). Forutsatt at råstoffet kommer fra sertifisert og bærekraftig forvaltet skog, har produksjonen av treprodukter liten negativ innvirkning på miljøet. Tre blir ansett som et av de aller mest miljøvennlige byggematerialene vi har tilgjengelig i Norge. Det skyldes blant annet at:

- råvarene er en fornybar ressurs
- CO₂-utslippene i atmosfæren reduseres ved økt bruk av tre
- framstillingsprosessene bruker hovedsakelig fornybar energi
- gjenvinning og gjenbruk er enkelt

2.1.1 Treets anatomi

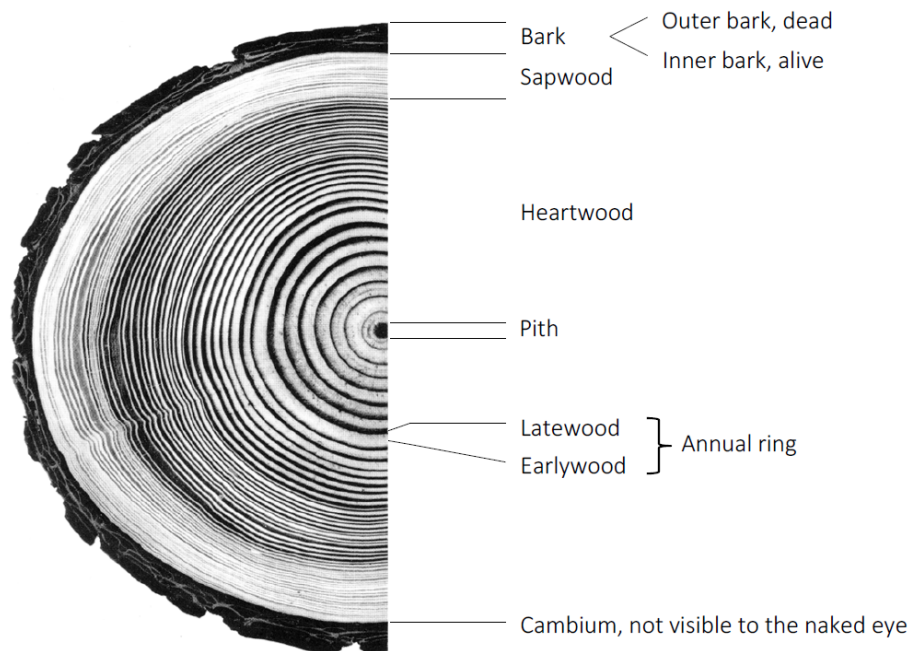
For å kunne forstå treets materialegenskaper og optimalisere dets potensiale, er det sentralt å studere treets anatomi (Hoffmeyer 2017). Tre er et naturlig og organisk materiale bestående av celler, samtidig som det er et komplekst sammensatt materiale av cellulose, hemicellulose, lignin og andre bestanddeler. Treets materialegenskaper vil hovedsakelig avhenge av dets fine cellevegg-struktur, celledannelsingen i kvistfritt tre og sin ujevne vekst. Tre beskrives ofte som et anisotropt materiale, grunnet dets langstrakte cellestruktur og celleveggenes orientering. Treets anisotropi kan også forklares ut ifra variasjonen av celledørrelser under vekst, og delvis fordi spesifikke celletyper foretrekker ulik orientering. Anisotropi defineres for øvrig som ulike fysiske egenskaper i ulike retninger (Fjellvåg 2021).

Tre kan deles inn i to ulike hovedgrupper, bartre og løvtre (Hoffmeyer 2017). Inndelingen baseres på deres ulike vekstmønster, bladformer og trestruktur. Gran og furu inngår i bartre-gruppen og er de to mest brukte konstruksjonsmaterialene i Norge. Dette gjenspeiles også i resten av verden, der rundt 80 % av alt trevirke benyttet til konstruksjon er bartre (Middleton 2021). Det skyldes hovedsakelig at bartre er enkelt å jobbe med og billig å produsere.

2.1.2 Bartreet sin oppbygging

De ulike bartresortene har også store variasjoner seg imellom når det gjelder materialegenskaper (Fridholm 2021). Imidlertid er det enda større variasjoner i et enkelt tre, som for eksempel forskjellene mellom trevirket som ligger nær kjernen (*pith*) og barken (*bark*), mellom vårved (*earlywood*) og sommerved (*latewood*), i de enkelte vekstringene, og kvister og andre fiberforvrengninger.

Gran- og furutre har en relativt lik sammensetning (Fridholm 2021). I sentrum av stammens tverrsnitt ligger kjernen. Kjernen omslutes av kjerneveden (*heartwood*), som videre omslutes av yteveden (*sapwood*) nærmest barken. Rundt yteveden ligger et tynt lag som kalles for kambium (*cambium*). I kambium oppstår celledelingen til treet. Innover vil nye celler dannes og lage årringer (*annual ring*), mens døde celler vil danne et lag av bark utover. Barken fungerer som en beskyttelse mot blant annet kjemiske angrep, temperatur og uttørking. Sammensetningen illustreres i figur 2.1.



Figur 2.1: Illustrasjon av stammetsvernsnittet til et bartre. Bildet er hentet fra Grosser (1977), referert til i Hoffmeyer (2017).

Bartreets årringer vokser fram mellom vekstsesongene, og er et resultat av ulike egenskaper mellom vår- og sommerveden (Fridholm 2021). Cellene som utgjør vårveden dannes om våren og forsommeren, og har en relativt lav grunnleggende tetthet på rundt 300 kg/m^3 . Den lave tettheten til vårvedcellene kommer av at cellene er korte, relativt brede og har tynne vegger. Derimot er sommervedcellene, som dannes i løpet av sommermånedene, 20-25 % lengre og har mye tykkere cellevegger enn vårveden. Dette resulterer i en grunnleggende tetthet på rundt 900 kg/m^3 for sommerveden. Årringene kan visualiseres ettersom de ulike tetthetene gir vårveden en lysere farge enn den mørkere sommerveden, som kan observeres i figur 2.1. De ulike tetthetene mellom vår- og sommerved kan ha en avgjørende effekt på bruddplanene til treet, både ved statisk og sykklisk belastning (Harris 2003). I tillegg påvirkes fastheten av trevirkets tetthet, hvor høyere tetthet gir større fasthet (Hoffmeyer og Andriamitantsoa 2017).

2.1.3 Limtre

Limtre er et bearbeidet treprodukt bestående av minst to lameller, bord eller planker, hovedsakelig av bartrevirke (Serano 2015). Lamellene i limtre skal minst være 6 mm tykke og tykkelsen skal ikke overskride 45 mm. Orienteringen til lamellene er slik at deres fiberretning peker i samme retning som komponentens lengderetning. For å tilpasse lamellene og dermed limtrekomponenten til korrekte lengder, blir lamellene føyd sammen med fingerskjøter. Styrken til fingerskjøtene anses som en av de mest kritiske parameterne i limtreproduksjonen.

Ved å benytte limtre med fingerskjøtte lameller kan det produseres et bredt spekter av bjelker med varierende form og størrelse (Serano 2015). Den store fordelen med å bruke limtre er dets gode egenskaper når det gjelder både styrke og stivhet, sammenlignet med konstruksjonsvirke av samme dimensjon. I tillegg er egenvekten til limtre klart lavere enn for eksempel stålmateriale, og kan med det ha bedre forutsetninger for å prosjektere konstruksjoner med lange spenn. Videre har limtre gode varmeisolerende egenskaper og god bestandighet i kjemisk aggressive miljøer. I dag benyttes limtre i alle typer bærende konstruksjoner, alt fra bruer og sportshaller til eneboliger og leilighetskomplekser. Så lenge detaljløsningene ivaretar beskyttelse mot klimapåkjenninger, er det få begrensinger i bruken av limtre.

Det skilles mellom homogent limtre (GLXXh) og kombinert limtre (GLXXc) (Structural-Timber-Association 2014). Et homogent limtre er satt sammen av lameller med samme fasthetsklasse. Derimot vil et kombinert limtre ha lameller med varierende fasthetsklasser, der de ytterste lamellene har en høyere fasthetsklasse enn de resterende. Bakgrunnen for kombinert limtre er at påkjenningene ytterst i tverrsnittet normalt er størst, og en får dermed utnyttet trevirket best mulig (Serano 2015). Limtre har i hovedsak de samme egenskapene som vanlig konstruksjonsvirke, der:

- fastheten varierer med vinkelen mellom kraft og fiberretning (anisotropi)
- fastheten avtar med økende fuktighetsinnhold
- fastheten avtar med økende lastvarighet
- det er stor variasjon i materialegenskaper, både innenfor en og samme komponent og komponenter imellom

2.2 Påvirkninger på treets egenskaper

Limtrebjelker som belastes til brudd forårsakes nesten alltid av kvister eller fingerskjøter i noen av de ytterste lamellene på bjelkens strekkside, under standardiserte forhold, dvs. ved korttidsbelastning og ca. 12 % fuktighet (Serano 2015).

2.2.1 Kvister

Kvist er den mest kjente defekten til treet forårsaket av naturkrefter (Faisal 2021). Kvistene påvirker treets mekaniske egenskaper fordi fiberorienteringen rundt kvistene er forvrengt og hindrer kontinuitet av fibrene i stammen (Johansson 2016). Påvirkningen avhenger av kvistens størrelse, plassering, form og orientering i forhold til stammen, og hvilke typer spenninger som påføres treet (Green, Winandy og Kretschmann 2010). Kvister blir ofte sett på som svake flekker som reduserer trevirkets styrke når treet utsettes for bøye- eller strekkspenninger parallelt med fiberretningen (Jockwer mfl. 2017). Der trevirket blir utsatt for trykk blir derimot ikke kvister betraktet som en betydelig svakhet. Ved utmatting er det funnet at små kvister reduserer treets styrke ved bøying (Green, Winandy og Kretschmann 2010).

Videre kan kvistene forårsake en betydelig økning i bruddenergi grunnet *crack bridging* under sprekkdannelsen, der trevirket er utsatt for strekkspenninger ortogonalt på fiberretningen eller skjær langs fiberretningen (Jockwer mfl. 2017). *Crack bridging* går ut på at en sprekkvekst stopper opp når tuppen av sprekken møter en fiber, som igjen fører til spredning av energi rundt sprekketuppen når fiberen ryker.

2.2.2 Fuktighetsinnhold

Fuktighetsinnhold har stor påvirkning på de fleste egenskapene ved treet, som blant annet treets stivhet og styrke og krypdeformasjoner (Hoffmeyer og Andriamitantoa 2017). Påvirkningene er spesielt tydelige der fuktighetsinnholdet i treet er lavere enn fibermetningspunktet. Fibermetningspunktet til tre ligger rundt et fuktighetsinnhold på 28 %, og innebærer den største vannmengden celleveggene kan binde opp. Fuktighetens påvirkning har vist seg å være forskjellig i ulike lastretninger. For et kvistfritt tre kan endringene i egenskapene for 1 % endring i fuktighetsinnhold være som vist i tabell 2.1. Relasjonene som presenteres i tabellen gjelder hovedsakelig for et fuktighetsinnhold lik 12 %, men verdiene vil være relativt tilsvarende for fuktighetsinnhold mellom 8 og 20 %.

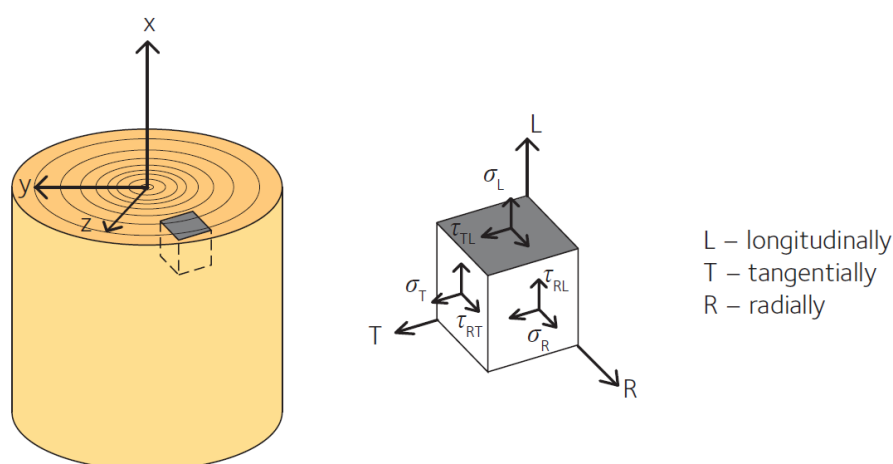
Tabell 2.1: Omtrentlig reduksjonsendring av mekaniske egenskaper i kvistfritt tre for 1 % endring i fuktighetsinnhold (Hoffmeyer og Andriamitantsoa 2017).

Egenskaper	Reduksjon (%)
Trykkfasthet parallelt med fiberretningen	6
Trykkfasthet ortogonalt på fiberretningen	5
Bøyefasthet parallelt med fiberretningen	4
Strekfasthet parallelt med fiberretningen	2.5
Strekfasthet ortogonalt på fiberretningen	2
Skjærfasthet parallelt med fiberretningen	2.5

2.3 Kritiske spenninger i tre

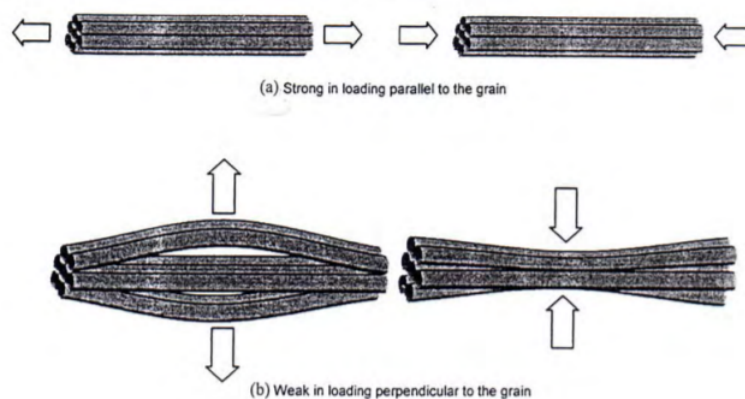
2.3.1 Treets orientering

Treets globale aksesystem er representert ved kartesiske koordinater, der x-aksen ligger i kjernen av treet og følger treets lengderetning, mens y- og z-aksen peker ut fra treet (Johansson 2016). Det lokale aksesystemet defineres videre ved langsgående (L), tangentiell (T) og radiell (R) retning, der L følger treets lengderetning, T beskriver årringenes retning i planet og R beskriver retningen normalt på årringene. Begge aksesystemene er illustrert i figur 2.2. I tilfeller der en liten del av treet betraktes, som for eksempel en bjelke, er det vanlig å bruke det lokale aksesystemet.



Figur 2.2: Illustrasjon av treets globale og lokale aksesystem (Johansson 2016).

Orienteringen til de ulike cellene har stor innvirkning på treet og påvirker dets fysiske egenskaper ved lastpåføring (Mendes mfl. 2019). Cellene i treet er lange og tynne og er for bartre hovedsakelig orientert langs lengdeaksen til stammen (Kuklik 2008). Dette bidrar til treets anisotropi, ved at cellene har betydelig høyere styrke og stivhet parallelt med treets lengdeakse sammenlignet med på tvers. Stammen til treet kan illustreres som en stor mengde parallelle sugerør bundet sammen med lim, som vist i figur 2.3. Når en last påføres parallelt med sugerørens lengdeakse i strekk og trykk, har systemet god kapasitet. Derimot vil en påført last i tverretning vise store svakheter i trykk og spesielt i strekk. Følgende vil laster som virker i strekk og trykk i treets tverretning og skjærkrefter være mest kritisk (Mendes mfl. 2019).



Figur 2.3: Illustrasjon av trestamme utsatt for aksial- og tverrkrefter (Kuklik 2008).

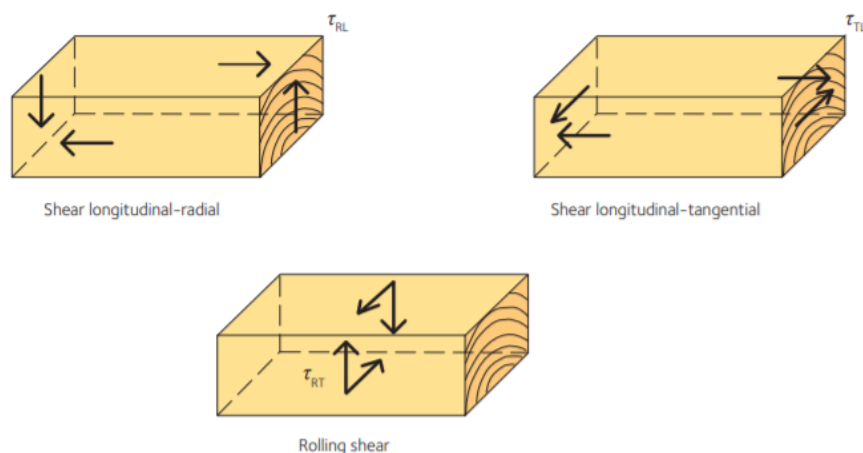
2.3.2 Skjærspenninger i lokale akseretninger

Skjærspenningene i treets lokale akseretninger defineres ved τ_{RL} , τ_{TL} og τ_{RT} (Johansson 2016). Skjærspenningene opptrer alltid i par, som vist i figur 2.4, der spenninger av lik størrelse virker over overflater som står ortogonalt på hverandre (Edlund, Choo og Aune 2017). I konstruksjonsvirke og limtre er skjærfastheten parallelt med treets lengderetning lavere enn den er på tvers av lengderetningen. Grunnen til dette er at skjærbrudd på tvers av treets lengderetning vil innebære at skjærkreftene må kutte gjennom fibrene i treet på tvers. Følgende er langsgående skjærspenninger avgjørende for dimensjonering av trekonstruksjoner.

Skjærspenningen, τ , langs en overflate er forenklet gitt ved ligning 2.1, der V er skjærkraften som angriper og A_V er skjærarealet kraften virker over.

$$\tau = \frac{V}{A_V} \quad (2.1)$$

I trekonstruksjoner er skjærspenningene τ_{RL} og τ_{TL} de mest vanlige, der skjærfastheten ved τ_{TL} er lavest (Johansson 2016). Årsaken til dette er at bruddplanet til τ_{TL} går gjennom det svakere vårved-laget. Derimot vil bruddplanet til τ_{RL} passere både vårved- og sommerved-laget, og følgende vil treet ha høyere kapasitet langs dette planet. Skjærfastheten ved τ_{RL} og τ_{TL} varierer mellom 5 og 8 MPa, mens skjærfastheten ved rullende skjær, τ_{RT} , ofte er ned mot 3 og 4 MPa.



Figur 2.4: Skjærspenning i treets ulike lokale akseretninger (Johansson 2016).

2.3.3 Ortogonale strekkspenninger

Skjærspenninger oppstår sjeldent alene i konstruksjonselementer av tre, men virker som regel sammen med ortogonale spenninger (Steiger og Gehri 2011). Strekk ortogonalt på fiberretningen er sett på som den svakeste styrkeparameteren i kritiske detaljer (Clorius 2001), og bør holdes så lav som mulig ettersom lave spenninger raskt kan føre til sprøe brudd (Crocetti og Mårtensson 2016). Stivheten ved strekk i ortogonal retning er betraktelig lavere enn i parallell retning, med en kapasitet, $f_{t,90}$, i mange tilfeller ned mot 0.5 MPa (Johansson 2016). Figur 2.3 illustrerer godt svakhetene til trevirket ved påsatte tverrkrefter i strekk. Fra tabell 2.1 observeres det videre at fastheten for ortogonal strekk påvirkes minst av endring i fuktighetsinnhold, relativt til de resterende fasthetene i tabellen.

Ortogonale strekkspenninger kan utledes ved ligning 2.2:

$$\sigma_{t,90} = \frac{F_{t,90}}{A_{90}} \quad (2.2)$$

hvor $F_{t,90}$ definerer den påsatte ortogonale strekkraften over arealet A_{90} .

2.4 Formler for kombinert skjærspenning og ortogonal strekkspenning

Som en del av denne masteroppgaven skal det gjennomføres tester på prøvestykker som utsettes for en kombinasjon av statisk skjærspenning og ortogonal strekkspenning. Det er derfor interessant å undersøke flere bruddkriterier som tar hensyn til dette, og sammenligne deres verdier mot nye resultater fra laboratorieforsøk.

2.4.1 Bruddkriterium i henhold til SIA 265:2003

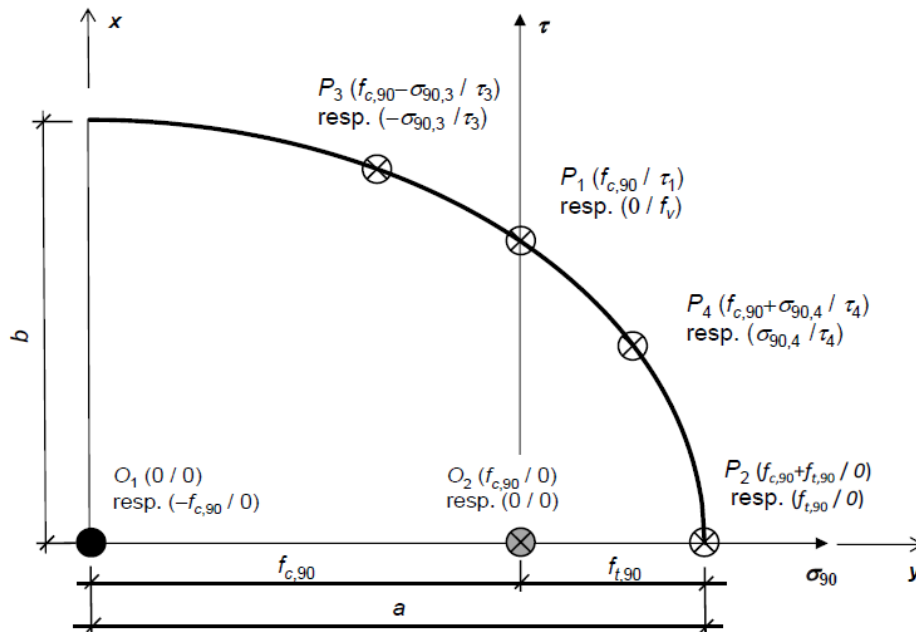
I den sveitsiske standarden SIA 265:2003 (SIA 2003), referert til i Steiger og Gehri (2011), ble det utarbeidet følgende formel for kombinerte skjærspenninger og spenninger ortogonalt på fiberretningen:

$$\left(\frac{f_{c,90,d} + \sigma_{90,d}}{f_{c,90,d} + f_{t,90,d}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_d}{f_{v,d}} \right) \left[1 - \left(\frac{f_{c,90,d}}{f_{c,90,d} + f_{t,90,d}} \right)^2 \right] \leq 1 \quad (2.3)$$

hvor τ_d beskriver påført dimensjonerende skjærspenning, $\sigma_{90,d} = \sigma_{t,90,d}$ for en påført dimensjonerende ortogonal strekkspenning og $\sigma_{90,d} = -\sigma_{c,90,d}$ ved tilsvarende ortogonale trykkspenninger. Videre er $f_{v,d}$, $f_{t,90,d}$ og $f_{c,90,d}$ den dimensjonerende fastheten til trevirket i henholdsvis skjær, ortogonal strekk og ortogonalt trykk.

Ligning 2.3 er basert på et elliptisk bruddkriterium, med utgangspunkt i den elliptiske ligningen 2.4 og figur 2.5.

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} = 1 \quad (2.4)$$



Figur 2.5: Grunnleggende antagelser tilhørende den sveitsiske standarden SIA 265:2003 (SIA 2003) for kombinerte skjærspenninger og ortogonale spenninger (Steiger og Gehri 2011).

Konstantene a og b i ligning 2.4 tilsvarer radiene til ellipsen i figur 2.5, der $a = f_{c,90} + f_{t,90}$ og viser til hovedradien langs y -aksen. Konstanten b er radien langs x -aksen, og utledes fra ligning 2.4 med en antagelse om at $\sigma_{90} = 0$ og $\tau = f_v$ i $P_1(x_1 = f_{c,90}; y_1 = f_v)$. Det gir følgende uttrykk:

$$b^2 = \frac{f_v^2 (f_{c,90} + f_{t,90})^2}{f_{t,90}^2 + 2f_{c,90}f_{t,90}} \tag{2.5}$$

I figur 2.5 er O_1 lokalisert i senter av ellipsen, mens O_2 representerer punktet hvor det hverken er påsatt ortogonale spenninger eller skjærspenninger.

Ligning 2.3 er basert på de grunnleggende antagelsene til Gehri og Mischler (1995) for kombinerte skjærspenninger og ortogonale spenninger, listet opp nedenfor. Punktene $P_1 - P_4$, tegnet i figur 2.5, følger disse:

- P_1 : Om spenningene ortogonalt på treets fiberretning er lik null, vil den gjeldende skjærspenningen tilsvare skjærfastheten.
- P_2 : I tilfeller det påsettes ortogonale strekkspenninger lik treets fasthet i den retningen, vil skjærfastheten reduseres til null.
- P_3 : Umiddelbare trykkspenninger virkende i ortogonal retning, gjør det mulig å oppnå skjærspenninger over trevirkets normale kapasitetsgrense. Den maksimale skjærspenningen oppnås når trykkspenningen tilsvarer dens respektive fasthet. Om lastene økes videre, vil brudd oppstå som følge av knusing i ortogonal retning.
- P_4 : Bruddkriteriet bør vise en kontinuerlig progresjon.

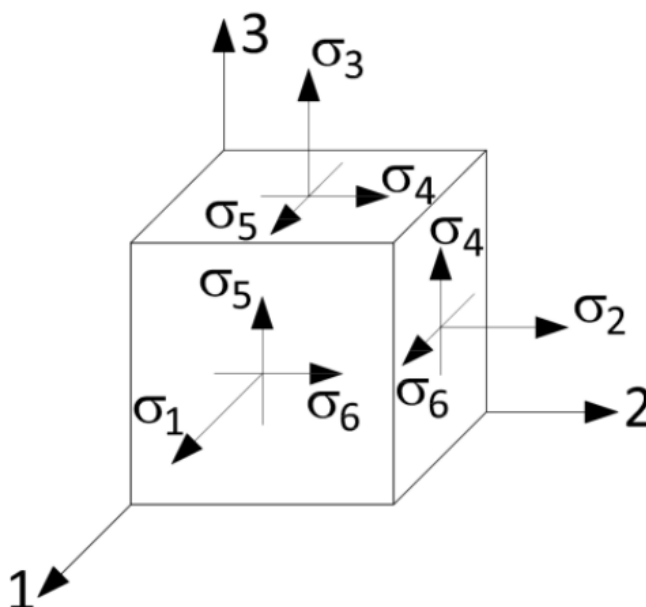
2.4.2 Tsai-Wu bruddkriterium

Tsai-Wu bruddkriterium er et enkelt styrkekriterium for anisotrope materialer utviklet fra en skalarfunksjon med to styrketensorer (S. W. Tsai og Wu 1971). Kriteriet tilfredsstiller de invariante kravene for transformering av koordinater, behandler interaksjonsbetingelser som uavhengige komponenter, og tar i betraktning styrkeforskjellen mellom positive og negative spenninger. I tillegg kan det spesifiseres for ulike materialsymmetrier, flerdimensjonale rom og fleraksiale spenninger. Likevel kan ikke kriteriet forklare de faktiske bruddmekanismene. Det er kun ment som et nyttig verktøy for materialkarakterisering, som bestemmer hvor mange uavhengige styrkekomponenter som finnes og hvordan de blir målt.

Det finnes et bruddplan i spenningsrommet definert ved ligning 2.6 (Massaro 2021):

$$F_i \sigma_i + F_{ij} \sigma_i \sigma_j = 1 \quad i, j = 1 \dots 6 \quad (2.6)$$

hvor F_i og F_{ij} er betegnelsene på henholdsvis styrketensorene og funksjonsparameterne for styrkeegenskapene. Videre beskriver σ_i og σ_j påsatte spenninger i ulike retninger, vist i figur 2.6.



Figur 2.6: Figuren illustrerer ulike spenninger i et lokalt aksesystem (Massaro 2021).

Dersom venstresiden av ligning 2.6 er mindre enn 1, vil ikke brudd oppstå (Massaro 2021). Derimot vil brudd forekomme for en venstreside lik 1 eller større. Venstresiden av ligningen innehar totalt 27 uavhengige styrkekomponenter, men kan reduseres ved diverse antagelser/betingelser og avhenger av hvilke spenninger som påføres.

For et skjærplan vil en ved påført langsgående skjær og ortogonal strekk få to spenninger. Disse kan for eksempel være σ_4 og σ_2 i figur 2.6, mens de resterende spenningene blir lik null. Uttrykket for ligning 2.6 vil da reduseres til:

$$F_2 \sigma_2 + F_4 \sigma_4 + F_{22} \sigma_2^2 + F_{44} \sigma_4^2 = 1 \quad (2.7)$$

For ortotropiske materialer er i tillegg $F_4 = 0$, ettersom skjærstyrkene referert til hovedplanene er uavhengige av skjærspenningenes fortegn (Massaro 2021). Det fører til at de lineære skjærspenningene

forsvinner, som videre gir ligning 2.8:

$$F_2\sigma_2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{44}\sigma_4^2 = 1 \quad (2.8)$$

med $F_2 = \frac{1}{f_{t,90}} - \frac{1}{f_{c,90}}$, $F_{22} = \frac{1}{f_{t,90}f_{c,90}}$ og $F_{44} = \frac{1}{f_v^2}$.

2.4.3 Tsai-Hill bruddkriterium

Tsai-Hill bruddkriterium for ortotropiske kompositter er en utvidelse av Hills kriterium for anisotrope duktile materialer, tidligere utledet fra Von Mises bruddkriterium for metaller (Kolios og Proia 2012). Kriteriet defineres fra én ligning, og kan utledes som følger (Massaro 2021):

$$(G + H)\sigma_1^2 + (F + H)\sigma_2^2 + (F + G)\sigma_3^2 - 2H\sigma_1\sigma_2 - 2G\sigma_1\sigma_3 - 2F\sigma_2\sigma_3 + 2L\sigma_4^2 + 2M\sigma_5^2 + 2N\sigma_6^2 = 1 \quad (2.9)$$

der F, G, H, L, M og N er styrkeparameterne definert av Hill (Massaro 2021), som senere ble evaluert av Azzi og Tsai (1965) for ortotropiske kompositter. Videre beskriver $\sigma_1 - \sigma_6$ de påsatte spenningene i ulike retninger, som illustrert i figur 2.6. Dersom venstresiden av ligning 2.9 er lik eller overstiger 1, vil brudd oppstå ifølge ligningen (Massaro 2021). Ellers vil ikke brudd forekomme. Sammenlignet med Tsai-Wu-kriteriet er ikke spenningsinteraksjonene uavhengige (Kolios og Proia 2012). Ligning 2.9 blir i tillegg sett på som mindre generell ettersom den tar hensyn til om aksialspenningene er i strekk eller trykk. I likhet med Tsai-Wu kan ikke Tsai-Hill-kriteriet anslå de ulike bruddmekanismene.

En kombinasjon av ortogonale strekk- og skjærspenninger i én retning hver vil for dette kriteriet kunne gi ligning 2.10:

$$(F + H)\sigma_2^2 + 2L\sigma_4^2 = 1 \quad (2.10)$$

hvor $F = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{f_{t,90}^2} + \frac{1}{f_{t,90}^2} - \frac{1}{f_{t,0}^2} \right] = \frac{1}{2} \left[\frac{2}{f_{t,90}^2} - \frac{1}{f_{t,0}^2} \right]$, $H = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{f_{t,0}^2} + \frac{1}{f_{t,90}^2} - \frac{1}{f_{t,90}^2} \right] = \frac{1}{2f_{t,0}^2}$ og $L = \frac{1}{2f_v^2}$, og σ_2 og σ_4 viser til henholdsvis strekkspenningene og skjærspenningene fra figur 2.6.

2.5 Utmatting

2.5.1 Generelt om utmatting

Utmatting er en prosess som innebærer dannelse og utvikling av sprekker i et materiale over tid, og oppstår på grunn av at materialet blir utsatt for gjentatte belastninger (Almar-Næss 2021). De gjentatte belastningene ved utmatting er ofte lavere enn den statiske kapasiteten til materialet. I begynnelsen av utmattingsforløpet oppstår det kun små atskilte sprekker i materialet. Ved vedvarende utmatting vil sprekken vokse sammen og til slutt gi utmattingsbrudd i materialet. Utmattingsforløpet deles ofte inn i tre trinn, der trinn I er initiering av sprekker, trinn II er sprekkevækst og trinn III er hurtig sprekkevækst fram til brudd.

De overnevnte trinnene gjelder for både lav- og høysyklus utmatting (Schijve 2009). Utmatting ved høye spenninger og plastiske deformasjoner beskrives som lavsyklus utmatting, ettersom utmattingsbruddet oppstår tidlig, gjerne før materialet har blitt påført 10^4 lastsykler. Ved lavsyklus utmatting med konstant lastamplitude, har det blitt observert stor plastisk deformasjon ved første lastsyklus, etterfulgt av mindre tøyingsamplituder i de følgende lastsyklene. Høysyklus utmatting innebærer at utmattingsbrudd skjer etter 10^4 lastsykler, ved lave spenninger og mer elastiske deformasjoner. I praksis er høysyklus utmatting den mest vanlige formen for utmatting, som følge av at relativt få konstruksjoner utsettes for lavsyklus utmatting. Det er områdene i materialet med størst

spenningskonsentrasjoner, ofte ved tverrsnittsoverganger, som er mest utsatt for utmatting.

Når det gjelder tre som materiale, har det ikke blitt observert et tydelig skille mellom lav- og høysyklus utmatting. I denne oppgaven settes derfor skillet ved 10^4 lastsykler, som virker å gjelde for flere andre materialer. For trekonstruksjoner må det tillegg til syklisk utmatting, også tas hensyn til statisk utmatting. Et mer kjent begrep for statisk utmatting er krep. Krep i tre innebærer at treet gradvis svekkes når det blir utsatt for statiske laster over lengre tid. Statisk utmatting har lenge vært et kjent fenomen, og følgende har effekten av krep blitt ivaretatt i NS-EN 1995-1-1:2004 (Standard-Norge 2010a) med styrkereduksjonsfaktoren k_{mod} . Syklisk utmatting er kun ivaretatt i enkelte tilfeller med reduksjonsfaktoren k_{fat} (Standard-Norge 2010b).

2.5.2 Notasjon for utmatting

Ved syklisk belastning vil spenningene i det påkjente materialet variere mellom maksimal spenning, σ_{max} , og minimum spenning, σ_{min} , der eventuelle trykkspenninger har negativt fortegn. Forholdet mellom disse spenningene kalles spenningsforhold og betegnes vanligvis med R :

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad (2.11)$$

Videre er gjennomsnittsspenningen, σ_{mean} , og spenningsdifferansen, $\Delta\sigma$, relevante parametere ved utmatting. Uttrykket for spenningsdifferansen er gitt ved:

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.12)$$

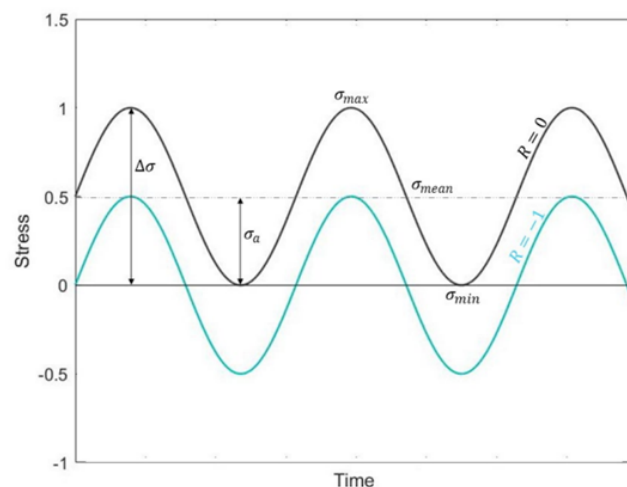
og følgende kan gjennomsnittsspenningen uttrykkes som:

$$\sigma_{mean} = \frac{\sigma_{min} + \sigma_{max}}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2} \frac{1+R}{1-R} \quad (2.13)$$

En annen sentral parameter for å beskrive utmatting, er spenningsamplituden, σ_a . Uttrykket for spenningsamplituden er gitt ved:

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (2.14)$$

De overnevnte parameterne illustreres under i figur 2.7, der syklisk belastning følger en sinuskurve for $R = 0$. I figuren vises også sinuskurven for $R = -1$, som svinger om den horisontale akse.



Figur 2.7: Illustrasjon av sykliske spenninger som følger en sinuskurve, plottet mot tid på den horisontale akse (Nygaard 2020).

2.5.3 S-N-kurve

For å beskrive utmattingsegenskapene til et materiale, er det vanlig å bruke en S-N-kurve (Schijve 2009). S-N-kurven er typisk lineær, men den kan også ha andre former, og gir en regresjon av punktdata fra utmattingstesting ved forskjellige spenningsnivåer. I S-N-kurver plottes sykliske spenninger (S) mot antall lastsykler (N) til brudd. Antall lastsykler til utmattingsbrudd er gitt i logaritmisk skala, og følgende uttrykkes den lineære S-N-kurven som:

$$f = B - A \cdot \log N \quad (2.15)$$

der f er syklisk spenningsnivå, B er konstantleddet ($\log N=0$) og A er kurvens stigningstall. Symbolet f er typisk for å representere spenningsnivåer, og brukes her istedenfor S . Det var den tyske ingeniøren og modellutvikleren August Wöhler som utviklet S-N-kurven, og følgende blir kurven også kalt Wöhler-kurven. Hensikten med kurven er å minimere sannsynligheten for utmattingsbrudd, ved å redusere sykliske spenninger i kritiske punkter i en konstruksjon.

Den avhengige variabelen for S-N-kurven er N , ettersom den andre variabelen, f , vil bestemmes i forkant av forsøkene. Det kan derfor være hensiktsmessig å plote N mot f under forsøkene, for så å plote kurven i f - $\log N$ -format etter at et tilstrekkelig antall utmattingsforsøk er utført. Videre vil det være nødvendig å utføre statistiske forsøk på prøvestykket som skal testes for utmatting, for å finne den statistiske kapasiteten og dermed etablere et utgangspunkt for S-N-kurven. Ved et spenningsnivå lik den statistiske fastheten til materialet, vil utmattingsbrudd oppstå etter 0.25 lastsykler. Følgende får S-N-kurven startverdi for $\log N = -0.6 = \log(0.25)$.

For å avgjøre hvor godt S-N-kurven passer til målepunktene, kan korrelasjonskoeffisienten benyttes (Frøslie 2022). Korrelasjonskoeffisienten betegnes R , og må ikke forveksles med spenningsforhold som har samme betegnelse. Korrelasjonskoeffisienten uttrykker styrken av korrelasjon mellom den avhengige og uavhengige variabelen, i dette tilfellet spenningsnivået f og antall lastsykler i logaritmisk skala, $\log N$. Verdien for korrelasjonskoeffisienten ligger mellom -1.0 og 1.0, der 1.0 er perfekt positiv korrelasjon og -1.0 er perfekt negativ korrelasjon. Videre kan en finne bestemmelseskoeffisienten, R^2 , som er kvadratet til korrelasjonskoeffisienten. Bestemmelseskoeffisienten vil ligge mellom 0 og 1.0, der $R^2 = 1.0$ betyr at den lineære regresjonskurven skjærer gjennom alle målepunktene.

2.5.4 Karakteristisk kurve

Den lineære S-N-kurven, eller lineære regresjonskurven, vil representere middelveidene for målepunktene fra utmattingsforsøk, og vil derfor ikke være tilstrekkelig til å dimensjonere for utmatting alene. Følgende kan det være hensiktsmessig å finne den karakteristiske kurven tilhørende regresjonskurven. NS-EN 14358 (Standard-Norge 2016) gir ingen informasjon om hvordan karakteristisk kurve beregnes, men den gir blant annet framgangsmåten for å finne karakteristisk verdi, 5 %-fraktilen, ved en normalfordeling. Framgangsmåten for karakteristisk verdi ved en normalfordeling kan også brukes for karakteristisk kurve. Dermed kan den karakteristiske kurven y_k utledes ved:

$$y_k = (A \cdot x + B) - k_s(n) \cdot s_y = C + A \cdot \log N \quad (2.16)$$

der $A \cdot x + B$ utgjør funksjonsuttrykket til regresjonskurven, A er kurvens stigningstall og C er konstantleddet. Videre er $k_s(n) \cdot s_y$ den horisontale avstanden mellom karakteristisk kurve og regresjonskurven, der s_y beskriver standardavviket for den lineære regresjonskurven. Standardavviket i en normalfordeling er definert som følger:

$$s_y = \sqrt{\frac{1}{n-2} \sum_{i=1}^n (m_i - (A \cdot x_i + B))^2} \quad (2.17)$$

der m_i er verdien på vertikalaksen for test i , og n definerer antall prøvestykker som er testet. Faktoren $k_s(n)$ kan forenklet uttrykkes som:

$$k_s(n) = \frac{6.5n + 6}{3.7n - 3} \quad (2.18)$$

2.5.5 Utmattingskontroll i henhold til NS-EN 1995-2:2004

Ifølge NS-EN 1995-2:2004 (Standard-Norge 2010b) settes den dimensjonerende utmattingsfastheten for en syklisk last med konstant amplitude lik:

$$f_{fat,d} = k_{fat} \frac{f_k}{\gamma_{M,fat}} \quad (2.19)$$

der f_k er karakteristisk statisk fasthet og $\gamma_{M,fat}$ er materialets partialfaktor for utmattingskontroll, og settes normalt lik 1. Bokstavene "fat" refererer til det engelske ordet for utmatting, *fatigue*. Videre er k_{fat} fasthetsreduksjonsfaktoren for sykliske laster, og bestemmes ved følgende uttrykk:

$$k_{fat} = 1 - \frac{1 - R}{a(b - R)} \cdot \log(\beta N_{obs} t_L) \quad (2.20)$$

der a og b er koeffisienter som avhenger av type utmattingspåkjenning, R er som kjent spenningsforhold, β er skadekonsekvensfaktor, N_{obs} er antall lastsykler og t_L er konstruksjonens dimensjonerende levetid uttrykt i år. For skjærutmatting er koeffisienten a lik 6,7 og b lik 1,3, i henhold til tabell A.1 i NS-EN 1995-2:2004 (Standard-Norge 2010b). Skadekonsekvensfaktoren, β , settes lik 3 der vesentlige konsekvenser kan forekomme ved utmattingsbrudd, og lik 1 der konsekvensene er uvesentlige. Dimensjonerende levetid settes lik 100 år, som er typisk for brukonstruksjoner, en konstruksjonstype som er svært utsatt for syklisk utmatting. Ved spenningsforholdene, $R = -1$ og $R = 0.1$ kan uttrykket for k_{fat} tilnærmes til henholdsvis ligning 2.21 og 2.22:

$$k_{fat} = 1 - 0.1298 \cdot \log(100\beta N_{obs}) \quad (2.21)$$

$$k_{fat} = 1 - 0.1119 \cdot \log(100\beta N_{obs}) \quad (2.22)$$

2.5.6 Konstant utmattingsliv-diagram

På slutten av 1800-tallet utviklet Goodman (1899) og Gerber (1874) diagram til å studere utmattingssegenskapene til materialer, som har blitt mye brukt i ettertid. Diagrammene plottes spenningsamplitude, σ_a , mot gjennomsnittsspennning, σ_{mean} , og inneholder funksjoner for spesifikke verdier av N . Ettersom N er konstant for de ulike kurvene, blir diagrammene kalt *constant life diagram* på engelsk, som kan oversettes til konstant utmattingsliv-diagram. Goodman-funksjonen er lineær og presenteres i ligning 2.23, og oppfyller relasjonen i ligning 2.24. Parameteren σ_e er spenningsamplituden for et gitt antall lastsykler i S-N-kurven for spenningsforholdet $R = -1$, og σ_u tilsvarer materialets statiske fasthet. Videre presenteres funksjonen til Gerber i ligning 2.25, med tilnærmet lik oppbygging som Goodman-funksjonen.

$$\sigma_a = \sigma_e \cdot \left(1 - \frac{\sigma_{mean}}{\sigma_u}\right) \quad (2.23)$$

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_e} + \frac{\sigma_{mean}}{\sigma_u} = 1 \quad (2.24)$$

$$\sigma_a = \sigma_e \cdot \left(1 - \left(\frac{\sigma_{mean}}{\sigma_u}\right)^2\right) \quad (2.25)$$

For enkelte materialer, blant annet tre, kan den lineære Goodman-kurven være for konservativ. Ifølge Malo, Massaro og Stamatopoulos (2022) vil konstant utmattingsliv-kurven for tre typisk ligge et sted

mellom Goodman- og Gerber-kurven, som illustrert i figur 2.8. Følgende vil krumningen, c , til denne kurven oppfylle $1 < c < 2$. Funksjonsuttrykket til kurven blir dermed:

$$\sigma_a = \sigma_e \cdot \left(1 - \left(\frac{\sigma_{mean}}{\sigma_u}\right)^c\right) \quad (2.26)$$

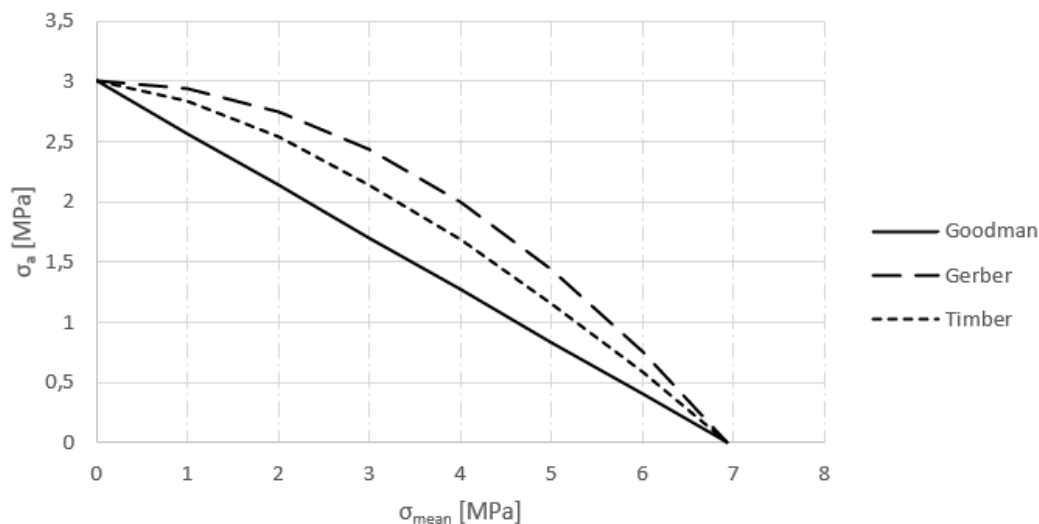
Verdien for krumning og dermed funksjonsuttrykket i ligning 2.26, kan bestemmes ved å utføre utmattingsforsøk for ulike verdier av R . Forsøk ved $R = -1$, vil ha en gjennomsnittsspennings lik 0, slik at punktene fra disse målingene vil ligge på vertikalaksen i konstant utmattingsliv-diagrammene. Videre vil punktene fra testing ved $R = 1$, som tilsvarer statisk testing, ligge på horisontalaksen. Figur 2.9 illustrerer et konstant utmattingsliv-diagram, basert på forsøk utført av Bonfield og Ansell (1991), som består av tre kurver for $N = 10^5, 10^6$ og 10^7 .

Kurvene i konstant utmattingsliv-diagram kan defineres på både venstre- og høyresiden av vertikalaksen, der gjennomsnittsspenningen er henholdsvis negativ og positiv. Dette illustreres i figur 2.9. Diagrammet i figur 2.8 er derimot kun definert for høyresiden, der $-1 < R < 1$. Videre viser figur 2.9 tydelig plasseringen av ulike spenningsforhold, R , i konstant utmattingsliv-diagram. De ulike verdiene av R tilhører én lineær S-N-kurve, slik at punktene i diagrammet følger rette radielle linjer ut ifra origo. Stigningstallet til disse linjene kan beregnes ved følgende uttrykk:

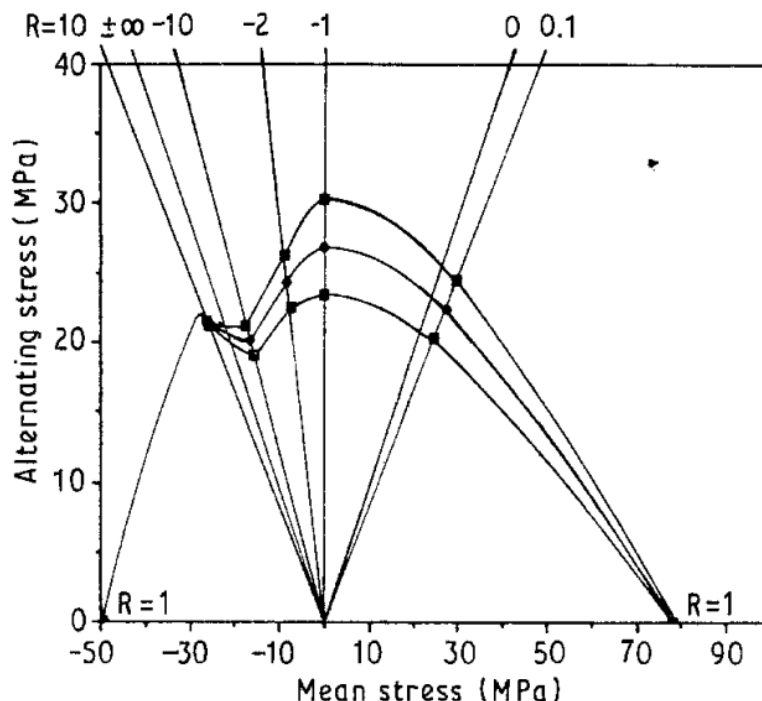
$$s = \frac{1 - R}{1 + R} \quad (2.27)$$

Kurvene i konstant utmattingsliv-diagrammene kan alternativt uttrykkes ved normaliserte laster, der $f_{a,CLD} = \frac{\sigma_a}{\sigma_u}$, $f_e = \frac{\sigma_e}{\sigma_u}$ og $f_{mean} = \frac{\sigma_{mean}}{\sigma_u}$. Med disse omskrivningene kan ligning 2.26 gjøres om til:

$$f_{a,CLD} = f_e \cdot (1 - (f_{mean})^c) \quad (2.28)$$



Figur 2.8: Illustrasjon av Goodman- og Gerber-kurven, i tillegg til forventet kurve for tremateriale. Verdiene for σ_a og σ_{mean} , samt krumningen til kurven for tre, er tilfeldig valgt.



Figur 2.9: Konstant utmattingsliv-diagram for aksielt belastet afrikansk mahogni (Khaya), med kurver for utmattingslivene $N = 10^5$, 10^6 og 10^7 (Bonfield og Ansell 1991).

2.5.7 Spredningsenergi i materialer ved syklisk utmatting

De fleste materialer oppfører seg ikke som perfekte elastiske materialer (Malo 2020). Dette betyr at materialene vil absorbere energi ved sykliske lastpåkjenninger. Denne energien kalles spredningsenergi, ettersom den spres/forsviner som blant annet moment, skjærkrefter og aksialkrefter i materialet. Spredningsenergien kan beregnes ved å plote syklisk last mot deformasjon i et diagram, som vil resultere i en lukket kurve, ofte kalt en hysteresekurve. Kurven vil omslutte den teoretiske lineær-elastiske kurven til materialet, og arealet innenfor hysteresekurven vil tilsvare spredningsenergien i materialet per lastsyklus. Med begrepet hystereser menes det fenomenet der en tilstandsending i et materiale, som følge av en ytre påvirkning, ikke forsvinner når påvirkningen fjernes (Sandstad 2021). Tilstandsendingen forsvinner først når en motsatt rettet påvirkning har virket med en viss styrke.

Ved utmatting av tremateriale, vil det være en viss grad av arbeidsharding av materialet under de første lastsyklene, som vil påvirke formen på hysteresekurven. Denne effekten vil avta relativt fort, slik at hysteresekurven vil stabiliseres etter noen få lastsykler. Følgende er det anbefalt å bestemme formen på hysteresekurven og dermed spredningsenergien fra en eller flere lastsykler etter arbeidsharding er fullført. En idealisert hysteresekurve er illustrert i figur 2.10, der k er den elastiske stivheten til materialet og bestemmes ut ifra hysteresekurven.

Ved å bruke samme notasjoner som i figur 2.10, kan ligningen for numerisk integrasjon av spredningsenergi uttrykkes som følger:

$$dE_{d,i} = \frac{1}{2}(F_{i+1} + F_i)(u_{i+1} - u_i) \tag{2.29}$$

der indeks i referer til steg i integrasjonen, F er en spenningsbasert størrelse og u er deformasjon. Spredningsenergien, E_d , per lastsyklus kan dermed uttrykkes ved:

$$E_d = \frac{1}{n} \sum_{i=0}^m dE_{d,i} \quad (2.30)$$

der m er antall steg det integreres over og n er antall lastsykler. Antall steg m bør velges slik at n blir lik 1 eller et heltall. Ved n lik 1, blir det for øvrig integrert over én hel hysteresekurve. Det vil være likevekt mellom den ytre og indre energien:

$$E_{ext} = E_{int} \quad (2.31)$$

der den ytre energien kan bestemmes ved formelen:

$$E_{ext} = \int_0^{u_{act}} F_{act} du_{act} \quad (2.32)$$

Parameteren F_{act} utgjør kraften som er påført prøvestykket og u_{act} er målt forskyvning i prøvemaskinen sin lastcelle. Det er vanskelig å skille mellom energi som brukes til sprekkdannelse i prøvestykkene ved utmatting, og energi som forsvinner som varme og til resten av systemet. I utgangspunktet kreves det omtrent like mye energi å danne en sprekk som er stor nok til å gi brudd i materialet, både for lave og høye spenninger.

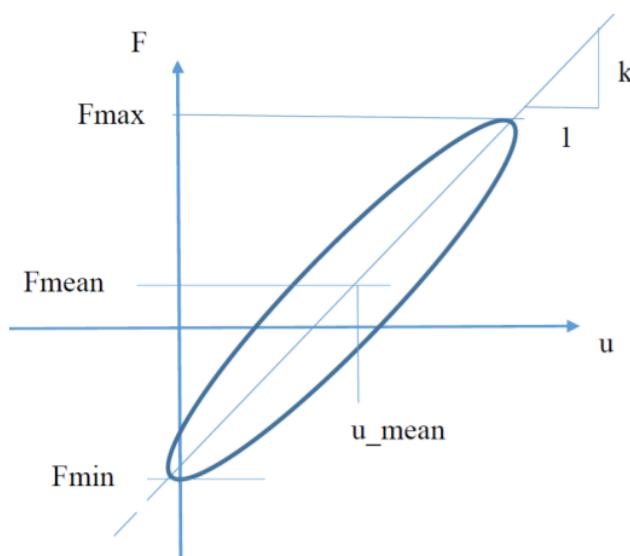
Videre kan den maksimale endringen i elastisk energi per lastsyklus uttrykkes ved:

$$\Delta U_{max} = \frac{1}{2} \frac{F_a^2}{k} \quad (2.33)$$

Med uttrykket for elastisk energi kan ligningen for ekvivalent viskøs dempning, eller dempningsrate, skrives om til følgende ligning:

$$\xi = \frac{1}{4\pi} \frac{E_d}{\Delta U_{max}} = \frac{E_d \cdot k}{2\pi \cdot F_a^2} \quad (2.34)$$

I ligning 2.34 antas det at dempningsraten er uavhengig av frekvensen på utmattingscyklene, men i virkeligheten er den avhengig av prøvestykkenes egenfrekvens. Malo (2020) foreslår dermed at dempningsraten bør bestemmes ved testing med en frekvens lik 1 Hz. Isaksen (2021) fant derimot at frekvenser på mellom 4 og 8 Hz, som er brukt i denne masteroppgaven, ikke påvirker dempningsraten betydelig.



Figur 2.10: Idealisert hysteresekurve (Malo 2020). Symbolet F brukes for spenningsbaserte størrelser og symbolet u for deformasjon.

3 Litteraturstudie

I denne litteraturstudien blir det utført en omfattende gjennomgang av tidligere forskningsarbeid innenfor fagfeltet, utmatting av trekonstruksjoner. Litteraturstudien oppsummerer også utvalgt forskning utført på ortogonale strekkspenninger i tre og bruddkriteriet i SIA 265:2003 (SIA 2003). Litteraturstudien begynner med en kort oppsummering av relevant forskning som har blitt utført av tidligere master- og doktorgradsstudenter ved NTNU. Videre presenteres utvalgte utmattingsmodeller fra litteraturen, før delkapittel 3.3 gir en omfattende gjennomgang av diverse forskning som har blitt utført på utmatting av trevirke. Litteraturstudien avsluttes med et kort delkapittel som omhandler ortogonale strekkspenninger og bruddkriteriet i SIA 265:2003.

3.1 Forskning utført av tidligere master- og doktorgradsstudenter

Gjennom masteroppgaven til Nygaard (2020) framgår en omfattende ”*state of the art*”-litteraturstudie på fagfeltet, utmatting av tre, som blir videreført i denne masteroppgaven. Følgende blir mye av den samme forskningen som ble undersøkt av Nygaard, også inkludert i denne litteraturstudien. I tillegg til litteraturstudien utførte Nygaard utmattings tester på gran (GL30c) utsatt for langsgående skjærspenninger ved spenningsforholdene $R = 0.1$ og $R = -1$. Resultatene fra testene ved $R = 0.1$ ble sammenlignet med resultater fra lignende tester utført av tidligere masterstudent Kvittingen (2017) og tidligere doktorgradsstudent Ostapska (2019). Kvittingen og Ostapska brukte prøvestykker som hadde kantete avslutninger innerst i innsnittene, mens Nygaard sine prøvestykker hadde runde avslutninger. Ellers var prøvestykkene og testene tilnærmet identiske.

Isaksen (2021) fortsatte arbeidet til Nygaard, og utførte ytterligere tester ved $R = -1$, på både gran (GL30c) og furu (GL30h). Videre utførte han en grundig analyse av resultatene og sammenlignet utmattingssegenskapene til gran (GL30c) og furu (GL30h). Isaksen utførte dessuten statistiske tester på furu (GL30h) sammen med masterstudent Johansen (2021). Fra de statistiske testene ble fastheten til furu (GL30h) ved langsgående skjær, $f_{u,furu}$, funnet til å være 6.93 MPa. Utmattings testene i denne masteroppgaven utføres også på furu (GL30h), og derfor blir resultatene fra Isaksen benyttet her.

3.2 Utmattingsmodeller fra litteraturen

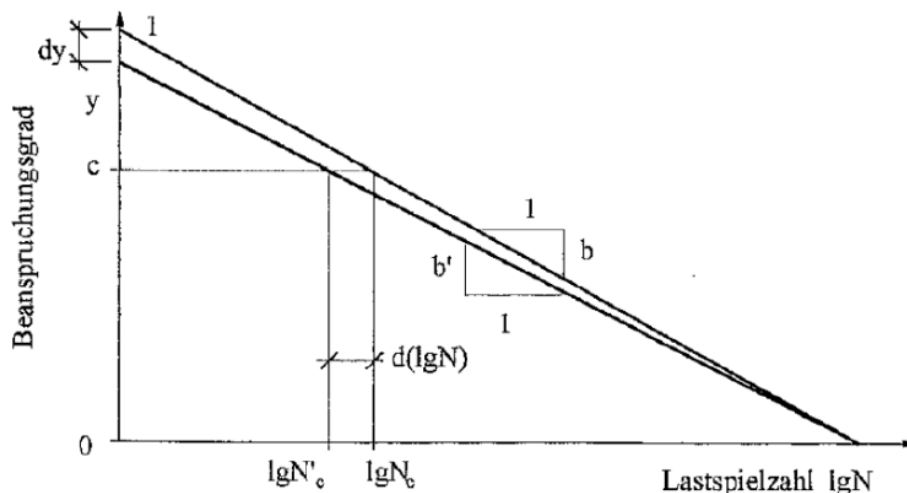
I dette delkapittelet presenteres tre utmattingsmodeller som senere blir benyttet i kapittel 4.

3.2.1 Mohrs spredningsmodell

Både Nygaard (2020) og Isaksen (2021) studerte spredningsmodellen til Mohr (2001). Modellen illustreres under i figur 3.1, der den øvre linjen i diagrammet representerer en lineær S-N-kurve. Videre har den nedre kurven startverdi i punktet som representerer den statistiske karakteristiske fastheten til materialet, og slutter i skjæringspunktet mellom S-N-kurven og den horisontale aksene. Den nedre kurven kalles heretter for Mohr-kurven. Mohr påpekte at dersom testdataen fra syklisk utmattings testing ligger mellom kurvene i modellen, innebærer det at spredningen i testdataen kan forklares ut ifra spredningen i den statistiske fastheten til materialet. En antagelse for modellen er at testdataen følger en normalfordeling om S-N-kurven, noe som virker å gjelde for utmatting av tre. Ligger testdataen under den nedre kurven, betyr det at spredningen blir påvirket av en ekstra effekt, som følge av den sykliske belastningen.

Mohr testet modellen sin på eksisterende utmattingsdata, og observerte at spredningen i de aktuelle testdataene kunne forklares fullstendig ut ifra den naturlige spredningen i den statistiske fastheten til materialet. Spredningen var til og med mindre enn forventet ifølge modellen. Følgende konkluderte Mohr med at spredningsmodellen, i tillegg til statistiske partialfaktorer, var tilstrekkelig til å

dimensjonere konstruksjonsdeler av tre utsatt for utmatting. Dette ble derimot ikke bevist for materialer med veldig liten spredning i den statiske fastheten.



Figur 3.1: Modell utviklet av Mohr (2001) for å beskrive spredningen av testdata fra syklisk utmattingstesting. Modellen plottes normalisert spenningsnivå på den vertikale aksene, mot antall lastsykler i logaritmisk skala på den horisontale aksene.

3.2.2 Mohrs bilineære utmattingsmodell

For å finne den beste formen på S-N-kurven for trematerialer, undersøkte Mohr (2001) tre forskjellige funksjonsuttrykk. Det første funksjonsuttrykket tilsvarte en lineær regresjonskurve i logaritmisk skala, som er beskrevet tidligere i underkapittel 2.5.3. Videre undersøkte Mohr en bilineær modell, bestående av to lineære kurver som møtes i det mest passende punktet, $\log N = \log N'$. Tallverdien for N' varierer for ulike lastsituasjoner og spenningsforhold. De to lineære kurvene i den bilineære modellen har ulike stigningstall, A_1 og A_2 , og presenteres i ligning 3.1 og 3.2. Det tredje funksjonsuttrykket som ble undersøkt, var en eksponentiell regresjonskurve.

$$f_1 = B_1 + A_1 \cdot \log N \quad \log N < \log N' \quad (3.1)$$

$$f_2 = B_2 + A_2 \cdot \log N \quad \log N > \log N' \quad (3.2)$$

Mohr (2001) undersøkte de tre forskjellige kurvene, ved å plote de imot eksisterende utmattingsdata på tre. For å vurdere funksjonsuttrykkene brukte Mohr minste kvadraters metode, som måler avviket mellom en gitt kurve og de aktuelle datapunktene. Den bilineære modellen ga lavest middelferdighet ved denne metoden, og ble følgende ansett som det best egnede funksjonsuttrykket til å beskrive utmattingsdataene. Det ble videre observert at den første kurven i den bilineære modellen er brattere enn den andre kurven. Samtidig fant ikke Mohr en nedre utmattingsgrense for tre, så stigningstallet A_2 kan ikke være lik 0.

Mohr (2001) konstruerte bilineære funksjoner for fire forskjellige lastsituasjoner, ettersom trematerialer har ulike utmattingssegenskaper for ulike lastsituasjoner. Egenskapene til disse funksjonene er illustrert i tabell 3.1 og de respektive kurvene er presentert i figur 3.2. De ulike lastsituasjonene ble delt inn i tre utmattingsklasser, der klasse I omfatter de lastsituasjonene som gir lengst utmattingsliv og klasse III omfatter de lastsituasjonene som gir kortest utmattingsliv. Utmattingsklassene er definert som følger:

Klasse I

- Rent trykk i aksialretning ($R > 0$)

Klasse II

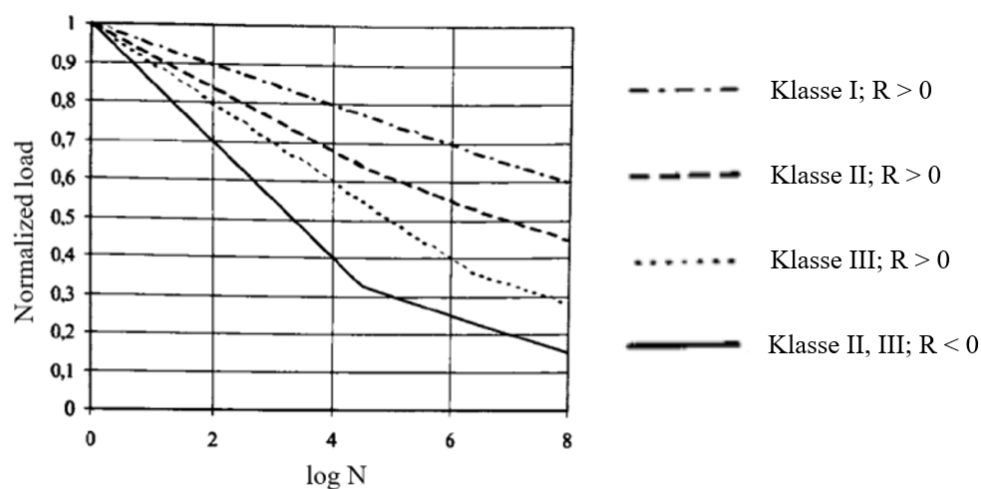
- Ensidig bøying og ren strekk i aksial retning ($R > 0$)
- Vekslede strekk-trykk, og bøying ($R < 0$)

Klasse III

- Ren skjær ($R > 0$) og vekslede skjær ($R < 0$)

Tabell 3.1: Egenskapene til de bilineære S-N-kurvene utviklet av Mohr (2001), for ulike utmattingsklasser (I-III) og spenningsforhold, R .

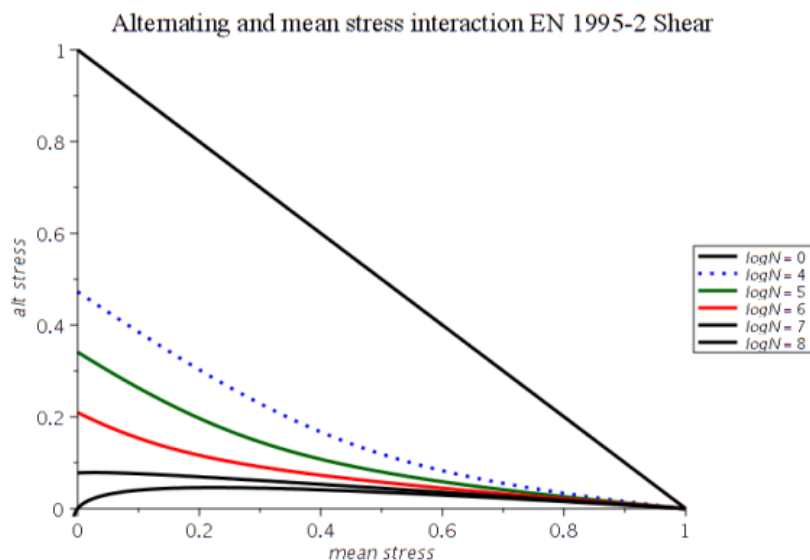
Utmattingsklasse	Spenningsforhold	B_1	A_1	N'	B_2	A_2
I	$R > 0$	1	-0.05	-	-	-
II	$R > 0$	1	-0.08	10^5	0.85	-0.05
III	$R > 0$	1	-0.10	$10^{6.3}$	0.683	-0.05
II, III	$R < 0$	1	-0.15	$10^{4.5}$	0.55	-0.05



Figur 3.2: Bilineære S-N-kurver med egenskapene gitt i tabell 3.1 (Mohr 2001). Legg merke til i figur 3.2 at kurvene krysser gjennom $\log N$ lik 0 ved en normalisert last på 1.

3.2.3 Konstant utmattingsliv-diagram i henhold til NS-EN 1995-2:2004

Malo, Massaro og Stamatopoulos (2022) plottet konstant utmattingsliv-diagram for flere forbindelser og lastsituasjoner i området $-1 \leq R \leq 1$, ved å bruke verdier i henhold til dimensjoneringsregler for utmatting fra NS-EN 1995-2:2004 (Standard-Norge 2010b). Diagrammet som presenteres i figur 3.3, ble funnet for skjærspenninger. Kurvene i diagrammet virker å være inkonsekvente, ved at kurvene er tydelig konkave opp til $\log N = 6$. Dette er muligens et resultat av mangel på fullstendige eksperimentelle resultater på dette området.



Figur 3.3: Konstant utmattingsliv-diagram for skjærspenninger i henhold til NS-EN 1995-2:2004, plottet av Malo, Massaro og Stamatopoulos (2022).

3.3 Oppsamling av tidligere forskning på utmatting av trekonstruksjoner

I denne delen vil det gjennomføres en litteraturstudie på utmatting av tre for diverse laster, forbindelser, trevirker osv., som en videreføring av litteraturstudien til Nygaard (2020). Delkapittelet deles inn i flere underkapitler med ulike temaer innen utmatting. Hvert underkapittel avsluttes med en oppsummering.

3.3.1 Sprekkdannelse og skadeakkumulering ved utmatting

Tsai og Ansells (1990) resultater sammenfaller med funnene til Bonfield og Ansell (1991) om at vekslende last ved $R = -1$, er mest kritisk ved aksiale belastninger. Med bruk av polariserende mikroskop kunne det observeres at de vekslende spenningslastene utviklet helt andre sprekker enn prøvestykkene som ble pålastet ensidige laster (K. T. Tsai og Ansell 1990). Ved sykliske trykkspenninger knakk de finere celleveggene og det oppstod folder i treverket. Observasjonen av folder sammenfaller med funnene til Gong og Smith (2004), som gjennomførte trykktester parallelt med fiberretningen på gran med sykliske kvadratiske bølgelaster. Derimot ble det for sykliske strekkspenninger utviklet langsgående sprekker (K. T. Tsai og Ansell 1990). Ved vekslende spenningslaster oppstod det en kombinasjon av lokale knekkpunkter, og strekking og splitting ved henholdsvis trykk- og strekkklaster. Det ble til slutt også konkludert med at kapasiteten reduseres allerede etter første syklus, men propagerer mindre ved økende lastsykler. Gong og Smith (2003) konkluderte med at bruddmekanismen har en sammenheng med dannelsen av lokale knekkpunkter i trakeideveggene i sommerveden. Antall lokale knekkpunkt i trakeideveggene kan derfor være en indikator på treverkets skadeomfang på det aktuelle tidspunktet.

Sieder og Niebuhr (2018) utførte tester på krysslaminert tre ved $R = 0.1$, der de undersøkte utmattingsegenskapene til i-planet skjær. De oppdaget at det oppstod langsgående sprekker i prøvestykkene under testingen, før skjærbruddet inntraff. Årsaken til disse sprekkenes var at trykkspenningene i toppen og bunnen av prøvestykkene hadde ført til ortogonale spenninger i disse områdene. Dette tydet på at utmattingsegenskapene til prøvestykkene ved ortogonale strekkspenninger var dårligere enn for skjær.

Chen, Gabbitas og Hunt (2006) gjennomførte sykliske tester på konstruksjonsvirker av både løvtre og bartre, hvor de aktuelle prøvene ble utsatt for sentrerte torsjonskrefter i lengderetning. Både under statiske og sykliske belastninger oppstod det uferdige og trege brudd for prøvestykkene av løvtre. Derimot ga prøvestykkene av bartre raske og fullstendige brudd. Sprekkutviklingen i løvtreet utviklet seg i tangentiell retning, men i radiell retning for bartreet.

Oppsummering

Vekslende laster ved $R = -1$ er mest kritisk, hvor det ved en kombinasjon av trykk- og strekkklaster henholdsvis oppstår lokale knekkpunkter i trakeideveggene, og strekking og splitting. Antall lokale knekkpunkter kan være en indikasjon på trevirkets skadeomfang. Det ble i tillegg observert at skadeakkumuleringen reduseres etter første lastsyklus, men propagerer mindre ved økende lastsykler. For krysslaminert tre ved $R = 0.1$ virker ortogonale strekkspenninger å være mer kritisk enn skjærspenninger, ettersom langsgående sprekker oppstod før skjærbruddet. Ved sentrerte torsjonskrefter oppstod det uferdige og trege brudd, og tangentielle tverrsnittssoppsprekninger for prøvestykker av løvtre. Derimot var bruddene raske og fullstendige for prøvene av bartre, med en radiell tverrsnittssoppsprekning.

3.3.2 Utmattingsoppførsel for ulike størrelsesparametere og produkter av treverk

Fra Tsai og Ansell (1990) kommer det fram at utmattingslivene påvirkes lite for ulike trevirker når de utsettes for normaliserte laster. Det er kun der trestrukturen er betraktelig annerledes at ulike størrelser og tettheter vil påvirke utmattingslivene til trevirkene. Bonfield og Ansell (1991) på sin side testet både større og mindre prøvestykker ved $R = -1$ og fant ingen betydelig reduksjon i utmattingslivene hos de større prøvestykkene for ulike spenningsnivåer. Dermed ser det ut til at den ortotropiske trestrukturen ikke påvirkes av variasjonene i mengden overflatefeil. Ifølge Mohr (2001) er utmattingskapasiteten upåvirket av størrelse, tetthet og temperatur. Styrkeklassene eller ujevnheter, som kvister, virker ikke å ha noen negativ innvirkning på kapasiteten under utmatting. Green, Winandy og Kretschmann (2010) fant likevel at små kvister reduserer treets styrke ved bøyning, som beskrevet i underkapittel 2.2.1. Høyere tetthet i trevirket ser ut til å gi en større utmattingskapasitet (Bond og Ansell 1998). Dette er i tråd med Harris (2003) som mener trevirkets sammerved, delen av treet med høyest tetthet, har høyere kapasitet ved syklisk belastning.

Skjærtester ble gjennomført av Kvittingen (2017) og Ostapska (2019), hvor det ble observert at det mest motstandsdyktige skjærplanet var avhengig av prøvestykkens geometri. Dette sammenfaller med Hansen (1991) som hevder at prøvestykker av limtre eller andre trevirker både er påvirket av størrelsen og formen. Effekten av størrelsen på prøvestykkene påvirker deres kapasitet, der de mindre har høyere kapasitet enn de større prøvestykkene.

Testene gjennomført av Bond og Ansell (1998) viste til sammenlignbare utmattingsegenskaper mellom konstruksjonsvirke og limtre. Noen av testene ga høyere utmattingskapasitet hos limtre, som kan skyldes harpiksen mellom lamellene. Derimot konkluderte Ota og Tsubota (1967), referert i Tsai og Ansell (1990), med at harpiksen ikke påvirker utmattingsegenskapene, spesielt i tilfeller ved små repeterende forskyvninger. Ifølge Mohr (2001) er utmattingskapasiteten i tillegg upåvirket av type trevirke. Det ble sett fra tidligere forsøk at det var liten forskjell i utmattingsegenskapene mellom

konstruksjonsvirke og andre treprodukter som limtre og OSB.

Oppsummering

Det ser ut til at utmattingsnivåene påvirkes i noen grad av produktets geometri, tetthet og andre forhold som kvister. Likevel er det vanskelig å konkludere med graden av innvirkning. Ulike treprodukter virker å ha lignende utmattingssegenskaper, til tross for at forhold som harpiks kan påvirke resultatene.

3.3.3 Nedre utmattingsgrense

Tsai og Ansell (1990) konkluderte med at en utmattingsgrense muligens eksisterte, men at den i så fall var lav. Kyanka (1980) på sin side mente tre og trebaserte kompositter hadde en klar utmattingsgrense. Kreuzinger og Mohr (1973) sammenlignet effekten av utmatting ved lavere og høyere spenninger. Basert på tidligere arbeid kunne de observere en lavere restkapasitet ved spenningsnivåer opp mot trevirkets statiske fasthet. Derimot var det ingen tendens til lavere restkapasitet ved lavere spenningsnivåer. Mohr (2001) mente likevel at det ikke kunne bestemmes noen nedre grense, til tross for at flere S-N kurver viste en tendens til reduserende helning for lavere laster.

Khaya-laminater testet under strekk-trykk ved $R = -1$ ga en utmattingsgrense på 20 MPa, noe som tilsvarer 40 % av deres statiske trykkfasthet (Bonfield og Ansell 1991). Med denne utmattingsgrensen foreslo Bonfield og Ansell at utmattingsdata, for $R = -1$, kunne beskrives med en S-N-kurve med sigmoid-form. Videre gikk prøvestykkene som ble utsatt for en vekslende spenning på 50 % av statisk trykkfasthet, til brudd mellom 10^6 - 10^7 lastsykler. Marsoem mfl. (1987), referert til i Mohr (2001), utførte sykliske strekktester for ulike trevirker, hvor utmattingsgrensen virket å ligge høyere enn 25 % av statisk strekkfasthet. Videre testet Faddoul (1981), referert til i Mohr (2001), forbindelser for vindindustrien i ren strekk med $R = 0.14$ og et spenningsnivå på 45 % av statisk strekkfasthet. Hans resultater førte til en antagelse om 40 % som utmattingsgrense.

Kollmann (1941), referert til i Mohr (2001), gjennomførte utmattingstester ved bøyning av asketre (løvtre). Prøvestykkene som ikke hadde gått til brudd mellom 10^7 - $1.2 \cdot 10^7$ lastsykler, ble stanset og deretter påsatt en høyere spenning ved test nummer to. Resultatet viste her at oppførselen til prøvestykkene som ble testet to ganger, var like med de som gikk til brudd under første test. Japansk seder (bartre) ble påført kvadratiske sykliske bøyepenninger på 65, 75, 85 og 95 % av statisk bøyefasthet ved frekvenser på 0.5 og 2 Hz (Sasaki, Oya og Yamasaki 2014). Her kom det fram at sammenhengen mellom gjennomsnittlig energitap og spenningslastene var bilinear. Det ga et gjennomsnittlig energitap på 1.10 kJ/m^3 per syklus, som tilsvarte en utmattingsgrense på 20 - 30 % av trevirkets statiske bøyefasthet.

Ando mfl. (2005) sammenlignet de sykliske torsjonskapasitetene til løvtre og bartre opp mot hverandre. Konvergensverdien for gjennomsnittlig energitap viste til en øvre grense for energitap før sprekkdannelse oppstår. Verdiene ble funnet til å være 0.7 kJ/m^3 og 0.5 kJ/m^3 per syklus for henholdsvis løvtre og bartre. Det tilsvarte en utmattingsgrense på rundt 30 % av den statiske torsjonsfastheten for begge treetypene.

Clerc mfl. (2020) fant en gjennomsnittlig utmattingsgrense for to testede trelim i limtre, 1C-PUR og PRF, mellom 20 og 48 % av deres midlere statiske skjærfasthet, ved RH lik 35, 50 og 85 %.

Oppsummering

Det er mye som tyder på at det kan finnes utmattingsgrenser for trevirker ved ulike laster, på mellom 20 og 40 % av deres statiske fasthet. Likevel er det delte meninger rundt om grensene er klare eller om de i det hele tatt kan bestemmes. Derfor kan ingen spesifikk utmattingsgrense fastslås foreløpig. For to testede trelim ble utmattingsgrensene målt til 20 og 48 % av deres midlere statiske skjærfasthet.

3.3.4 Utmattingsoppførsel for ulike forbindelser

Limte forbindelser

Bond og Ansell (1998) testet Khaya-laminater med skjerf-ledd (*scarf joint*) i både strekk og trykk. Resultatene viste til redusert utmattingskapasitet i strekk, men større kapasitet i trykk. Videre fant Lewis (1951), referert til i Bonfield og Ansell (1991), ingen forskjell i resultater mellom skjerf-leddede trevirker og konstruksjonsvirke testet i syklisk strekk. Observasjonene er i tråd med Kreuzinger og Mohr (1973) som ikke fant noen reduserende effekt på utmattingskapasiteten til limte forbindelser. Bohannen og Kanvik (1969) gjennomførte en syklisk utmattingsstest på to ulike fingerskjøter, hvor 10 prøver ble påsatt en syklisk spenning på 40, 50, 60, 70, 80 og 90 % av skjøtenes statiske fasthet. Resultatene viste at skjøtenes relative fasthet i strekk parallelt med fiberretningen ga en reduksjon på rundt 40 % ved 30 millioner lastsykler.

Metallforbindelser

Möhler og Maier (1973) testet utmatting av spikerforbindelser i trevirke, hvor det ble konkludert med at spikrene oftere gikk til brudd enn trevirket. Videre studerte Mohr (2001) tidligere arbeid som var gjort på spikre og kom fram til at negative spenningsforhold var mer kritiske enn positive.

Niebuhr og Sieder (2020) undersøkte utmattingssegenskapene til skruer, gjennom å utføre aksielle strekktester ved $R = 0.1$. Testene viste at utmattingsbrudd i skruene oppsto både ved avrivning av skruehodet og brudd i gjenget del. Fra disse funnene ble det anbefalt å kontrollere begge disse bruddmekanismene ved dimensjonering av utmatting i skrueforbindelser.

Aasheim (1997), referert til i Mohr (2001), testet ut dybelforbindelser med 2 og 4 innslissede stålplater, hvorav forbindelsen med 4 plater viste til lavest kapasitet under utmatting. Testene ble gjennomført både ved negative og positive spenningsforhold, hvor brudd oppstod henholdsvis i trevirket og forbindelsene. Malo mfl. (2006) gjennomførte tester på dybelforbindelser med 2 innslissede stålplater, hvor det ble konkludert med at brudd muligens forekommer som en konsekvens av sykliske laster.

Faddoul (1981), referert til i Mohr (2001), strekktestet blant annet forbindelsene spikre, skruer og limte dybler. Fra testene ble det konkludert med at utmattingsbrudd kan oppstå i forbindelsene. Videre refererte Mohr (2001) til Hancock og Bond (1995), som testet forbindelser mellom rotorbladene og navet i vindturbiner ved $R = 0.1$. Det ga en redusert utmattingskapasitet ned mot 60 % av statisk fasthet ved 1 million lastsykler.

American Railway Engineering Association (1959), referert til i Mohr (2001), studerte utmatting av bolter og fant at boltens styrke var redusert med 52 % av statisk fasthet ved antall lastsykler, $NOC = 5 \cdot 10^5$, og 70 % ved $NOC = 2 \cdot 10^6$ (Abendroth og Wipf 1989). Følgende fant Mohr (2001) at utmattingskapasiteten til bolter reduseres mer ved utmatting enn den gjør for spikre.

Stamatopoulos og Malo (2017) har senere utført aksielle utmattingsstester på gjengestenger ved $R = 0.1$. Resultatene ble plottet i en S-N-kurve og sammenlignet med k_{fat} -kurven for skjærkrefter i tre, ettersom aksialbelastede gjengestenger vil påføre treet skjærkrefter. Resultatene viste at k_{fat} -kurven var konservativ, i tillegg til at utmattingssegenskapene for de testede gjengestengene var bedre enn for innlimte festemidler.

Tre-betong-forbindelser

Aldi og Kuhlmann (2010) testet utmattingssegenskapene til en tre-betong-forbindelse, og observerte at resultatene sammenfalt relativt godt med k_{fat} -kurven for skjærkrefter i trekonstruksjoner. Forbindelsen som ble studert var et rektangulært hakk i trematerialet som ble fylt av betong fra det motstående betongelementet. Yeoh, Fragiaco og Carradine (2013) undersøkte nærmest den samme forbindelsen,

og studerte utviklingen av styrke og fasthet under utmatting ved $R = 0.5$. Resultatene viste at styrken til forbindelsen kun hadde blitt redusert med 5 % ved $\text{NOC} = 2 \cdot 10^6$. Det ble utført tilsvarende utmattings tester på tannplater i tre-betong-forbindelser, som resulterte i dårligere utmattings egenskaper enn den overnevnte forbindelsen med hensyn til styrke og fasthet.

Oppsummering

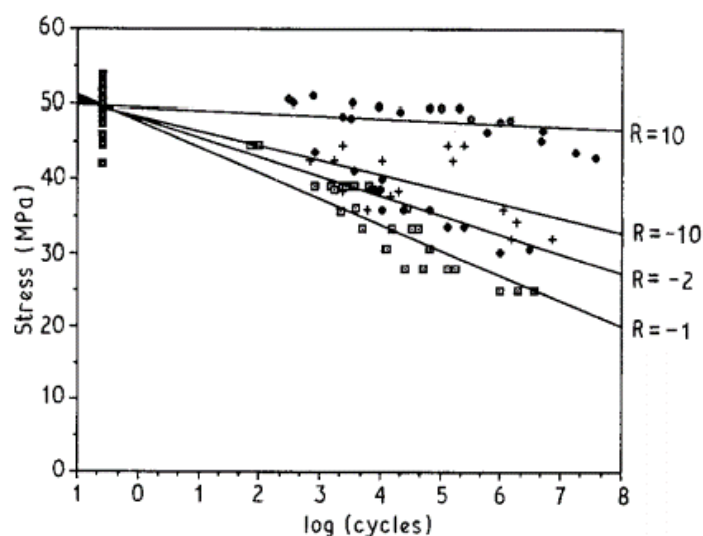
Limte forbindelser ser ikke ut til å redusere utmattingskapasiteten i trykk, mens enkelte resultater viser til en reduksjon i strekk. Utmattingskapasiteten til spikre, skruer, dybler og bolter kan være kritisk i en metallforbindelse, hvorav bolter er mer utsatt for sykliske laster enn spikre. Ved $R = 0.1$ er k_{fat} -kurven, ved skjær i tre, konservativ når en skal dimensjonere for metallforbindelser med gjengestenger. Videre sammenfalt k_{fat} -kurven relativt godt med kurven for en tre-betong-forbindelse i et rektangulært hakk, som fikk en utmattingsreduksjon på kun 5 % ved $\text{NOC} = 2 \cdot 10^6$. Tilsvarende tester på tannplater i en tre-betong-forbindelse viste til dårligere utmattings egenskaper enn ved det rektangulære hakket.

3.3.5 Utmattingsoppførsel for ulike laster

Aksiallast

Bonfield og Ansell (1991) konkluderte fra sine tester at utmattingskapasiteten til tre ved strekktesting ($R = 0.1$) er mindre enn ved trykktesting ($R = 10$), til tross for en høyere statisk fasthet. S-N-kurven for $R = 10$ er tilnærmet horisontal for Khaya-laminater og derav opprettholder laminatene nærmest sin statiske trykkfasthet under utmatting. Derimot reduseres strekkfastheten etter hvert ned til en spenning på mellom 50 - 60 % av dens statiske strekkfasthet. Ved en vekslende last mellom strekk og trykk, der $R = -1$, ble det videre konkludert med en høyere utmattingskapasitet hos Douglas-gran sammenlignet med Khaya-laminater.

I figur 3.4 framgår flere eksempler på S-N-kurver fra utmattingsforsøk på tre (Bonfield og Ansell 1991). Bonfield og Ansell fant at $R = -1$ ga den bratteste S-N-kurven, hvilket innebærer at dette spenningsforholdet ga de korteste utmattingslivene. Spenningsforholdet $R = -1$ innebærer at prøvestykket blir påført like store spenninger i strekk og trykk gjennom syklisk belastning.



Figur 3.4: S-N-kurver fra flere utmattings tester ved forskjellige spenningsforhold, R (Bonfield og Ansell 1991). Testene ble gjort på afrikansk mahogni (rødbrun kjerneved).

Bøying

Kohara og Okuyama (1992) gjennomførte bøyetester ved positive spenningsforhold. Resultatene fra deres tester passer godt inn i utmattingsklasse II, definert av Mohr (2001) i underkapittel 3.2.2, hvor

styrkereduksjonen til strekk og bøyning er antatt like. Det gir mening ettersom det alltid forekommer en strekkside under bøyning av komponenter.

Skjær

Det ble utført skjærtester på limtre av Kabanov (1998), referert til i Mohr (2001). Resultatene viste en større styrkereduksjon enn ved bøyning, med hele 54.7 % reduksjon, som ifølge Mohr tilsvarer en utmattingsklasse mellom II og III. Sieder og Niebuhr (2018) utførte tester på krysslaminert tre ved spenningsforholdet $R = 0.1$, der de undersøkte utmattingsegenskapene til i-planet skjær. Testdataene ble plottet imot Mohrs (2001) bilineære kurve for klasse III med $R > 0$, og verifikasjonskurven i NS-EN 1995-2:2004 (Standard-Norge 2010b) for skjærutmattning av tre. Følgende ble det observert at testdataene var tilstrekkelig konservative i forhold til disse kurvene. Videre viser S-N-kurvene for langsgående skjær en høyere kapasitet i TL- enn i RL-retning, ved strekktester på $R = 0.1$ (Bonfield og Ansell 1991).

Torsjon

Torsjonskreftene fra testene til Chen, Gabbitas og Hunt (2006) ble plottet mot antall lastsykler og resultatene viste at det oppsto spenningsrelaksasjon under testene. I tillegg viste resultatene en slakere helning for S-N-kurven tilhørende bartre sammenlignet med løvtre, som indikerer en høyere utmattingskapasitet for bartre ved torsjon. Hysterese-kurvene fra testene, viste at bartre opplever mer spredningsenergi enn løvtre under både tidligfasen av torsjonsbelastningen og ved sprekkdannelsen/bruddet. Prøvestykkene av løvtre fikk en liten stivhetsreduksjon for hver syklus fram til brudd, mens stivheten hos gran kun avtok rett før bruddet. Fiberretningen til løvtreet virket å ha liten betydning for dens hysterese-kurve.

Nafa og Araar (2003) utsatte limtrebjelker for sykliske torsjonskrefter, og kom fram til at spenningsamplituden er en av faktorene som påvirker bjelken mest. Brudd forekom kun ved en amplitude på 50 % eller høyere av det midlere påførte torsjonsmomentet. Zahredinne og Chaplain (2008) utførte sykliske torsjonstester på limtrebjelker i ulike områder av spenningskalaen. Det ble satt en test grense på 2000 lastsykler og det var kun bjelkene med påsatte normaliserte spenninger på over 50 % som gikk til brudd før det.

Strekk og torsjon

Sasaki, Yamasaki og Sugimoto (2005) gjennomførte kombinerte utmattingsstester med triangulære spenninger i strekk og torsjon på bjelker av bartre ved 1 Hz, med hensikt å studere trevirke under multiaksiale spenninger. Høye belastninger i både strekk og trykk ga ekstreme gjennomsnittlige energitap på 10 kJ/m^3 per lastsyklus. Sasaki og Yamasaki (2004) hadde året før gjennomført lignende forsøk, med kombinerte sykliske strekk- og torsjonskrefter. Strekkstivheten holdt seg relativt konstant gjennom hele utmattingsforløpet, til tross for at den så ut til å avta i liten grad ved en dominerende strekkraft. Derimot ble skjærstivheten redusert for økende NOC, med en større reduksjon for lavere spenningsnivåer enn høye, sett bort ifra da strekkreftene var dominerende. De kombinerte lastene resulterte i dominerende strekkbrudd ved høye spenninger og torsjonsbrudd ved lave spenninger.

Oppsummering

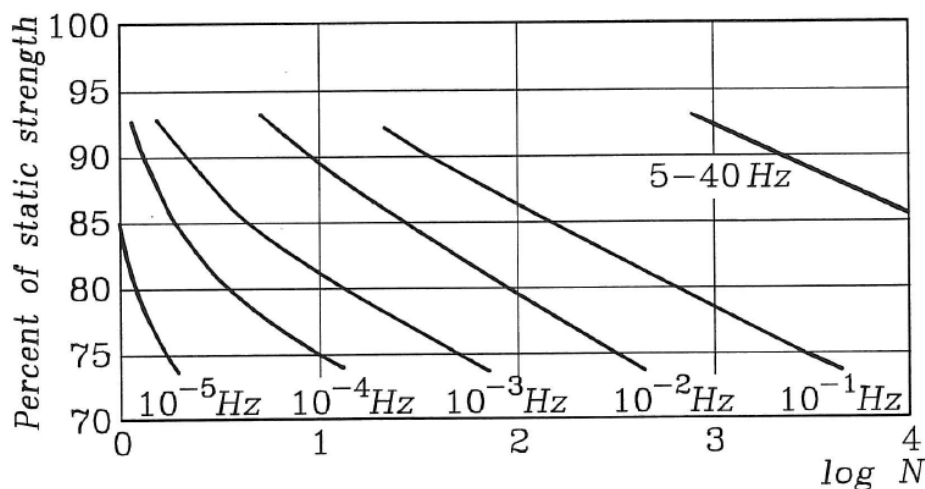
Utmattingskapasiteten er større i trykk enn i strekk for Khaya-laminater, til tross for større statisk strekkfasthet. Spenningsforholdet $R = -1$ er det mest kritiske for aksiallast, hvor Douglas-gran er sterkere enn Khaya-laminater for det aktuelle lasttilfellet. Utmattingskapasiteten i bøyning passer godt inn i utmattingsklasse II til Mohr (2001), hvor styrkereduksjonen i strekk og bøyning er antatt like. Limtre har en større styrkereduksjon i skjær enn bøyning, med en høyere kapasitet i TL-retning sammenlignet med RL-retning. Konservativt sett ligger skjær i rundt utmattingsklasse III. Videre har bartre en større torsjonsfasthet enn løvtre, hvorav brudd av limtrebjelker kun forekom ved en amplitude på 50% eller høyere av det midlere torsjonsmomentet. Ved kombinerende strekk-torsjonslast, dominerer strekkbrudd

ved høye spenninger og torsjonsbrudd ved lave spenninger.

3.3.6 Frekvensens påvirkning på trevirket

Testing av gran under syklisk trykk-belastning parallelt med fiberretningen ble gjennomført av Clorius mfl. (2000). Med en kvadratisk bølgeformet belastning og et spenningsnivå på 80 %, ble det funnet at NOC øker ikke-lineært ved en økende frekvens fra 0.01 til 10 Hz, samtidig som tiden til brudd reduseres. Dette gjaldt både ved RH lik 65 % og 85 %. Eksempelvis ble NOC redusert fra 10^3 ved 10 Hz til 10 ved 0.01 Hz. Det ble følgende konkludert med at Wöhler-kurver (S-N-kurver) er ubrukelige uten å representere en tredje dimensjon som tar hensyn til frekvensens påvirkning. Clorius (2001) alene gjennomførte også strekktester ortogonalt på fiberretning under samme belastningsmønster, frekvenser og relative luftfuktigheter. Resultatene viste at NOC var uavhengig frekvensen ved $RH = 65$ % og kun påvirket av spenningsnivå. Ved $RH = 85$ % var derimot prøvenes NOC i stor grad påvirket av frekvensen, der NOC økte for større frekvenser fra 0.01 til 1 Hz i flere spenningsområder.

Ifølge Clorius mfl. (2000) er kryp og permanente setninger de to tilfellene av skader som kan oppstå ved trykkutmattning. De permanente setningene er dominerende ved høyfrekvens-utmattningstester. Ved limtrestestene utført av Bach (1979), referert til i Hansen (1991), kan det for S-N-kurven, i figur 3.5, observeres spesielt store forskjeller i trykkapasitet for svært lave frekvenser. Ved høyere frekvenser er forskjellene mindre. Det er verdt å merke seg at høye frekvenser øker temperaturen til prøvene, noe som fører til fuktighetstap (Hansen 1991). Det bør derfor ikke gjennomføres tester under for høye frekvenser. Tilhørende torsjonsforsøkene til Ando mfl. (2005) ga høyere frekvens, på 1 Hz, et lengre utmattingsliv enn en lavere frekvens på 0.1 Hz.



Figur 3.5: Trykkapasiteten til limtre for ulike frekvenser (Bach 1979).

Oppsummering

Det ser ut til at utmattingslivene, i lave frekvensområder, øker med høyere frekvenser ved både parallelt trykk og torsjon, og i ortogonalt strekk ved en høy relativ fuktighet, RH . Permanente setninger dominerer ved høyfrekvens-utmattning i trykk.

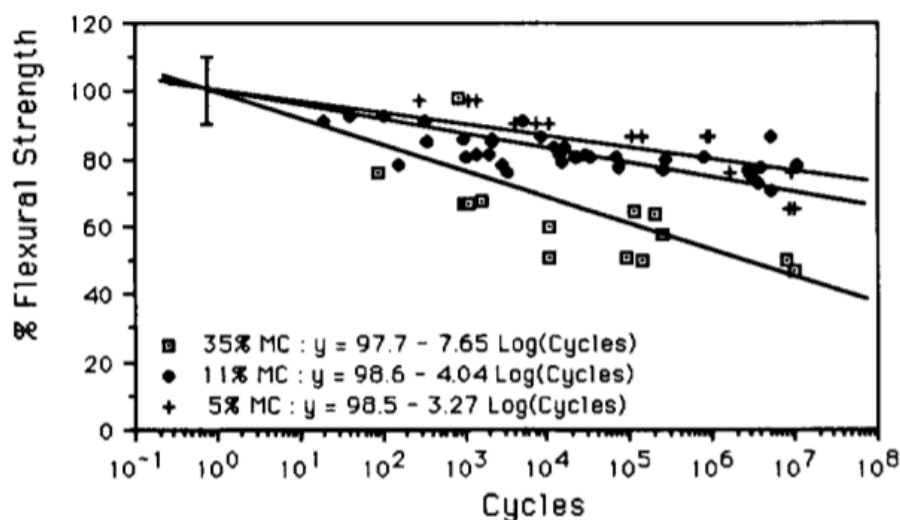
3.3.7 Fuktighetsinnhold

En økning i fuktighetsinnhold reduserer kapasiteten til trevirket både ved statisk og syklisk belastning (K. T. Tsai og Ansell 1990). Figur 3.6 illustrerer hvordan høyere fuktighetsinnhold gir brattere utmattingskurver, og dermed redusert utmattingskapasitet. Ettersom 35 % fuktighetsinnhold er over fibermetningspunktet for tre, er det forventet at en høyere metning vil gi tilsvarende resultat. Clorius

mfl. (2000) fant også at NOC avtar med økende fuktighetsinnhold, selv der spenningene var normalisert ved den statiske fastheten for de respektive fuktighetsinnholdene.

Oppsummering

Utmattingslivene reduseres med økende fuktighetsinnhold under syklisk belastning.



Figur 3.6: Effekten av fuktighetsinnhold fra utmattings testing av Khaya-laminater ved $R = 0.1$ (K. T. Tsai og Ansell 1990).

3.3.8 Påvirkningen av ulike bølgeformede belastninger

Gong og Smith (2003) utforsket effekten av ulike bølgeformede belastninger på konstruksjonsvirke av gran under lavsyklus utmatting i trykk, med varierende spenninger og en frekvens på 0.5 Hz. Kvadratiske, sinusformede og triangulære bølgeformer ble undersøkt, og det ble konkludert med at utmattingskapasiteten både er påvirket av størrelsen på lasten og lastens bølgeform. Skadeomfanget var størst og utviklet seg raskest for den kvadratiske bølgeformen, mens den triangulære bølgeformen gjorde minst skade. For like bølgelastere hadde det høyeste spenningsnivået størst innvirkning på skadeomfanget, samtidig som høy-til-lavsykliske lastsekvenser er mer ødeleggende enn lav-til-høy. De teoretiske sykliske lastene, som for eksempel de harmoniske, representerer naturligvis ikke de naturlige randomiserte lastene fra virkeligheten (Hansen 1991).

Oppsummering

Ved lavsyklus utmatting i trykk er utmattingslivet påvirket av størrelsen på lasten og lastens bølgeform. Høy-til-lavsykliske lastsekvenser er mer ødeleggende enn lav-til-høy, og den kvadratiske bølgeformen er mer kritisk enn både den sinusformede og triangulære.

3.3.9 Kryssfiner og OSB i skjærbelastning

Prøvestykker av kryssfiner ble testet under syklisk skjærbelastning av Sugimoto, Sasaki og Yamasaki (2007). Prøvene ble utsatt for både triangulære og kvadratiske bølgelastere ved 0.5 og 5 Hz og normaliserte spenninger på 50, 70 og 90 % av statisk fasthet. Utmattingsgrensen hadde en gjennomsnittlig tøyingsenergi på 5.85 kJ/m^3 per lastesyklus. Sammenhengen mellom den gjennomsnittlige tøyingsenergien per lastesyklus og utmattingslivene virket å være uavhengig av de ulike bølgelastene. Derimot påvirket bølgelastene sammenhengen mellom spenningsnivåene og utmattingslivene.

Sugimoto og Sasaki (2006) testet frekvensens påvirkning på utmattingslivene til prøvestykker av kryssfiner i skjærbelastning. Større lastfrekvens førte til et lengre utmattingsliv for høye laster enn ved lavere frekvenser. Endringer i skjærstivhet og tøyning viste til at større lastfrekvens, ved høye spenninger, ga en langsommere skadeakkumulering og mindre forverring av mekaniske egenskaper.

Pulserende laster med skjærspenninger mellom 60 og 100 % av statisk fasthet, ble testet på både kryssfiner og OSB av Sugimoto, Yamasaki og Sasaki (2006). Energitapet per lastsyklus hadde en tilnærmet konstant verdi fra start til rett før brudd, og det ble funnet en høy korrelasjon mellom energitapet og utmattingslivet. Utmattingsgrensen ble satt til ca. 40 % av den statiske skjærfastheten, med en terskelverdi for gjennomsnittlig energitap på 0.446 og 0.350 kJ/m³ per lastsyklus for henholdsvis kryssfiner og OSB.

Oppsummering

Ulike bølgelaster påvirker sammenhengen mellom spenningsnivåene og utmattingslivene for kryssfiner i skjærbelastning, samtidig som at en større lastfrekvens fører til et lengre utmattingsliv for høye laster. For kryssfiner og OSB ble deres utmattingsgrense satt til ca. 40 % av deres statiske skjærfasthet.

3.4 Ortogonale strekkspenninger og bruddkriterium

I dette delkapittelet oppsummeres enkelte forsøk utført på prøvestykker av tre, utsatt for ortogonale strekkspenninger. Videre oppsummeres forskningen gjort av Steiger og Gehri (2011) på bruddkriteriet fra SIA 265:2003.

3.4.1 Ortogonale strekkspenninger

Barrett (1974) fant at den ortogonale strekkfastheten avtar betydelig for et økende volum av hvert enkelt prøvestykke. Dette fenomenet er kalt for størrelseseffekt og er som oftest forklart med Weibulls "svakeste ledd"-teori. Teorien baserer seg på at sannsynligheten for å møte på svake soner i treverket øker med økende belastet volum (Astrup mfl. 2006). Likevel virker det som at den store variasjonen i fasthet hovedsakelig skyldes endring i prøvestykkens høyde og i mindre grad det totale volumet (Pedersen mfl. 2003). Videre vil spenningsfordelingen og eventuelle spenningskonsentrasjoner påvirke resultatene i stor grad (Barrett 1974). Teorien forsterkes i paperet til Astrup mfl. (2006) og viser til anisotropien som en avgjørende faktor for konsentrasjonene. Antall lameller og lamellenes orientering i limtreet kan også ha en innvirkning på fastheten.

3.4.2 Bruddkriterium i henhold til SIA 265:2003

Steiger og Gehri (2011) sammenlignet den elliptiske ligningen 2.3 i SIA 265:2003 (SIA 2003) opp mot tidligere forsøk. De verifiserte at ligningen passet godt for resultatene fra testing av små prøvestykker som ble gjennomført av Mistler (1979) og Spengler (1982). I tillegg testet Gehri og Haas (2009), referert til i Steiger og Gehri (2011), store prøvestykker kun utsatt for skjærspenninger, som også viste høy korrelasjon med ligningen. Ettersom ligning 2.3 formuleres med et spenning/fasthet-forhold, kan den brukes for flere trevirker. Steiger og Gehri (2011) ønsket likevel at flere tester blir gjennomført på dette området på ulike prøvestykker av forskjellige størrelser og trevirker.

4 Utmattingsforsøkene

4.1 Introduksjon og bakgrunn

I denne masteroppgaven ble det utført utmattingsforsøk på limtre av furu (GL30h) ved langsgående skjær og spenningsforholdene $R = -1$ og $R = 0.1$. Testene ble hovedsakelig gjennomført ved standardiserte forhold, der prøvestykkene ble utsatt for en luftfuktighet, $RH = 65\%$, og en temperatur, $T = 20\text{ °C}$, før forsøkene. Prøvemaskinen som ble brukt for å gjennomføre utmattings-testene var M5 Instron 1325, med Catman-programvare for å måle forskyvninger i prøvestykkene under forsøkene. For å undersøke resultatene ble det hovedsakelig plottet lineære S-N-kurver og karakteristiske kurver, samt utvalgte kurver for å sammenligne med disse.

Utgangspunktet for å utføre utmattingsforsøk ved langsgående skjær, var å produsere testdata innenfor et fagfelt der det eksisterer lite resultater fra før. I tillegg til dette, har tilsvarende forsøk blitt gjort av tidligere master- og doktorstudenter ved NTNU, der Nygaard (2020), Kvittingen (2017) og Ostapska (2019) testet gran (GL30c) ved $R = 0.1$. Nygaard testet også gran (GL30c) ved $R = -1$, mens Isaksen (2021) testet både gran (GL30c) og furu (GL30h) ved $R = -1$. Resultatene til Isaksen på furu (GL30h) vil i dette kapitlet inkluderes med de nye resultatene ved $R = -1$, for å få mer fullstendige resultater.

Kapitlet deles inn i flere delkapitler. Først vil prøvestykkenes geometri tegnes, merking beskrives og produksjon forklares i delkapittel 4.2, før de ulike belastningene og analysemetodene beskrives i metoden i delkapittel 4.3. Informasjonen fra de overnevnte delkapitlene er felles for alle resultatene i kapittel 4. Videre presenteres resultatene fra utmattings-testene ved $R = -1$ i delkapittel 4.4, med diskusjon og konklusjon for resultatene i de to påfølgende delkapitlene 4.5 og 4.6. Tilsvarende struktur gjelder for den sykliske belastningen ved $R = 0.1$ i henholdsvis delkapitlene 4.7, 4.8 og 4.9. De lineære S-N-kurvene, tilhørende målepunktene ved $R = -1$ og $R = 0.1$, sammenlignes deretter i delkapittel 4.10, før konstant utmattingsliv-diagram til slutt utforskes for resultatene i delkapittel 4.11.

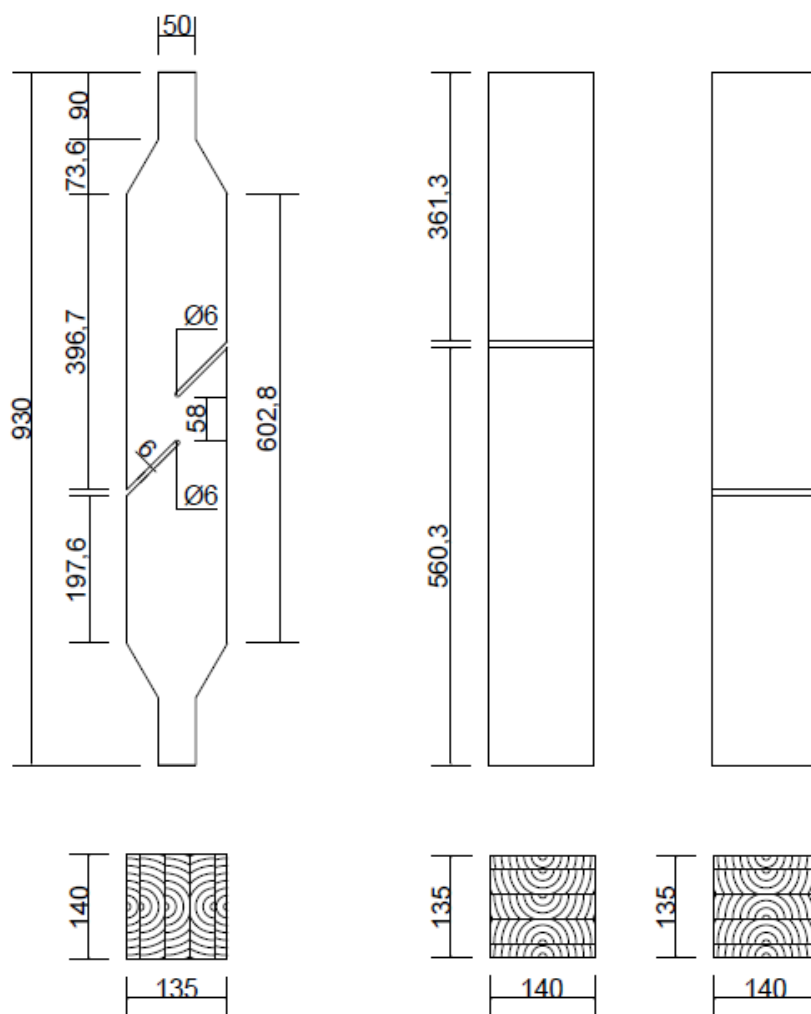
4.2 Prøvestykker

Prøvestykkene i denne masteroppgaven hadde identisk geometri med prøvene Nygaard (2020) og Isaksen (2021) benyttet til testing ved $R = -1$. Materialet som ble benyttet til prøvestykkene var limtre av furu (GL30h). Tidligere ble det brukt kombinert limtre av gran (GL30c), fram til Isaksen heller valgte å bruke furu (GL30h). Endringen skyldtes at det forekommer færre kvister i furu. Dette gir et mer homogent materiale, som antas å gi et lavere standardavvik i resultatene.

4.2.1 Geometri av prøvestykker

Prøvegeometrien til de aktuelle prøvestykkene er vist i figur 4.1. Formen på prøvestykkene er utarbeidet av Kjell Arne Malo, professor ved NTNU, i samarbeid med tidligere master- og doktorgradsstudenter. Hensikten med geometrien er å teste utmattingskapasiteten til limtre ved langsgående skjær.

Skjærsonen i prøvestykket er formet slik at bruddplanet gir en kombinasjon av RL- og TL-plan, ettersom planet delvis vil følge årringenes retning og samtidig krysse opptil flere årringer. For å optimalisere skjærsonen ble det kuttet til to innsnitt på hver side, med en vinkel til prøvestykkets lengderetning på 45° . Innsnittene peker innover, som vist i figur 4.1. For å hindre strekkspenninger ortogonalt på fiberretningen eller i innsnittenes ender, fant Nygaard (2020) ved en FEM-analyse at innsnittenes ender bør være 5-6 mm og avrundet. Nygaard konkluderte også med at skjærsonen kunne være opptil 60 mm lang, og fortsatt gi en jevn fordeling av skjærspenninger. Ettersom det var ønskelig med en lang skjærsonen, ble skjærsonens lengde satt til 58 mm.

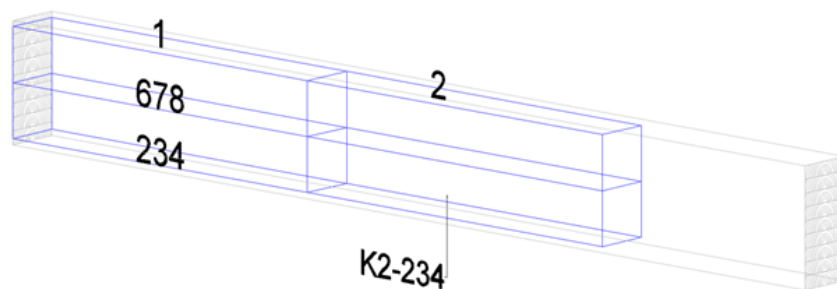


Figur 4.1: Illustrasjon av prøvestykkenes geometri.

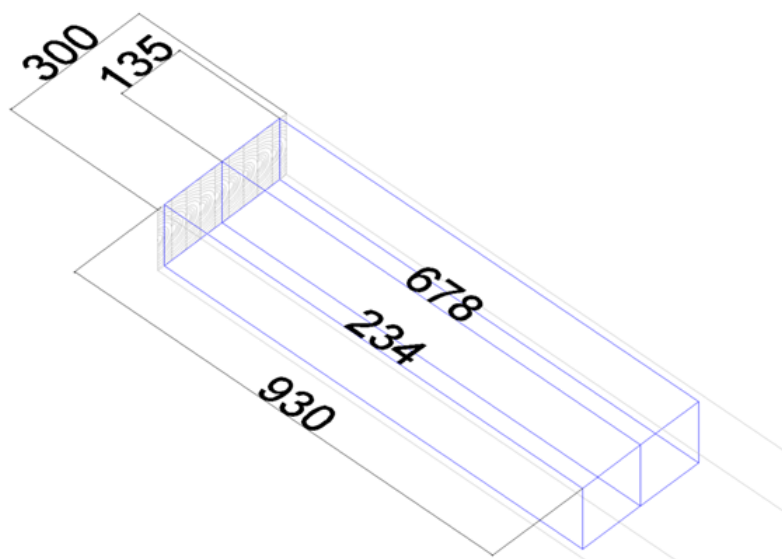
Prøvestykkets lengde er satt til 930 mm. Øverste og nederste del av prøvestykket er skåret inn til en bredde på 50 mm, for å gi prøvemaskinen et best mulig gripetak og samtidig overføre kreftene ned til skjærsonen mest mulig effektivt. Bredden til prøvestykkene er 140 mm, mens høyden er målt til 135 mm. Den vertikale avstanden mellom innsnittenes ender er på 58 mm. Følgende blir det nominelle arealet til skjærsonen: $A_{nom} = 58 \cdot 140 \text{ mm}^2 = 8120 \text{ mm}^2$.

4.2.2 Merking og inndeling av prøvestykker

Prøvestykkene ble skåret ut fra limtrebjelker med lengde lik 6 m og høyde lik 300 mm, og med lameller av tykkelse lik 33.3 mm. Følgende resulterte hver limtrebjelke i 12 prøvestykker, med to prøvestykker i høyden og seks i lengderetning. Merkingen og inndelingen av prøvestykkene er videreført fra Isaksen (2021) sine tester, og illustreres i figur 4.2 og 4.3, der K2-234 er gitt som et eksempel på et prøvestykke. Bokstaven 'K' refererer til hvilken limtrebjelke prøvestykket stammer fra, og følger en alfabetisk rekkefølge fra de tidligere brukte limtrebjelkene. Tallet '2' viser til en spesifikk kolonne i bjelkens lengderetning, der hver bjelke for øvrig består av seks kolonner. Videre beskriver tallene '234' hvilke lameller prøvestykket hovedsakelig består av. Limtrejelken består av ni lameller, med lamell 1 i bunnen og 9 i toppen. For å sikre at prøvestykkenes bruddplan ikke ble liggende i limskjøten mellom to lameller, ble lamell 1, 5 og 9 skåret til slik at midten av tverrsnittet lå godt innenfor den midterste lamellen i prøvestykket. Figur 4.2 og 4.3 illustrerer kun prøvestykkenes hele lameller 2, 3, 4 og 6, 7, 8. Bruddplanene vil følgende ligge i lamell 3 og 7.



Figur 4.2: Nummerering og merking av prøvestykker. Dimensjonene er gitt i mm.



Figur 4.3: Mål og inndeling av prøvestykker. Dimensjonene er gitt i mm.

4.2.3 Tillaging av prøvestykker

Som nevnt over ble prøvestykkene skåret ut fra 6 m lange limtrebjelker. For å dele opp limtrebjelkene i emner med målene gitt i figur 4.3, ble det brukt sirkelsag. Først ble bjelkene sagd på tvers til seks deler med lengde 930 mm. Videre ble disse delene skåret langs midten, som vist i figur 4.4. Deretter ble også de ytterste lamellene skåret på langs, slik at emnene fikk en bredde på 135 mm. Videre ble emnene skåret til ved bruk av en CNC-fres. CNC-fresen skar til endene og innsnittene på prøvestykkene, til den endelige prøvegeometrien, vist i figur 4.1.

Tillagingen av prøvestykkene ble utført i samarbeid med Terje Petersen og Gøran Loraas, som er avdelingsingeniører ved Institutt for Konstruksjonsteknikk ved NTNU. Terje Petersen ga opplæring i bruk av sirkelsag, og hjalp til med sagingen. Gøran Loraas var ansvarlig for CNC-fresen og utførte alt arbeid i forbindelse med denne.



Figur 4.4: Langsgående saging av deler til prøvestykkene, ved bruk av sirkelsag.

4.2.4 Fuktighetsinnhold

Før testingen ble prøvestykkene plassert i et klimarom for å oppnå ønskede fuktegenskaper. Klimarommet holder en temperatur lik $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ og en relativ fuktighet, $RH = 65\%$. Ved disse forholdene vil prøvestykkene ved likevekt oppnå et fuktighetsinnhold på omtrent 12% . For at prøvestykkene skulle beholde fuktigheten gjennom forsøkene, ble prøvestykkene pakket inn i to lag med damptett plast. For de korteste forsøkene ble det derimot besluttet at det ikke var nødvendig med dampsperre. Årsaken til dette var at det forventes neglisjerbare endringer i fuktighetsinnhold etter kun noen minutter. Med de korteste forsøkene menes forsøkene som varte mindre enn 15 minutter. Likevel ble prøvestykkenes vekt sjekket før og etter testen for eventuelle vekttap.

4.3 Metode

Testingen fant sted i Store prøvehall som tilhører Institutt for Konstruksjonsteknikk ved NTNU.

4.3.1 Utstyr og verktøy

For å utføre utmattingstestene ble prøvemaskinen M5 Instron 1325 benyttet. Maskinen har en kapasitet på 500 kN i både strekk og trykk, som er godt over behovet for utmattingstestene i denne oppgaven. Kalibreringsrapporten til maskinen finnes i vedlegg 2. Videre ble utmattingstestene utført i henhold til prosedyren som finnes i vedlegg 1. Prosedyren gir en detaljert beskrivelse av hvordan hver enkel test skal startes, styres og avsluttes. Prøvestykkene måtte først settes inn i maskinen, som ble gjort ved å klemme sammen endene på prøvestykkene med et trykk på rundt $10 - 15\text{ MPa}$. Ved det gitte trykket både øverst og nederst på prøvestykket, ble prøvestykkene tilstrekkelig fastholdt uten å bli knust. Se figur 4.5 for prøveoppsett. Utmattingstestene ble styrt fra stasjonær datamaskin med programvare tilhørende prøvemaskinen, der testenes parametere ble plottet inn. Programmet målte dessuten antall lastsykler prøvene hadde gjennomgått. Parallelt med dette ble kraft og forskyving i prøvestykkene logget fra en annen datamaskin med datasamlings-programvaren Catman. Catman logget med en frekvens på 200 Hz og nøyaktighet på 3-5 desimaler. Resultatene ble deretter lagret i ASCII- og Excel-filer.



Figur 4.5: Bilde av et prøvestykke som er innfestet i prøvemaskinen M5 Instron 1325. Bildet er tatt før den sykliske belastningen.

4.3.2 Last og spenningsnivå

Langsgående statisk skjærfasthet, $f_{u,furu}$, ble målt av Isaksen (2021) og Johansen (2021) til å være lik 6.93 MPa. Denne referanseverdien brukes også i denne oppgaven. Bruddfastheten til hvert enkelt prøvestykke kan følgende uttrykkes som:

$$F_{max} = f_{u,furu} \cdot A_V \quad (4.1)$$

hvor A_V er det målte skjærarealet til prøvestykkene. Videre er begrepet normalisert spenning nyttig for å beskrive spenninger i prøvestykkene under utmattningstestene. Normalisert spenning brukes her om forholdet $f_{max}/f_{u,furu}$, der f_{max} er den største skjærspenningen som blir påført et prøvestykke under utmattningstesting. For eksempel vil en normalisert spenning lik 0.6 tilsvare en utmattningstest der $f_{max} = 0.6 \cdot f_{u,furu}$, som også omtales som et spenningsnivå på 60 % av statisk fasthet.

4.3.3 Analysering med S-N-kurve, karakteristisk kurve og residualplott

For å analysere resultatene fra utmattningstesting, ble det hovedsakelig plottet regresjonskurver (S-N-kurver) for både $R = -1$ og $R = 0.1$. Python-kodene som ble brukt for de lineære regresjonene tok utgangspunkt i koden Isaksen (2021) benyttet, og er vist i vedlegg 3, 5 og 6. Karakteristiske kurver ble plottet sammen med regresjonskurvene, for å gi en bedre illustrasjon av verdiene som kan brukes til dimensjonering. Videre ble sentrale verdier for kurvene samlet i tabeller, for å kunne gjøre mer detaljerte vurderinger. Residualplott ble også benyttet for å lettere kunne analysere avvikene fra regresjonskurven til de ulike testresultatene. Hvordan residualplottene ble laget er vist i vedlegg 4. Som en del av analyseringen ble også bestemmelseskoefisienten, R^2 , og standardavviket, s_y , bestemt for flere av kurvene.

4.3.4 Kvist sin påvirkning på utmattingslivet

I utgangspunktet skulle kvistenes påvirkning på utmattingslivet i langsgående skjær analyseres ved en spesifikk S-N-kurve. Dette var ikke mulig, ettersom det kun ble funnet kvister i to bruddplan for testene ved $R = -1$, og i ett ved $R = 0.1$. Ett og to punkter er for lite til å plote en regresjonskurve.

4.4 Resultater for syklisk belastning ved $R = -1$

I dette delkapittelet presenteres resultatene fra utmattingsforsøkene ved $R = -1$ i tabell 4.1. Tabellen inkluderer 50 resultater for furu (GL30h), der de 33 første prøvestykkene i tabellen, G2-234 til J6-678, ble testet av Isaksen (2021) høsten 2020 og våren 2021. De resterende 17 prøvestykkene, fra K1-234 til N5-678, er testet i forbindelse med denne oppgaven og er markert som ”nye målinger” i tabellen. Vedlagt ligger vedlegg 8 med detaljert informasjon tilhørende hvert prøvestykke i tabell 4.1.

Testingen av prøvestykkene K1-234 til K6-678 ble utført ved høye normaliserte spenninger i området mellom 0.55 og 0.65. Det ble her benyttet en frekvens på 4 Hz, i likhet med Isaksen sine tester for høye normaliserte spenninger. Prøvene L1-234 og L1-678 ble videre utsatt for en frekvens på 6 Hz, mens de fire siste prøvestykkene i tabell 4.1 ble utsatt for en frekvens på 7 Hz. Det ble gjort for å redusere tidsbruk per test, og var samtidig et frekvensnivå prøvemaskinen klarte å holde uten problemer. For enda høyere frekvenser, begynte prøvemaskinen å lage dunkelyder, som er lite ønskelig.

Det ble for utmattningstestene valgt en gradvis økning i spenningsamplituder over det første sekundet, for å få en jevn start. Dette vil si at ved en frekvens på for eksempel 4 Hz, ble den ønskede spenningsamplituden først oppnådd etter den fjerde lastsykkel. For prøvene som ble utsatt for 4 Hz ble det besluttet å telle disse 4 syklene som kun 1. Fratrekking hadde spesielt stor innvirkning på prøve K1-234 som gikk til brudd allerede etter de 4 oppbyggingssyklene. Fratrekking ble ikke gjort på de resterende prøvene, som ble utsatt for 6 og 7 Hz, ettersom de ble belastet under lave normaliserte spenninger og fikk svært høye verdier av NOC.

Under tillagingen av prøvestykkene oppsto det et lite hakk langs midten av kuttene som ble skåret av CNC-fresen, som kan ha påvirket resultatene i noen grad. I tillegg ble noen av prøvene produsert med en avstand mellom innsnittene på 52 mm, på grunn av en feil i koden som ble brukt til å styre fresen. Denne feilen ble vurdert som ubetydelig, og prøvestykkene ble brukt til testingen. Vurderingen ble gjort i tråd med resultatene fra FEM-analysene utført på skjærsonen av Nygaard (2020). Nygaard observerte at en skjærsonen på 50 mm fikk tilnærmet lik fordeling av skjærspenninger som en skjærsonen på 60 mm, men den ble valgt til 60 mm (58 mm) etter ønske om å ha en lang skjærsonen.

Hvert underkapittel inneholder figurer, tabeller med mer detaljert informasjon rundt figurene, og en avsluttende gjennomgang av de oppnådde resultatene. Figurene har i hovedsak normalisert spenning på vertikalaksen, der vekslende spenning, f_a , er normalisert ved statisk langsgående skjærfasthet, $f_{u,furu}$ eller f_u . Ved spenningsforholdet $R = -1$ er for øvrig vekslende spenning, f_a , det samme som maksimal spenning, f_{max} . Til slutt legges det fram en forklaring av de oppnådde resultatene. Teksten i figurene er oversatt til engelsk, for å gjøre resultatene mer tilgjengelige. Figurene er laget i Python, der vedleggene 3 til 6 inneholder de relevante kodene. Brudd og bruddplanene til de 17 nye prøvestykkene er lagt til i vedlegg 16. Prøvestykket K1-678 ble ødelagt under tillagingen, og derfor ikke testet.

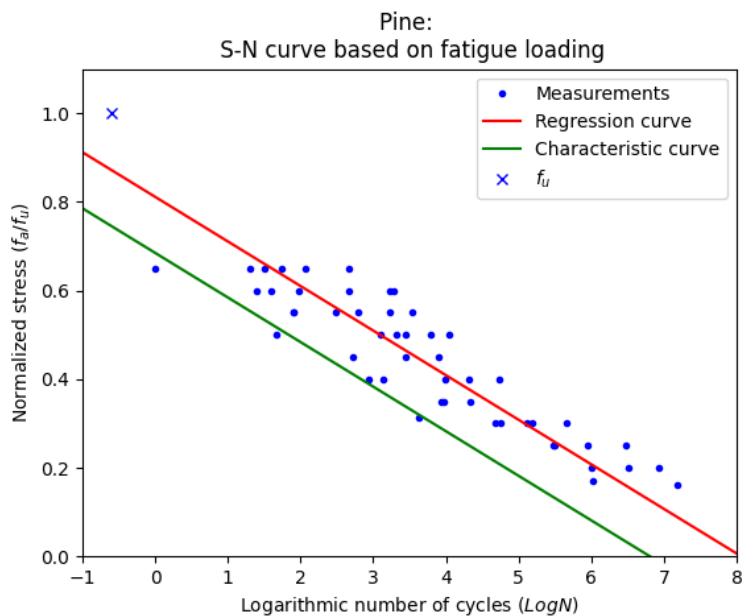
Tabell 4.1: Resultater fra både Isaksen (2021) og de nye utmattingsforsøkene, på furu (GL30h). Resultatene er listet opp i kronologisk rekkefølge. Forsøkene er gjennomført ved $RH = 65\%$, $R = -1$ og $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. ”DOL” og ”NOC” er forklart i listen *Forkortelser*.

Prøvestykke	f_a / f_u	NOC	DOL	Merknader
G2-234	0.4	9828	40.95 min	
G2-678	0.25	315131	1050.44 min	
G3-234	0.2	1022113	2.37 d	Kvist i bruddplanet
G3-678	0.2	3203332	7.42 d	
G4-234	0.25	877303	2.03 d	
G4-678	0.3	47700	159.00 min	
G5-234	0.3	57550	191.83 min	
G5-678	0.3	131201	437.34 min	
G6-678	0.17	1043567	2.01 d	
G6-234	0.16	15132137	29.19 d	Brudd etter 10^7 lastsykler
H1-234	0.5	10995	45.81 min	Fingerskjøt
H1-678	0.5	47	0.20 min	
H2-234	0.5	2800	11.67 min	
H2-678	0.5	2081	8.67 min	
H3-234	0.5	6141	25.59 min	
H3-678	0.6	93	0.39 min	
H4-234	0.6	1669	6.95 min	
H4-678	0.4	54525	227.19 min	Dobbelt bruddplan
H5-234	0.6	464	1.93 min	
I1-234	0.31267	4267	11.85 min	
I1-678	0.4	873	2.43 min	Dobbelt bruddplan
J1-234	0.6	25	0.10 min	
J1-678	0.55	3395	14.15 min	
J2-234	0.55	80	0.33 min	
J2-678	0.55	79	0.33 min	Dobbelt bruddplan
J3-234	0.45	7876	26.25 min	Liten kvist i bruddplanet
J3-678	0.45	528	1.76 min	
J4-234	0.45	2780	9.27 min	
J4-678	0.4	1395	4.65 min	Dobbelt bruddplan
J5-234	0.35	21973	73.24 min	
J5-678	0.4	20898	69.66 min	
J6-234	0.5	1256	5.23 min	Fingerskjøt
J6-678	0.35	9345	31.15 min	

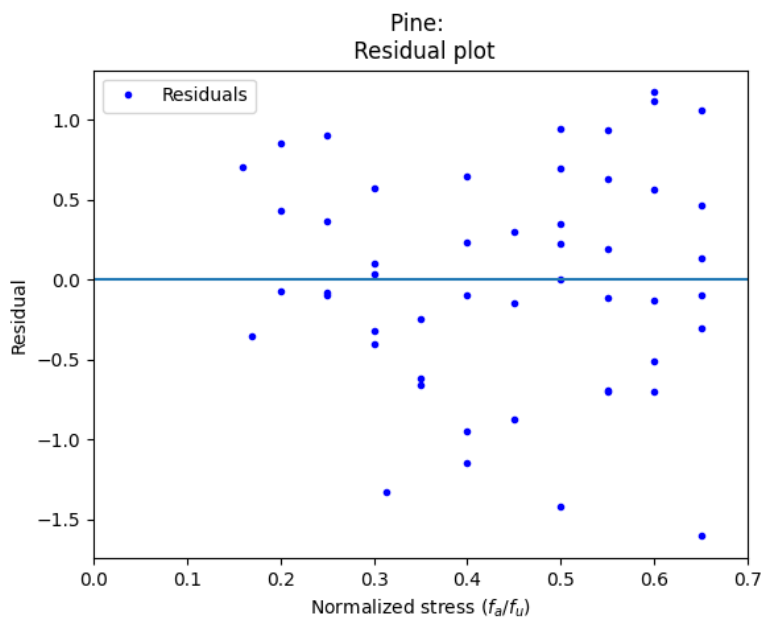
Nye målinger	####	####	####	####
K1-234	0.65	1	0.25 sek	
K2-234	0.65	463	1.93 min	
K2-678	0.65	20	5 sek	
K3-234	0.65	118	29.5 sek	
K3-678	0.65	55	13.75 sek	Fingerskjøt
K4-234	0.65	32	8 sek	
K4-678	0.6	1880	7.83 min	
K5-234	0.6	39	9.75 sek	
K5-678	0.55	1669	6.95 min	
K6-234	0.55	618	2.58 min	
K6-678	0.55	303	1.26 min	
L1-234	0.20	8471280	16.34 d	
L1-678	0.25	305557	14.14 t	
N1-234	0.30	152458	6.05 t	
N1-678	0.30	455775	18.09 t	
N2-234	0.25	3025520	5.00 d	
N5-678	0.35	8527	20.30 min	

4.4.1 S-N-kurver og residualplott

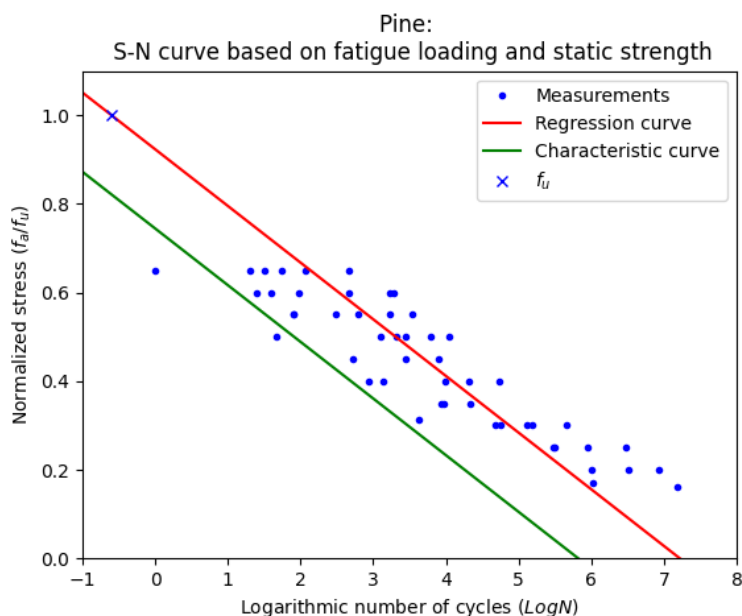
I dette underkapittelet presenteres først S-N-kurven i figur 4.6 for limtre av furu (GL30h), som har blitt utsatt for utmattning ved spenningsforholdet $R = -1$. Deretter følger et residualplott tilhørende S-N-kurven, som vises i figur 4.7. Residualplottet illustrerer avvik i horisontal retning mellom målepunktene og regresjonskurven. Til slutt presenteres enda en S-N-kurve i figur 4.8, der kurven tvinges gjennom statistisk fasthet. Målepunktene i figur 4.8 er de samme som i figur 4.6. I tabell 4.2 til 4.4, gis sentrale parametere tilhørende figurene i dette underkapittelet.



Figur 4.6: S-N-kurve for furu (GL30h). Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattningstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.



Figur 4.7: Residualplott for S-N-kurven for furu (GL30h). Skjærutmattningstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.



Figur 4.8: S-N-kurve for furu (GL30h), der kurven tvinges gjennom statistisk fasthet. Skjærutmattningstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

Tabell 4.2: S-N-kurver for furu (GL30h) for skjærutmattningstesting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Kurvene som er tvunget gjennom statistisk fasthet er merket ”**”.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	f(-0.6)	f=0
S-N-kurve	-0.101	0.811	0.872	8.065
S-N-kurve*	-0.128	0.923	1.000	7.219

Tabell 4.3: Verdier for furu (GL30h) for skjærutmattningstesting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Kurvene som er tvunget gjennom statistisk fasthet er merket ”**”.

Kurve	Antall målepunkt, n	$k_s(n)$	s_y	$k_s(n) \cdot s_y$	R^2
S-N-kurve	50	1.819	0.691	1.257	0.829
S-N-kurve*	50	1.819	0.769	1.398	0.789

Tabell 4.4: Karakteristisk kurve for furu (GL30h) for skjærutmattningstesting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Kurvene som er tvunget gjennom statistisk fasthet er merket ”**”.

Kurve	Konstantledd, C	$y_k(-0.6)$	Skjæringspunkt, $y_k = 0$
S-N-kurve	0.685	0.745	7.750
S-N-kurve*	0.744	0.821	5.821

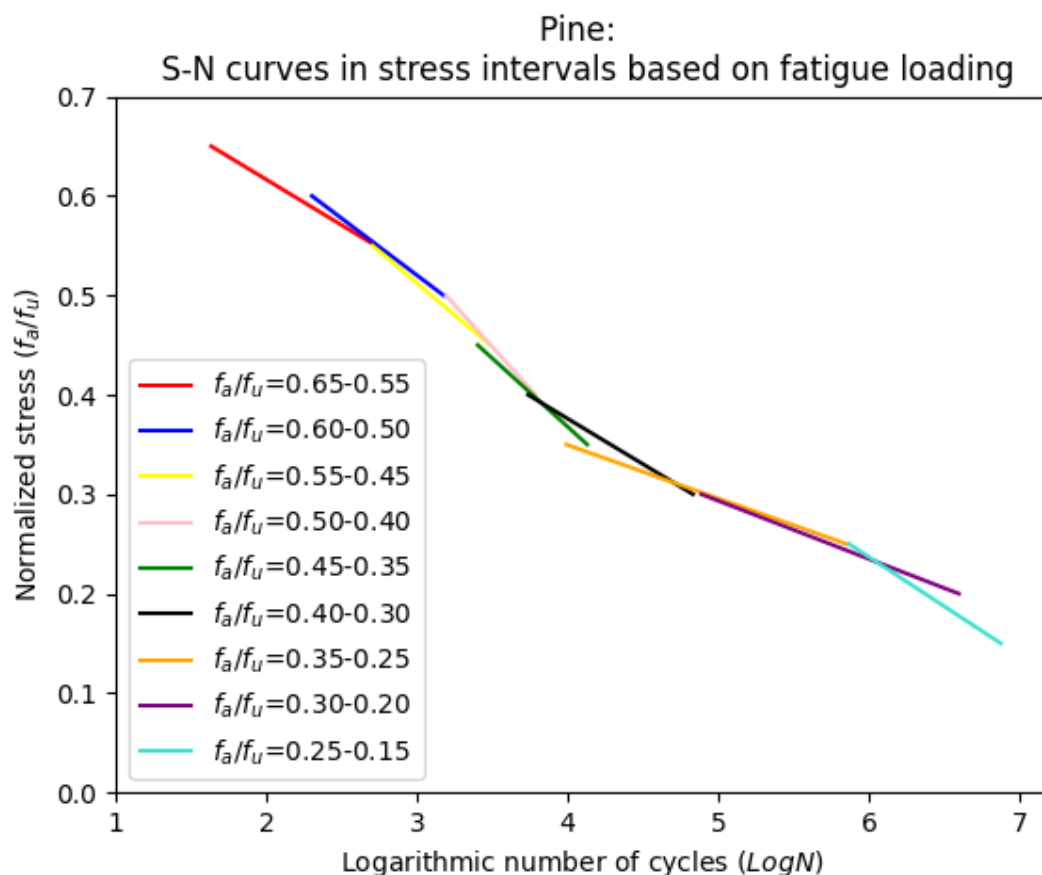
Den ordinære S-N-kurven ligger under punktet for statistisk fasthet, der punktet $f(-0.6)$ utgjør 87.2 % av den statiske skjærfastheten til furu (GL30h). Som følge av dette blir S-N-kurven som tvinges gjennom statistisk fasthet for bratt i forhold til målepunktene i diagrammet. På den andre siden er den ordinære S-N-kurven mindre konservativ enn S-N-kurven som tvinges gjennom statistisk fasthet, ved at flere målepunkter ligger til venstre for karakteristisk kurve i det ordinære diagrammet. For det ordinære diagrammet ligger 3 av 50 målepunkter, som tilsvarer 6 %, til venstre for den karakteristiske kurven, og dermed oppfylles ikke 5 %-fraktilen. Derimot er 5 %-fraktilen tilfredsstillt for kurven gjennom statistisk

fasthet med 2 av 50 målinger, 4 % av målingene, på venstresiden av sin karakteristiske kurve. For begge kurvene er det flere målepunkter på høyresiden av deres karakteristiske kurve, som ligger nærme.

Når det gjelder passformen til den lineære regresjonskurven i figur 4.6, er den relativt god med en bestemmelseskoeffisient lik 0.829 og et standardavvik på 0.691, hentet fra tabell 4.3. For kurven som tvinges gjennom statistisk fasthet er henholdsvis bestemmelseskoeffisienten og standardavviket lik 0.789 og 0.769. Videre kan det observeres fra residualplottet i figur 4.7, at målepunktene for de laveste spenningsnivåene i gjennomsnitt ligger over nullinjen. Dvs. at de respektive målepunktene ligger på høyresiden av den ordinære S-N-kurven i figur 4.6.

4.4.2 Spenningsintervaller

Det er interessant å undersøke hvordan trevirkets utmattingssegenskaper endrer seg for ulike spenningsintervaller. Dette underkapittelet tar derfor for seg utmattingsforløpet for gitte spenningsintervaller til 50 målepunkter vist i figur 4.9. Intervallene inkluderer alle målepunktene som ligger innenfor hvert av spenningsområdene. Tabell 4.5 presenterer de mest sentrale verdiene for sammenligning av kurvene.



Figur 4.9: S-N-kurver for ulike spenningsintervaller. Intervallene er definert i figuren. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u, furu} = 6.93$ MPa.

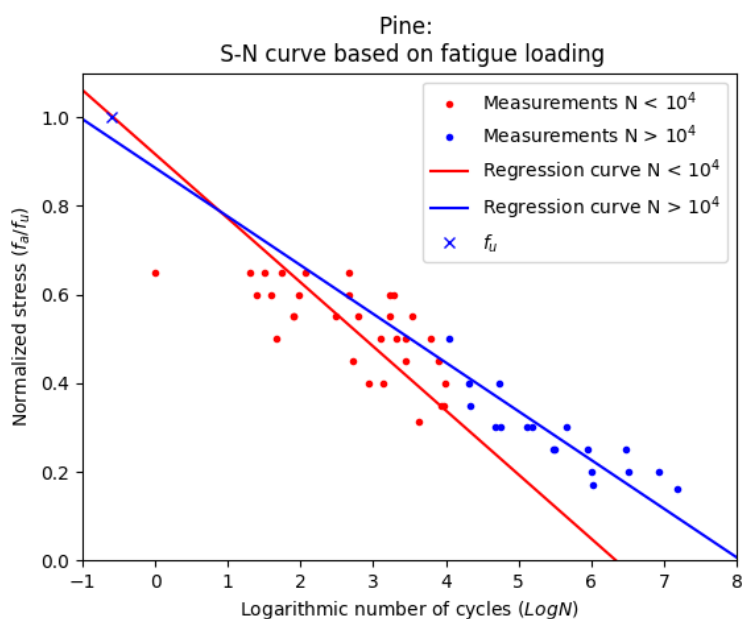
Tabell 4.5: Sentrale verdier for S-N-kurvene tilhørende de ulike spenningsintervallene. Skjærutmattingstestene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Antall målepunkt, n	Stigningstall, A	s_y	R^2
$f_a/f_u = 0.65-0.55$	18	-0.092	0.787	0.264
$f_a/f_u = 0.60-0.50$	18	-0.114	0.758	0.200
$f_a/f_u = 0.55-0.45$	15	-0.128	0.714	0.162
$f_a/f_u = 0.50-0.40$	14	-0.169	0.741	0.127
$f_a/f_u = 0.45-0.35$	11	-0.138	0.595	0.199
$f_a/f_u = 0.40-0.30$	14	-0.091	0.623	0.403
$f_a/f_u = 0.35-0.25$	13	-0.054	0.490	0.697
$f_a/f_u = 0.30-0.20$	13	-0.059	0.527	0.677
$f_a/f_u = 0.25-0.15$	9	-0.099	0.495	0.386

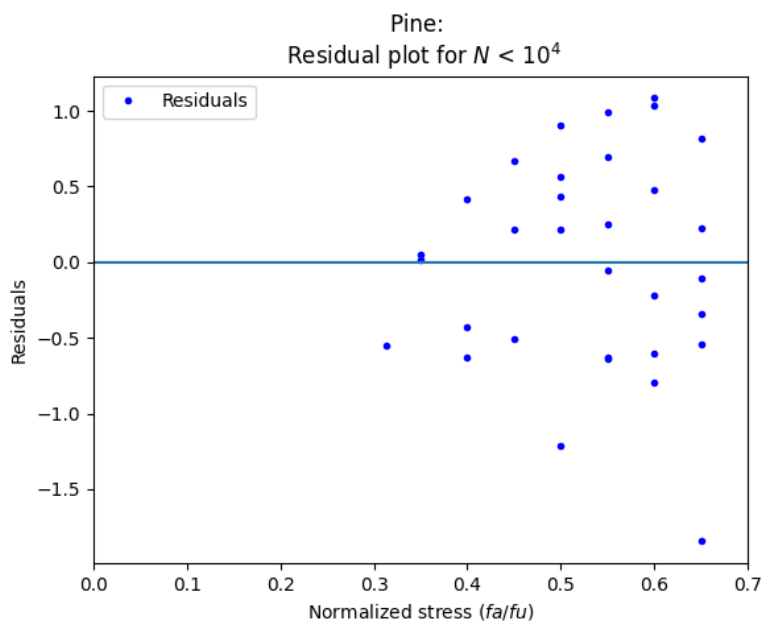
Figur 4.9 og tabell 4.5 viser endrede stigningstall fra de høyeste til de laveste spenningene, med generelt brattere kurver for høyere spenninger og flatere ved de lavere spenningsnivåene. Antall målepunkt per spenningsintervall varierer en god del, hvor spenningsintervallet med de laveste spenningene kun har inkludert 9 målinger. Bestemmelseskoeffisienten er generelt lav for alle intervallene og korrelerer svært dårlig, hvor den høyeste verdien er 0.697 for $f_a/f_u = 0.35 - 0.25$. Videre er standardavvikene gjennomsnittlig høye, med 0.490 som beste verdi igjen ved $f_a/f_u = 0.35 - 0.25$.

4.4.3 Lav- og høysyklus utmatting

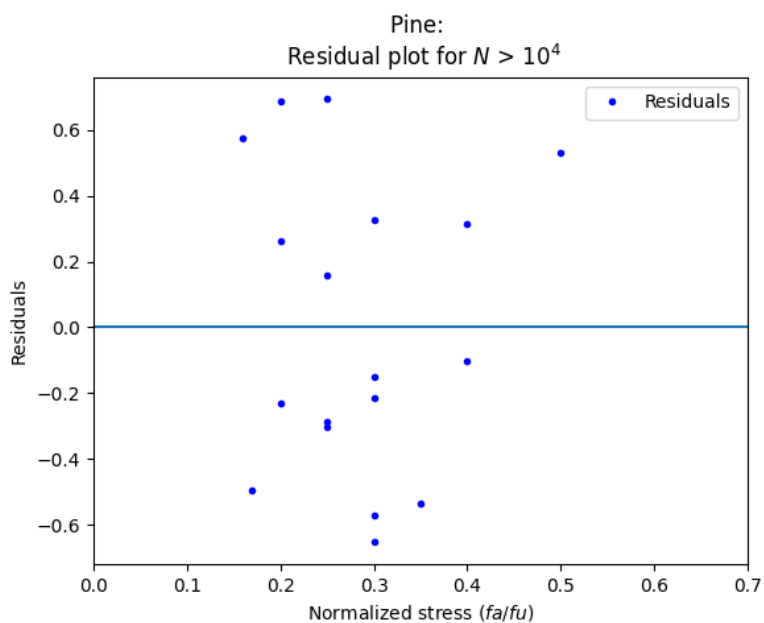
I figur 4.10 presenteres S-N-kurver for lav- og høysyklus utmatting for furu (GL30h), utsatt for langsgående skjær ved $R = -1$. Lavsyklus-målepunktene innebærer prøvestykkene som gikk til brudd før 10^4 lastsykler, og vises som røde prikker i figur 4.10. Videre illustreres høysyklus-målepunktene som blå prikker i figur 4.10, og innebærer prøvestykkene som gikk til brudd etter 10^4 lastsykler. I figur 4.11 og 4.12 vises residualplottene til S-N-kurvene for henholdsvis lav- og høysyklus utmatting. Til slutt presenteres viktige parametere tilhørende figurene i tabell 4.6.



Figur 4.10: Lav- og høysyklus S-N-kurver for furu (GL30h), separert ved $N = 10^4$ sykler. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.



Figur 4.11: Residualplott for $N < 10^4$ for furu (GL30h). Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.



Figur 4.12: Residualplott for $N > 10^4$ for furu (GL30h). Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

Tabell 4.6: Lav- og høysyklus S-N-kurver for furu (GL30h) for skjærutmatting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

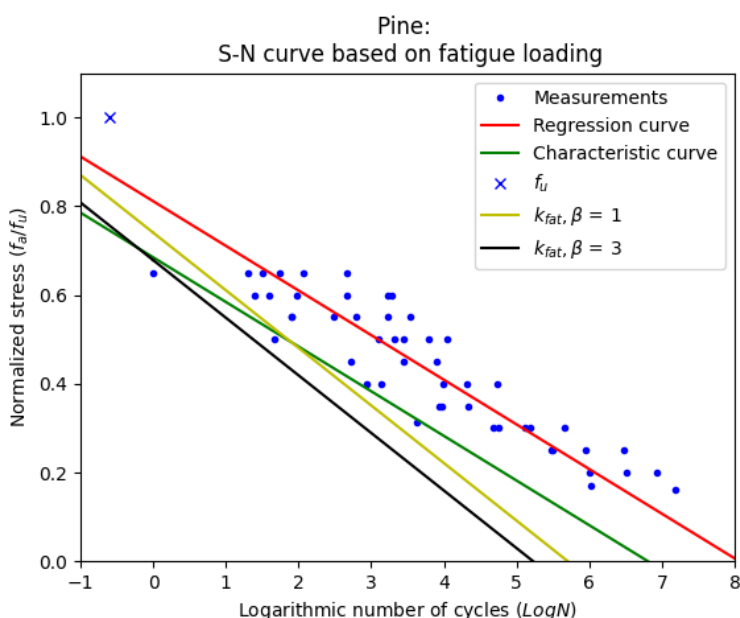
Kurve	n	Stigningstall, A	Konstantledd, B	f(-0.6)	f=0	R ²	s _y
$N < 10^4$	32	-0.145	0.917	1.003	6.341	0.492	0.708
$N > 10^4$	18	-0.110	0.886	0.952	8.062	0.762	0.465

Fra figur 4.10 og tabell 4.6 observeres det at S-N-kurven for høysyklus utmatting er slakere enn S-N-kurven for lavsyklus utmatting. Kurvene skjærer hverandre omtrent ved $\log N = 1$, samtidig som lavsyklus-kurven skjærer nærmest punktet for statistisk fasthet.

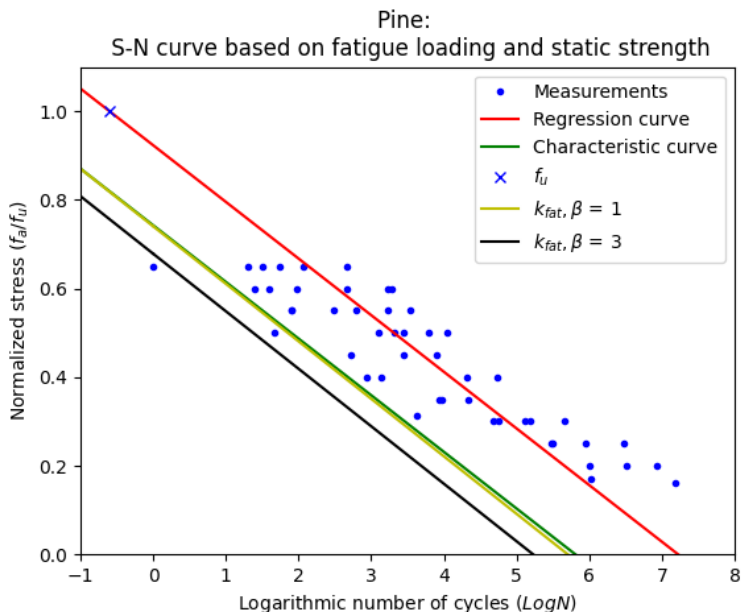
Når det gjelder spredningen mellom målepunktene og kurvene, oppnår kurven for høysyklus utmatting lavest standardavvik. Dette kommer dessuten klart fram ved sammenligning av residualplottet i figur 4.12 og residualplottet i figur 4.11. Følgende oppnår også S-N-kurven for høysyklus utmatting høyest bestemmelseskoefisient, R^2 .

4.4.4 Fasthetsreduksjonsfaktor k_{fat}

Det er behov for å undersøke k_{fat} sine egenskaper innenfor dimensjonering av treverk utsatt for utmatting ved langsgående skjær. Kurvene for k_{fat} med β lik 1 og 3, blir derfor sammenlignet med de lineære S-N-kurvene med tilhørende karakteristisk kurve, som ble illustrert i figur 4.6 og 4.8. Figur 4.13 og 4.14 plotter og sammenligner kurvene opp mot hverandre, hvor regresjonskurven tvinges gjennom statistisk fasthet i figur 4.14. Til slutt er alle relevante verdier for k_{fat} og de karakteristiske kurvene presentert i tabell 4.7.



Figur 4.13: S-N-kurve for furu (GL30h) og kurver for k_{fat} med $\beta = 1$ og $\beta = 3$. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.



Figur 4.14: S-N-kurve for furu (GL30h) og kurver for k_{fat} med $\beta = 1$ og $\beta = 3$. S-N-kurven er tvunget gjennom statisk fasthet. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

Tabell 4.7: Kurvene tilhørende k_{fat} og karakteristiske kurver. Kurven som er tvunget gjennom statisk fasthet er merket ”*”. Skjærutmattingsstesting er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	f(-0.6)	f=0
$k_{fat}, \beta = 1$	-0.1298	0.7404	0.8183	5.705
$k_{fat}, \beta = 3$	-0.1298	0.6785	0.7564	5.228
Karakteristisk kurve	-0.101	0.685	0.745	7.750
Karakteristisk kurve*	-0.128	0.744	0.821	5.821

Kurven for k_{fat} ved β lik 3 er naturligvis mer konservativ enn ved β lik 1. Figur 4.13 illustrerer hvor konservativ kurven er ved β lik 3, som bekreftes av verdiene i tabell 4.7. Kurvenes stigningstall for k_{fat} er lik -0.1298, som er brattere enn -0.101 for den karakteristiske kurven. Ved $f = 0$ ligger begge k_{fat} -kurvene godt under den karakteristiske kurven. Derimot er $f(-0.6)$ lik 0.745 for den karakteristiske kurven, noe som både er lavere enn 0.7564 og 0.8183 for henholdsvis kurvene med β lik 3 og 1.

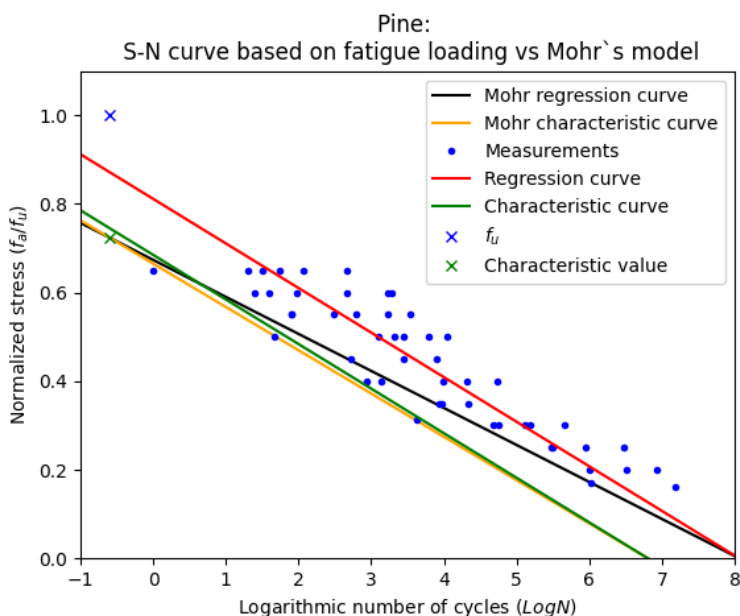
Figur 4.14 viser hvordan den karakteristiske kurven for regresjonskurven gjennom statisk fasthet er bedre tilpasset stigningstallet til k_{fat} -kurvene med en stigning på -0.128. Ettersom kurven ved $f(-0.6)$ er lik 0.821 og 5.821 ved $f = 0$, er den svært lik k_{fat} -kurven ved β lik 1. Kurven ved β lik 3 er tilnærmet parallell med den karakteristiske kurven, men ligger tydelig under.

Kurvene tilhørende k_{fat} tilfredsstiller 5 %-fraktilen. Ved β lik 3 ligger kun 1 av 50 målinger under kurven, som tilsvarer 2.0 % av målepunktene. For β lik 1 er prosenten på 4.0 % ettersom 2 av 50 målinger ligger under kurven. Likevel kan en merke seg at flere av målingene over kurven ligger relativt nærme kurven.

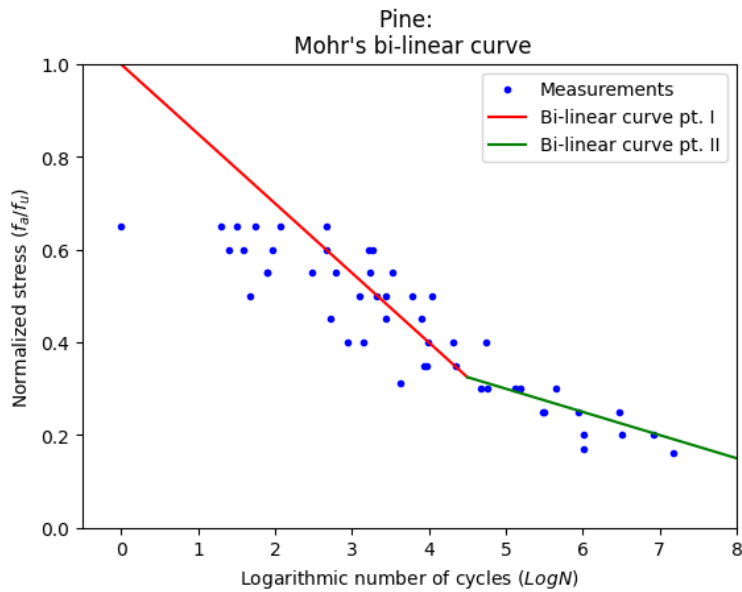
4.4.5 Utmattingsmodeller foreslått av Mohr

I dette underkapittelet blir resultatene fra utmattningstesting på furu (GL30h) ved $R = -1$ presentert i to ulike modeller utviklet av Mohr (2001). Det første diagrammet i figur 4.15 er basert på Mohrs spredningsmodell, som forklares i underkapittel 3.2.1. Det er plottet spredningskurver både for den lineære S-N-kurven og den tilhørende karakteristiske kurven. Spredningskurvene krysser for øvrig punktet for karakteristisk verdi, som ble beregnet av Isaksen (2021) til 5.02 MPa. Det tilsvarer en normalisert spenning lik 0.724 ved $f(-0.6)$. Videre krysser spredningskurvene skjæringspunktet mellom deres respektive kurve og horisontalaksen. Tabell 4.8 inneholder sentrale verdier for kurvene.

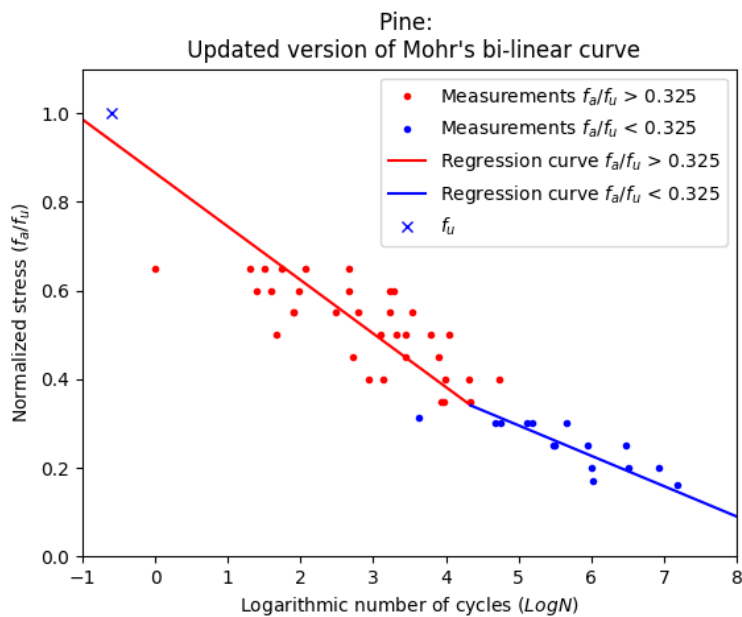
I figur 4.16 plottes utmattingsdataen mot Mohrs bilineære modell for skjærspenninger ved vekslende last, som beskrives i underkapittel 3.2.2. Parameterne tilhørende modellen er gitt i tabell 4.8. Deretter blir en oppdatert versjon av Mohrs bilineære modell presentert i figur 4.17, som er tilpasset utmattingsdataen for testingen ved $R = -1$. Den oppdaterte modellen består av to lineære regresjoner, for spenningsnivåer større og mindre enn 0.325, som er den samme grensen som Mohr brukte. De to regresjonene har skjæringspunkt ved $\text{Log}N = 4.37$, og linjene er kuttet ved dette punktet. Verdier for den oppdaterte versjonen presenteres i tabell 4.8 og 4.9.



Figur 4.15: Sammenligning av S-N-kurve for furu (GL30h) og Mohrs spredningsmodell. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattningstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.



Figur 4.16: Sammenligning av målepunkt for furu (GL30h) og Mohrs bilineære modell. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Den statiske fastheten ved $f(-0.6)$ er ikke relevant for modellen. Kurve I har 1 som funksjonsverdi ved $f(0)$, og skjærer kurve II ved $\log N = 4.5$ og $f_a/f_u = 0.325$.



Figur 4.17: Sammenligning av målepunkt for furu (GL30h) og oppdatert versjon av Mohrs bilineære modell. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Rød og blå kurve møtes ved $\log N = 4.37$.

Tabell 4.8: Diverse kurver for furu (GL30h) for skjærutmattingsstesting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Forkortelsen "I.R." i tabellen, betyr "ikke relevant".

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	$f(-0.6)$	$f=0$
Mohr regresjonskurve	-0.084	0.674	0.724	8.065
Mohr karakteristisk kurve	-0.098	0.665	0.724	7.750
Karakteristisk kurve	-0.101	0.685	0.745	7.750
Bilineær I	-0.150	1.000	I.R.	I.R.
Bilineær II	-0.050	0.550	I.R.	11.000
Rød kurve	-0.121	0.865	0.938	7.164
Blå kurve	-0.069	0.638	0.679	9.314

Tabell 4.9: Verdier til de oppdaterte kurvene i figur 4.17 for furu (GL30h) for skjærutmattingsstesting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Antall målepunkt, n	$k_s(n)$	s_y	$k_s(n) \cdot s_y$	R^2
Rød kurve	35	1.846	0.720	1.330	0.562
Blå kurve	15	1.971	0.549	1.083	0.676

Det observeres i figur 4.15 at den svarte Mohr-kurven ikke oppfyller 5 %-fraktilen, da 6 av 50 målepunkter ligger nedenfor kurven. Det tilsvarer 12 %. En kan også merke seg at flere målepunkter ligger rett over kurven. Tilhørende den gule Mohr-kurven er to målepunkter plassert til venstre for kurven, som tilsvarer 4 %. Den oppfyller likevel så vidt 5 %-fraktilen, ettersom det ligger et annet punkt rett over kurven. Ved $f(-0.6)$ er verdien til den karakteristiske kurven 2.1 % høyere enn karakteristisk verdi.

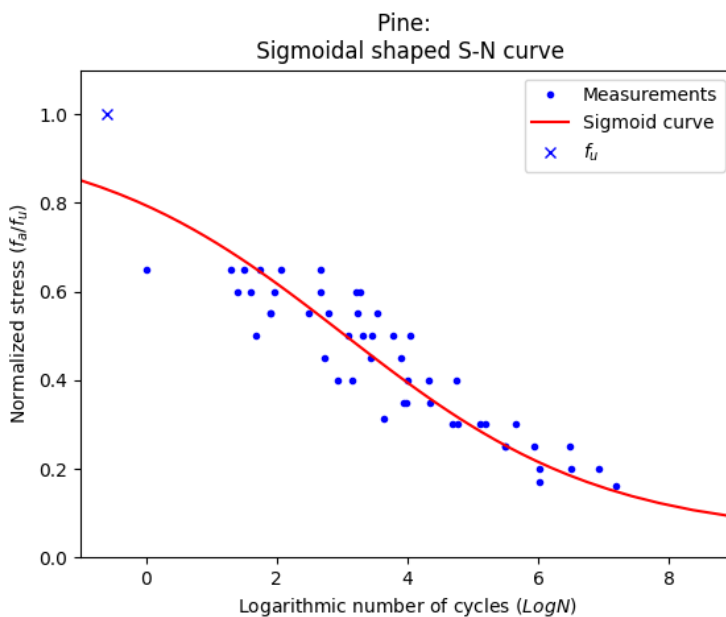
Kurve II i figur 4.16 er slakere og ligger over den blå kurven i figur 4.17. Den blå regresjonskurven krysser den horisontale akse ved $\log N$ lik 9.314, mens kurve II krysser ved $\log N$ lik 11.000. Den røde regresjonskurven i figur 4.17 passerer 6.2 % under den statiske fastheten, mens kurve I i figur 4.16, er lik 1 for $f(0)$. Kurve I til Mohr er i tillegg brattere enn den røde regresjonskurven.

4.4.6 Sigmoid-formet S-N-kurve

Bonfield og Ansell (1991) foreslo at utmattingsdata for spenningsforholdet $R = -1$, kunne beskrives ved en sigmoid-formet S-N-kurve. For å undersøke dette nærmere, har det blitt funnet en sigmoid-kurve tilpasset målepunktene for furu (GL30h) for skjærutmattingstesting ved $R = -1$. Uttrykket presenteres i ligning 4.2, og er funnet ved å bruke minste kvadraters metode mellom målepunktene og et generelt uttrykk for en sigmoid-funksjon.

$$f = \frac{0.908}{e^{0.503 \cdot \log N - 1.526} + 1} + 0.0485 \tag{4.2}$$

Figur 4.18 illustrerer kurven fra uttrykk 4.2. De mest sentrale verdiene fra figuren er videre presentert i tabell 4.10, og sammenlignet opp mot S-N-kurvene fra underkapittel 4.4.1.



Figur 4.18: Sigmoid-formet S-N-kurve for furu (GL30h). Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

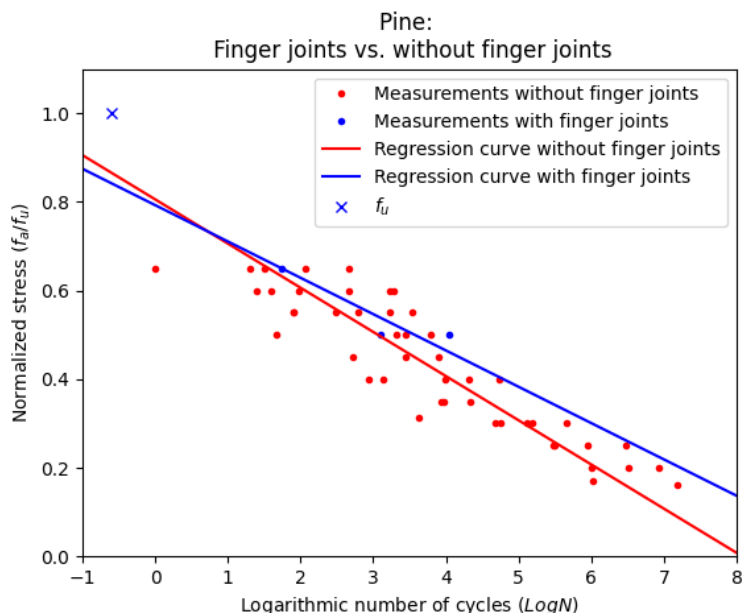
Tabell 4.10: Verdier for furu (GL30h) for skjærutmattingstesting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Kurvene som er tvunget gjennom statistisk fasthet er merket ”*”. Forkortelsen ”I.R.” i tabellen, betyr ”ikke relevant”.

Kurve	f(-0.6)	f(10 ⁷)	R ²	Utmattingsgrense, f → ∞
Sigmoid-kurve	0.831	0.157	0.839	0.0485
S-N-kurve	0.872	I.R.	0.829	I.R.
S-N-kurve*	1.000	I.R.	0.789	I.R.

Den estimerte sigmoid-formede S-N-kurven har bestemmelseskoefisient, $R^2 = 0.839$, som er høyere enn for den ordinære S-N-kurven og S-N-kurven som tvinges gjennom statistisk fasthet. I figur 4.18 krysser kurven godt under statistisk fasthet ved $f(-0.6) = 0.831$, 4.8 % under den ordinære S-N-kurven, og flater ut for lave normaliserte spenninger. Funksjonsuttrykket til den sigmoid-formede S-N-kurven, gitt i ligning 4.2, vil ha en utmattingsgrense på 4.85 % når antall lastsykler går mot uendelig. Når N lik 10^7 settes inn i ligning 4.2, gir det $f = 0.157$.

4.4.7 Fingerskjøter

I denne delen sammenlignes prøvestykkene med fingerskjøt i bruddplanet opp mot de resterende prøvene. Av de nye utførte testene var det kun ett prøvestykke som hadde fingerskjøt i bruddplanet. Ettersom Isaksen (2021) hadde to prøvestykker med fingerskjøt fra sine tester, var det nå mulig å tegne en regresjonskurve for de tre punktene. Figur 4.19 illustrerer deres S-N-kurver, med deres tilhørende verdier i tabell 4.11.



Figur 4.19: S-N-kurve for prøvestykker med fingerskjøt i bruddplanet mot resterende prøvestykker for furu (GL30h). Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

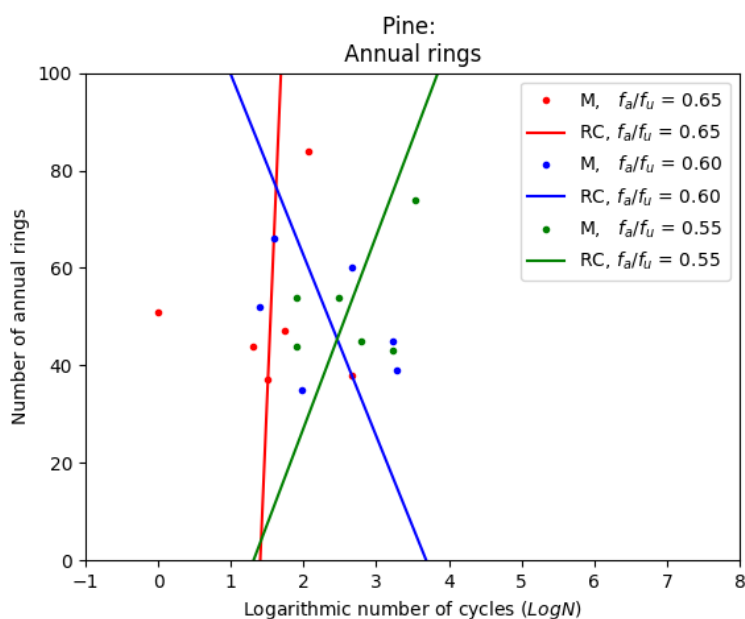
Tabell 4.11: Samlet S-N-kurve for furu (GL30h) med og uten fingerskjøt i bruddplanet for skjærutmattings-testing ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	f(-0.6)	f=0	R ²
Uten fingerskjøt	-0.100	0.806	0.866	8.080	0.831
Med fingerskjøt	-0.082	0.793	0.842	9.669	0.834

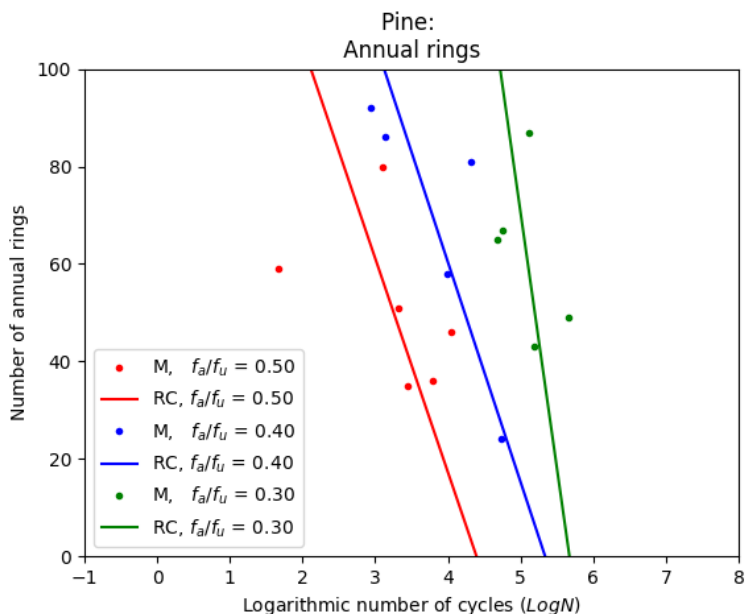
I figur 4.19 observeres det at kurven for fingerskjøt har en større kapasitet for mesteparten av lastsyklene. Bestemmelseskoefisienten R^2 i tabell 4.11 er i tillegg høy for begge kurvene. Legg merke til at det kun eksisterer 3 målinger av prøvestykker med fingerskjøt i bruddplanet.

4.4.8 Årringer

Underkapittelet tar for seg sammenligningen mellom antall årringer og antall lastsykler for både høyere og lavere normaliserte spenningsnivåer som inneholder minimum fem målepunkter. For hvert enkelt prøvestykke ble årringene i deres bruddplan talt for hånd. Ettersom det var vanskelig å se enkelte av årringene tydelig, kan det være noen små avvik fra det korrekte antallet. For prøvestykke K3-678 med bruddplanet midt i en fingerskjøt, ble årringene på hver side talt. Gjennomsnittet fra de to sidene ble deretter benyttet. Sammenligningen mellom antall årringer og antall lastsykler illustreres i figur 4.20 og 4.21, hver med tre forskjellige normaliserte spenninger. Det ble valgt å dele resultatene i to figurer, for å vise fram kurvene og målepunktene på en mer oversiktlig måte. I tabell 4.12 er verdier tilhørende kurvene fra begge figurene samlet sammen.



Figur 4.20: Lineære regresjoner for furu (GL30h) av antall årringer plottet mot antall lastsykler i logaritmisk skala, for spenningsnivåene 0.65, 0.60 og 0.55. "M" = *Measurements*, "RC" = *Regression curve*. Testene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.



Figur 4.21: Lineære regresjoner for furu (GL30h) av antall årringer plottet mot antall lastsykler i logaritmisk skala, for spenningsnivåene 0.50, 0.40 og 0.30. "M" = *Measurements*, "RC" = *Regression curve*. Testene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

Tabell 4.12: Lineære regresjoner for furu (GL30h) av antall årringer plottet mot antall lastsykler i logaritmisk skala. Testene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve årringer	Antall målepunkt, n	Stigningstall, A	Konstantledd, B	R ²
$f_a/f_u = 0.65$	6	351.024	-492.985	0.003
$f_a/f_u = 0.60$	6	-37.074	136.751	0.159
$f_a/f_u = 0.55$	6	39.433	-51.731	0.193
$f_a/f_u = 0.50$	6	-43.863	192.743	0.211
$f_a/f_u = 0.40$	5	-45.119	240.868	0.649
$f_a/f_u = 0.30$	5	-104.841	594.759	0.177

Figur 4.20 illustrerer tre kurver i ulike retninger og tilhørende svært lave R^2 -verdier fra tabell 4.12. For de lavere normaliserte spenningsnivåene i figur 4.21 korrelerer stigningstallene mellom kurvene i større grad, og R^2 -verdien for $f_a/f_u = 0.40$ er ok. R^2 -verdiene ved $f_a/f_u = 0.50$ og 0.30 er derimot lave.

4.5 Diskusjon for syklisk belastning ved $R = -1$

I dette delkapittelet vil resultatene for $R = -1$ diskuteres. Diskusjonen deles inn i underkapitler med samme kronologiske rekkefølge som i resultatdelen.

4.5.1 S-N-kurver og residualplott

Den ordinære S-N-kurven tilfredsstillers akkurat ikke 5 %-fraktilen, til tross for at kurven har en relativt høy korrelasjon. Kurven som tvinges gjennom statistisk fasthet oppfyller 5 %-fraktilen og har kun en litt lavere bestemmelseskoeffisient enn den ordinære kurven. Til gjengjeld er kurven brattere og følger målepunktene for de høyere og lavere normaliserte spenningene i mindre grad enn den ordinære. Ettersom det er gjennomført relativt få målinger for de lavere spenningene, er det vanskelig å si hvor mye nye målepunkter i det området vil påvirke stigningstallet til kurvene. Residualplottet til den ordinære kurven viser en tendens til at målepunktene for de lavere spenningene gjennomsnittlig ligger ovenfor nullinjen og da til høyre for regresjonskurven. Om flere målepunkter i dette spenningsområdet gir lignende resultater, fører det til en flattere kurve. Det ble samtidig observert at den ordinære kurven også krysser godt under statistisk fasthet. Det kan altså virke som at det bør brukes en annen type kurve enn lineærkurven for å beskrive målingene.

4.5.2 Spenningsintervaller

Kurvens bratte helning ved $f_a/f_u = 0.25 - 0.15$ skiller seg spesielt ut fra de andre kurvene i det lavere spenningsområdet. Med kun 9 gjennomførte målinger i det intervallet, påvirker hvert målepunkt kurven til det respektive spenningsintervallet i stor grad. I tillegg er det totalt sett gjort få målinger og det vil være nødvendig med en god del flere per intervall. Likevel tyder mye på at utmattingsforløpet til trevirket i S-N-diagrammet ikke er lineær, til tross for at korrelasjonene er lave og det er høye standardavvik. Det ser ut til at kurvenes stigningstall endrer seg nokså gradvis gjennom hele, og at derfor en krum kurve muligens vil tilpasse målepunktene i større grad.

4.5.3 Lav- og høysyklus utmatting

Det observeres at høysyklus-kurven for $N > 10^4$ er en del slakere enn lavsyklus-kurven for $N < 10^4$, som bekrefter tidligere observasjoner fra underkapittel 4.5.1. Residualplottene viser tydelig en mindre spredning av målepunktene for høysyklus utmatting, i tillegg til at høysyklus-målepunktene har en betraktelig høyere bestemmelseskoeffisient enn lavsyklus-målepunktene. Dette tyder på at den lineære sammenhengen er tydeligere for lavere spenninger. Det må likevel tas i betraktning at det er gjennomført en god del færre tester for lavere normaliserte spenninger.

I tillegg er det ikke funnet en bestemt grense mellom lav- og høysyklus utmatting for tre. Flere målepunkter for samme spenningsnivå er spredt ut på begge sidene av $N = 10^4$, og standardavviket ser ut til å avta relativt jevnt fra høyere til lavere spenningsnivåer. Det gir en enda større usikkerhet rundt regresjonskurvene som tegnes for lav- og høysyklus utmatting.

4.5.4 Fasthetsreduksjonsfaktor k_{fat}

Begge k_{fat} -kurvene tilfredsstillers 5 %-fraktilen. Det tyder på at kurvene er tilstrekkelig konservative, til tross for at den minst konservative kurven har flere målepunkter i nærheten på sin høyre side. Den mest konservative k_{fat} -kurven, med β lik 3, har derimot god avstand til målepunktene på sin høyre side. Det kan derfor diskuteres om kurven er for konservativ. Videre knyttes det en usikkerhet til spredningene av målingene for de høyere normaliserte spenningene, da det kan virke som at målepunktene der sprer seg mer. Dermed kan k_{fat} -kurven, med β lik 1, bli for lite konservativ om det gjøres flere målinger i det spenningsområdet.

Begge k_{fat} -kurvene virker å samsvare best med den karakteristiske kurven tilhørende regresjonskurven som tvinges gjennom statistisk fasthet, der kurven med β lik 1, sammenfaller nærmest perfekt med den karakteristiske kurven. Kurven med β lik 3 er derimot noe konservativ i forhold til den karakteristiske kurven. Dette kan likevel endre seg om det utføres enda flere forsøk. Vurderes begge figurene, framstår kurven med β lik 3 samlet sett som den best tilpassede for høyere spenningsnivåer.

Begge figurene illustrerer godt at avstanden mellom k_{fat} -kurvene og målepunktene er relativt stor, spesielt ved normaliserte spenningsnivåer lavere enn 0.3. I likhet med S-N-kurvene kan det derfor vurderes om det bør benyttes en mer krum kurve, hvis den flatere trenden fortsetter for de lavere spenningene.

4.5.5 Utmattingsmodeller foreslått av Mohr

Mohrs spredningsmodell har som hensikt å beskrive spredningen av målepunkter fra utmattningstesting. Den svarte Mohr-kurven, tilhørende regresjonskurven i figur 4.15, beskriver spredningen relativt godt over alle de testede spenningsnivåene. Derimot oppfyller ikke den svarte Mohr-kurven 5 %-fraktilen og er dermed ikke konservativ nok ut ifra nåværende resultater. Den gule Mohr-kurven, tilhørende karakteristisk kurve, oppfyller 5 %-fraktilen, men ser ut til å være for konservativ i de lavere spenningsområdene. Derfor virker den svarte Mohr-kurven å være best egnet til å beskrive målepunktens spredning, som forventet. Mohr påpekte at denne kurven ville være tilstrekkelig til å dimensjonere for utmattning, i tillegg til statiske partialfaktorer. Hypotesen ser dermed ut til å stemme relativt godt for nåværende målepunkter. Likevel ligger flere av målepunktene svært nærme på kurvens høyre side, og et par på venstre side, som kan gi store utslag på fraktilen om stigningstallet endrer seg minimalt. Flere målepunkter vil også være ønskelig, spesielt i lavere spenningsområder, for å få en bedre forståelse av målepunktens spredning.

Den bilineære modellen til Mohr for vekslende skjærspenninger ved $R = -1$, ser totalt sett ut til å være for lite konservativ, da modellens kurver gjennomsnittlig ligger ovenfor 50 % av målepunktene. Mohrs plassering av knekningspunkt mellom øvre og nedre kurve er på sin side nokså god, til tross for at overgangen skjer relativt gradvis når en studerer målepunktene. Mohrs teori om en bilineær kurve kan likevel virke fornuftig, og bør studeres nærmere når flere tester blir gjennomført. Kurvene fra figur 4.17 illustrerer en mer tilpasset regresjonskurve for øvre og nedre kurve, men kan naturligvis ikke brukes som en felles modell for furu (GL30h).

4.5.6 Sigmoid-formet S-N-kurve

Bestemmelseskoeffisienten på 0.839 er relativt god og bedre enn for den ordinære S-N-kurven med R^2 lik 0.829. Spesielt illustrerer figur 4.18 godt hvordan kurven følger målepunktene for de lavere normaliserte spenningene, sammenlignet med de lineære S-N-kurvene. Kurvens utmattingsgrense på 4.85 % virker unormalt lav ettersom tidligere forsøk, oppsummert i underkapittel 3.3.3, har resultert i en grense på mellom 20 og 40 %. Følgende kan det tenkes at utmattingsgrensen i henhold til sigmoid-kurven er altfor lav. I tillegg til dette, er det laveste spenningsnivået som har blitt testet her lik 16 %, der det aktuelle prøvestykket gikk til brudd etter den opprinnelige testgrensen på 10^7 lastsykler. Dersom tendensen til utflating fortsetter for de lavere spenningsnivåene, er det sannsynlig at den teoretiske utmattingsgrensen til kurven blir høyere, og muligens gir et klarere bilde av om en utmattingsgrense virkelig finnes for langsgående skjær. Tendensen til utflating for de høyere spenningene er derimot mindre tydelig, og trolig lite relevant. Sigmoid-kurven krysser videre $f(-0.6)$ under den ordinære S-N-kurven og er derfor mer konservativ for høyere spenningsnivåer.

4.5.7 Fingerskjøter

Korrelasjonen til prøvestykkene med fingerskjøt i bruddplanet er relativt høy, og i liten grad høyere enn for de resterende. En kan i tillegg se at spredningen fra kurven er lav. Figur 4.19 viser tendenser til at

prøvestykkene med fingerskjøt i bruddplanet kan ha like stor eller muligens en større kapasitet enn de resterende prøvestykkene. At fingerskjøtene ikke reduserer kapasiteten er i tråd med observasjonene til Kreuzinger og Mohr (1973) under *Limte forbindelser*, i underkapittel 3.3.4. Det er likevel kun utført 3 tester for prøvestykker med fingerskjøt i bruddplanene, og det bør derfor gjennomføres betraktelig flere for å danne et tydeligere bilde.

4.5.8 Årringer

Kurvene fra figur 4.21 illustrerer at flere årringer gir lavere kapasitet, for samme påsatte normaliserte spenningsnivå. Likevel er det kun kurven for $f_a/f_u = 0.40$, som oppnår en ok bestemmelseskoeffisient. Dette gir lite eller ingen grunnlag for å konkludere. Kurvene i figur 4.20 er i helt forskjellige retninger, og viser ingen tegn til korrelasjon mellom hverandre. Samlet sett er R^2 svært lav eller neglisjerbar, men den viser tendenser til økende verdi for reduserende normaliserte spenninger, som er interessant. Da verdiene er så lave, er det vanskelig å si om dette mønsteret er tilfeldig. I tillegg er det kun gjennomført 5 til 6 målinger per spenningsnivå. Hvert nye punkt vil derfor kunne gi store utslag på resultatene.

4.6 Konklusjon for syklisk belastning ved $R = -1$

Hensikten med delkapittelet var å fortsette arbeidet til Isaksen (2021) for tester på furu (GL30h) for å få økt innsikt i hvordan ulike parametere påvirker utmattingsegenskapene ved $R = -1$, og vurdere eksisterende dimensjoneringsmodeller for utmatting ved det aktuelle spenningsforholdet. Prøvestykkene ble påsatt en normalisert spenning i intervallet fra 0.20 til 0.65.

Fra en lineærregresjon av alle målepunktene for furu (GL30h) som ble utmattingstestet ved $R = -1$, ble uttrykket for S-N-kurven bestemt til, $f = 0.811 - 0.101 \cdot \log(N)$. Kurven korrelerer relativt godt med målepunktene, men følger målepunktene for de laveste normaliserte spenningsene i mindre grad da de flater mer ut. En mer krum kurve passer derfor sannsynligvis bedre.

De ulike spenningsintervallene viser tendens til at regresjonskurven til målingene bør være av en annen form enn lineær. Flere målinger må likevel testes per intervall, da det generelt er lave korrelasjoner og høye standardavvik for intervallene.

For lavsyklus utmatting er S-N-kurven brattere enn for høysyklus. Korrelasjonen er i tillegg betydelig høyere for høy- enn lavsyklus utmatting, samtidig som at målingene for høysyklus utmatting har et langt mindre standardavvik fra regresjonskurven.

Der S-N-kurven tvinges gjennom statistisk fasthet, $f_s = 0.923 - 0.128 \cdot \log(N)$, ligger kurven for k_{fat} med $\beta = 1$, tett med den karakteristiske kurven. Ettersom 5 %-fraktilen i tillegg oppfylles, gir k_{fat} en tilstrekkelig modell for å dimensjonere trekonstruksjoner av furu for skjærutmatting ved $R = -1$.

Mohr-kurven tilhørende regresjonskurven, $f_M = 0.674 - 0.084 \cdot \log(N)$, gir en god beskrivelse av spredningen til målepunktene. Kurven er derimot ikke tilstrekkelig konservativ, da den ikke oppfyller 5 %-fraktilen. Teorien til Mohr om en bilineær modell virker fornuftig. Den er likevel for lite konservativ, ettersom over 50 % av målingene ligger ovenfor kurvene.

En sigmoid-formet regresjonskurve ble tilpasset målepunktene med en utmattingsgrense på 4.85 % av den statiske skjærfastheten til furu (GL30h). Kurven har høyest korrelasjon av regresjonskurvene, men er trolig for konservativ for de øverste spenningsnivåene.

Prøvestykkene med fingerskjøt i bruddplanet har et lengre utmattingsliv enn de resterende prøvestykkene.

Det er lite eller ingen grunnlag for å anta en sammenheng mellom antall årringer og lastsykler ved en gitt normalisert spenning.

4.7 Resultater for syklisk belastning ved $R = 0.1$

Resultatene fra utmattingsforsøkene på furu (GL30h), med en syklisk skjærbelastning ved $R = 0.1$, er vist i tabell 4.13 og presentert i kronologisk rekkefølge. Mer detaljert informasjon tilhørende prøvestykkene i tabellen er å finne i vedlegg 9.

Alle testene ble utført ved normaliserte spenninger mellom 0.4 og 0.6, med frekvenser på 5 og 7 Hz. I likhet med forsøkene ved $R = -1$, ble den sykliske belastningen påsatt gradvis det første sekundet. Det ble likevel ikke gjort noen fratrekk i lastsykler for det første sekundet, ettersom alle testene resulterte i høye NOC. CNC-fresen forårsaket også for disse prøvestykkene et lite hakk langs skrånittene, men dette skal ikke ha noen merkbar innvirkning på resultatene. Prøvene N3-234 og N5-234 ble produsert med en skjærsoner på 52 mm, men bør heller ikke ha noen særlig betydning. Derimot ble skjærsonene til L4-678, N4-234 og N4-678 laget med en høyde på 55 og 58 mm på hver side, og tilsvarende 58 mm og 61 mm for L5-234. Dette kan naturligvis ha påvirket resultatene, men det er vanskelig å si i hvilken grad. Prøve N3-234 og N3-678 ble med en feiltagelse testet etter at klimarommets fuktighetsmaskin sluttet å fungere, og hadde trolig noe lavere fuktighetsinnhold enn de andre prøvene under forsøket. Underkapittel 3.3.7 i litteraturstudien oppsummeres med at utmattingslivene reduseres med økende fuktighetsinnhold. Resultatene er likevel inkludert, med forbehold om at de kan være påvirket av fuktighetsinnholdet. Det ble totalt gjennomført 8 forsøk, hvor prøve N2-678 ikke ble godkjent. For dette prøvestykket stoppet testen etter 321305 lastsykler, etter at den ene klemmen på prøvemaskinen mistet grepet på prøven og overskred den påsatte deformasjonsgrensen.

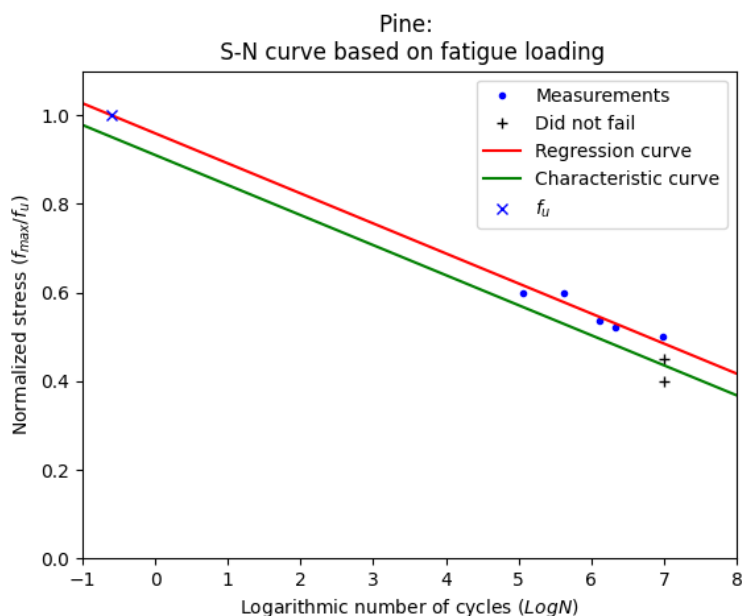
Oppbyggingen av delkapittelet samsvarer med delkapittel 4.4 hvor underkapitlene inneholder en eller flere figurer, detaljerte tabeller tilhørende figurene, og en avsluttende gjennomgang av de oppnådde resultatene. Enkelte underkapitler som inngår i resultatdelen ved $R = -1$ er ikke inkludert for $R = 0.1$, da det er gjort for få eller ingen målinger på det aktuelle området. I vedlegg 17 finner en bilder av brudd og bruddplanene til de 5 testene som gikk til brudd.

Tabell 4.13: Resultater på furu (GL30h) er listet opp i kronologisk rekkefølge. Forsøkene er gjennomført ved $RH = 65 \%$, $R = 0.1$ og $f_{u, furu} = 6.93 \text{ MPa}$. "DOL" og "NOC" er forklart i listen *Forkortelser*.

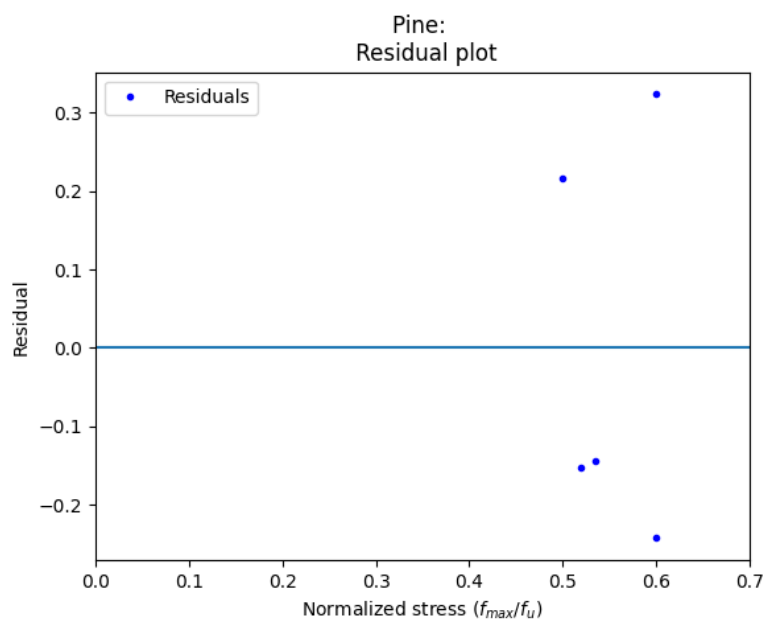
Prøvestykke	f_{\max} / f_u	NOC	DOL	Merknader
L4-678	0.52	2126900	3.52 d	
L5-234	0.4	10000000	16.53 d	Ingen brudd
N3-234	0.6	114238	4.53 t	
N3-678	0.45	10000000	16.53 d	Ingen brudd
N4-234	0.535	1306043	2.16 d	
N4-678	0.6	420753	16.70 t	Kvist i bruddplanet
N5-234	0.5	9803504	16.21 d	

4.7.1 S-N-kurver og residualplott

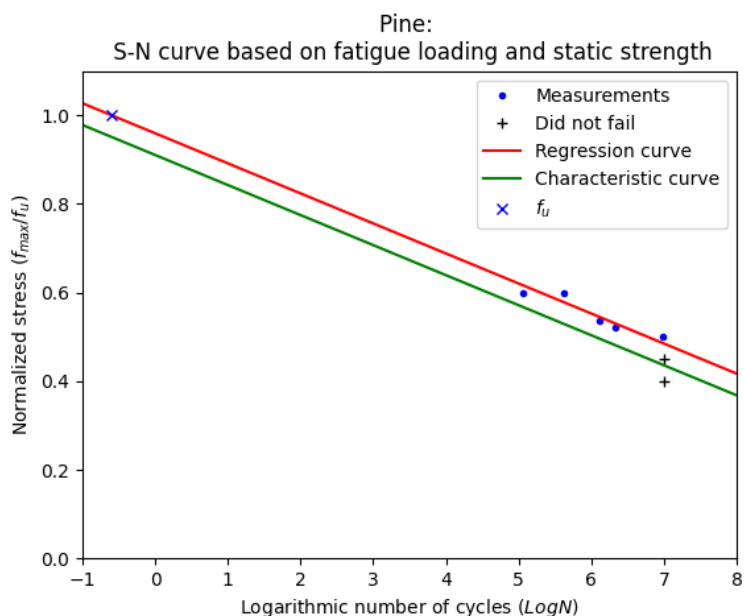
Underkapittelet starter med å presentere regresjonskurven og dens karakteristiske kurve i figur 4.22 for limtre av furu (GL30h), utsatt for utmatting ved spenningsforholdet $R = 0.1$. Videre illustreres regresjonskurvens residualplott og dens horisontale avvik til hvert av målepunktene i figur 4.23. Deretter vises S-N-kurven som tvinges gjennom statistisk fasthet i figur 4.24. Legg merke til at målepunktene i figur 4.24 er de samme som i figur 4.22. Til slutt blir sentrale parametere tilhørende figurene gitt i tabell 4.14, 4.15 og 4.16.



Figur 4.22: S-N-kurve for furu (GL30h). Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$.



Figur 4.23: Residualplott for S-N-kurven for furu (GL30h). Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.



Figur 4.24: S-N-kurve for furu (GL30h), der kurven tvinges gjennom statistisk fasthet. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$.

Tabell 4.14: S-N-kurver for furu (GL30h) for skjærutmattingstesting ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$. Kurvene som er tvunget gjennom statistisk fasthet er merket ”**”.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	f(-0.6)	f=0
S-N-kurve	-0.0678	0.9593	1.0000	14.1520
S-N-kurve*	-0.0678	0.9593	1.0000	14.1514

Tabell 4.15: Verdier for furu (GL30h) for skjærutmattingstesting ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$. Kurvene som er tvunget gjennom statistisk fasthet er merket ”**”.

Kurve	Antall målepunkt, n	$k_s(n)$	s_y	$k_s(n) \cdot s_y$	R^2
S-N-kurve	5	2.4839	0.2910	0.7228	0.8807
S-N-kurve*	5	2.4839	0.2910	0.7228	0.8807

Tabell 4.16: Karakteristisk kurve for furu (GL30h) for skjærutmattingstesting ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$. Kurvene som er tvunget gjennom statistisk fasthet er merket ”**”.

Kurve	Konstantledd, C	$y_k(-0.6)$	Skjæringspunkt, $y_k = 0$
S-N-kurve	0.9103	0.9510	13.4292
S-N-kurve*	0.9103	0.9510	13.4286

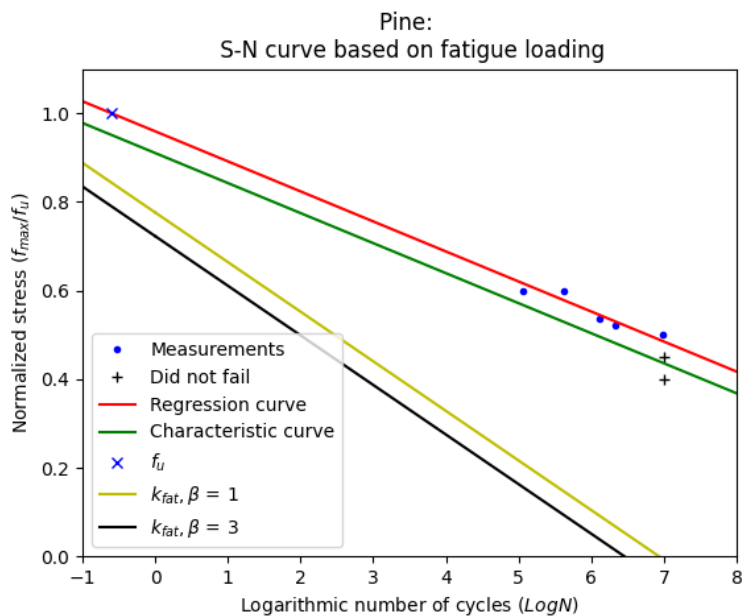
Det observeres at S-N-kurvene i figur 4.22 og 4.24 er tilnærmet identiske. Dette bekreftes i de tre tabellene, hvor kun verdiene for $f = 0$ og $y_k = 0$ skiller kurvene ved den fjerde desimalen. Dette innebærer blant annet at den ordinære S-N-kurven går gjennom statistisk fasthet ved $f(-0.6)$. Ingen av målepunktene i figur 4.22 og 4.24 ligger til venstre for de karakteristiske kurvene som dermed oppfyller 5 %-fraktilen med god margin.

Videre viser tabell 4.15 at passformen til de lineære regresjonskurvene i figur 4.22 og 4.24 er nokså god med en bestemmelseskoeffisient lik 0.8807. Residualplottet i figur 4.23 illustrerer en relativt jevn spredning over og under nullinjen for spenningsområdet.

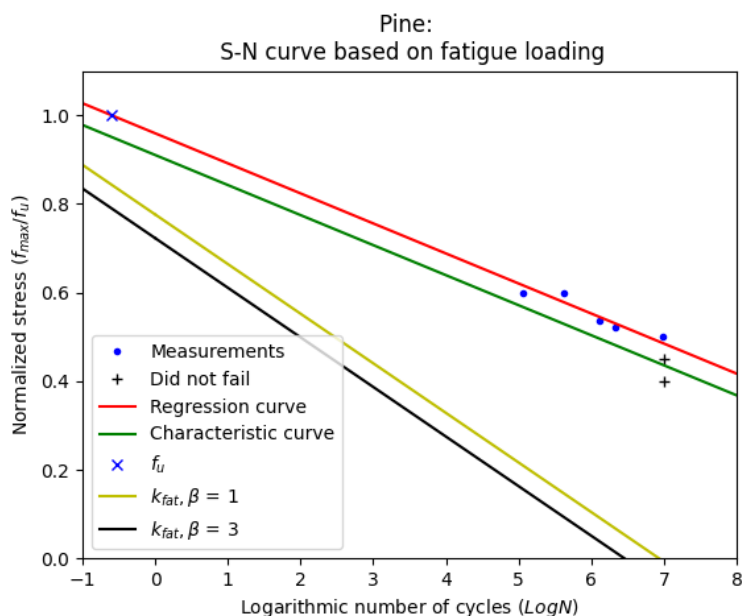
I figur 4.22 og 4.24 kan en se at to av syv tester ikke gikk til brudd før testgrensen på 10^7 sykler. I tillegg gikk en av testene til brudd ved 9.8 millioner lastsykler.

4.7.2 Fasthetsreduksjonsfaktor k_{fat}

Fasthetsreduksjonsfaktoren, k_{fat} , sine egenskaper vil i dette tilfellet bli undersøkt for en utmattingsbelastning ved $R = 0.1$, som gir funksjonsuttrykket i ligning 2.22. I likhet med underkapittel 4.4.4 vil β -verdiene på 1 og 3 benyttes. Figur 4.25 og 4.26 vil først sammenligne k_{fat} -kurvene opp mot regresjonskurven og dens tilhørende karakteristiske kurve, hvor regresjonskurven i figur 4.26 tvinges gjennom statistisk fasthet. En oppsamling av de mest sentrale verdiene fra begge figurene blir så gitt i tabell 4.17.



Figur 4.25: S-N-kurve for furu (GL30h) og kurver for k_{fat} med $\beta = 1$ og $\beta = 3$. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.



Figur 4.26: S-N-kurve for furu (GL30h) og kurver for k_{fat} med $\beta = 1$ og $\beta = 3$. S-N-kurven er tvunget gjennom statistisk fasthet. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

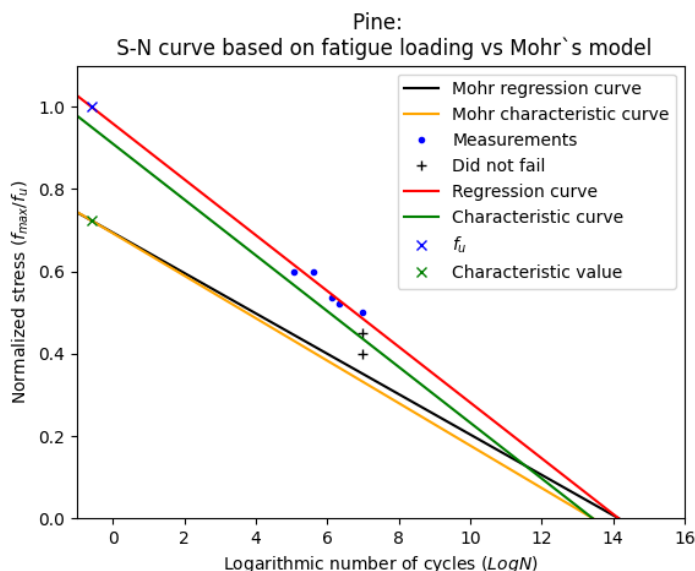
Tabell 4.17: Kurvene tilhørende k_{fat} og de karakteristiske kurvene er vist i tabellen. Kurven som er tvunget gjennom statistisk fasthet er merket ”*”. Skjærutmattingsstesting er gjennomført ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	f(-0.6)	f=0
$k_{fat}, \beta = 1$	-0.1119	0.7762	0.8433	6.9366
$k_{fat}, \beta = 3$	-0.1119	0.7228	0.7900	6.4594
Karakteristisk kurve	-0.0678	0.9103	0.9510	13.4292
Karakteristisk kurve*	-0.0678	0.9103	0.9510	13.4286

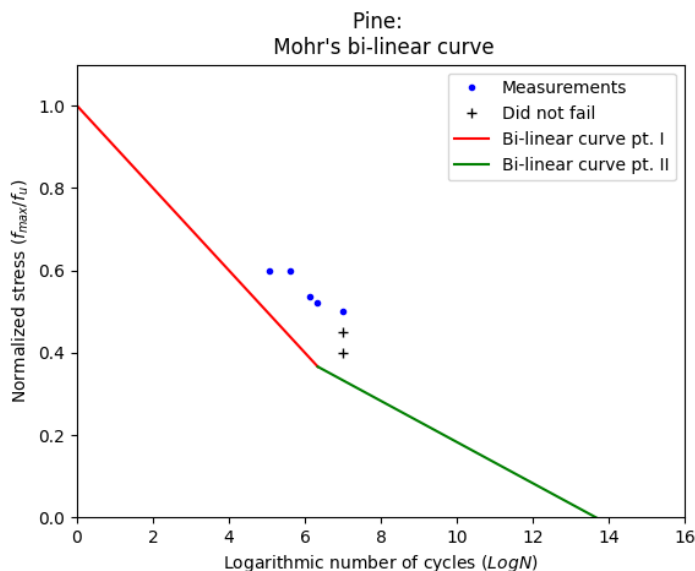
Regresjonskurvene og deres tilhørende karakteristiske kurver i figur 4.25 og 4.26 er tilnærmet identiske, og holder god avstand til begge k_{fat} -kurvene. I tabell 4.17 observeres det at den minst konservative k_{fat} -kurven, med β lik 1, ligger 10.77 % under de karakteristiske kurvene ved f(-0.6). Kurvene for k_{fat} har i tillegg en større negativ helning på -0.1119 sammenlignet med -0.0678 for de karakteristiske kurvene. Videre ligger målepunktene langt til høyre for begge k_{fat} -kurvene, og kurvene oppfylder dermed 5 %-fraktilen.

4.7.3 Utmattingsmodeller foreslått av Mohr

I denne delen illustrerer figur 4.27 Mohrs spredningsmodell mot S-N-kurven og dens tilhørende karakteristiske kurve for de gjennomførte forsøkene ved $R = 0.1$. Mohr-kurvene krysser den karakteristiske verdien, før de krysser deres tilhørende kurve ved $f = 0$. Videre sammenlignes målepunktene med Mohrs bilineære modell i figur 4.28, før tabell 4.18 legger fram de mest sentrale verdiene fra figurene. Den oppdaterte figuren for Mohrs bilineære modell, i likhet med figur 4.17 ved $R = -1$, blir ikke laget ved $R = 0.1$, da det er for få målepunkter.



Figur 4.27: Sammenligning av S-N-kurve for furu (GL30h) og Mohrs spredningsmodell. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$.



Figur 4.28: Sammenligning av målepunkt for furu (GL30h) og Mohrs bilineære modell. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$. Den statiske fastheten ved $f(-0.6)$ er ikke relevant for modellen. Kurve I har 1 som funksjonsverdi ved $f(0)$, og møter kurve II ved $\text{log}N = 6.3$ og $f_{max}/f_u = 0.366$.

Tabell 4.18: Diverse kurver for furu (GL30h) for skjærutmattings testing ved $R = 0.1$ og $RH = 65\%$. Forkortelsen "I.R." i tabellen, betyr "ikke relevant".

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	$f(-0.6)$	$f=0$
Mohr regresjonskurve	-0.049	0.694	0.724	14.152
Mohr karakteristisk kurve	-0.052	0.693	0.724	13.429
Karakteristisk kurve	-0.068	0.910	0.951	13.429
Bilineær I	-0.100	1.000	I.R.	I.R.
Bilineær II	-0.050	0.683	I.R.	13.66

Ingen av Mohr-kurvene i figur 4.27 har målepunkter til venstre for seg, til tross for at kurvene har en mindre helning enn regresjonskurven og den karakteristiske kurven. Dermed oppfyller begge kurvene 5 %-fraktilen, og er for de gjennomførte målingene svært konservative. En kan også legge merke til i tabell 4.18 at den karakteristiske kurven ligger 22.7 % over den karakteristiske verdien ved $f(-0.6)$. Det fører til at Mohr-kurvene starter langt under både regresjonskurven og den karakteristiske kurven.

I figur 4.28 kan en observere at den bilineære kurvene til Mohr ligger godt under målepunktene. Tabell 4.18 viser at den nedre bilineære kurven har $\log N = 13.66$ ved $f = 0$. Den øvre bilineære kurven er lik 1 for $f(0)$.

4.8 Diskusjon for syklisk belastning ved $R = 0.1$

I dette delkapittelet vil resultatene for $R = 0.1$ diskuteres. Diskusjonen deles inn i underkapitler med samme kronologiske inndeling som under resultatene.

4.8.1 S-N-kurver og residualplott

Begge S-N-kurvene tilfredsstiller 5 %-fraktilen, da ingen av målepunktene ligger til venstre for deres karakteristiske kurve. Dette grunnet liten spredning fra regresjonskurven og god korrelasjon. Videre er det interessant at den ordinære kurven krysser gjennom statistisk fasthet, og er tilnærmet identisk med kurven som tvinges gjennom statistisk fasthet. Til tross for at det til nå kun er fem målinger som bestemmer kurvens retning, kan det se ut til at det er en sammenheng mellom den statiske fastheten og utmattingslivet ved $R = 0.1$. Likevel bør det utføres tester for noe høyere normaliserte spenningsnivåer, i tillegg til flere tester for lavere spenninger, for å få et klarere bilde av hvor stor denne sammenhengen er eller om den kun er tilfeldig. To av de åtte gjennomførte testene måtte stanses ved grensen på 10 millioner lastsykler og de resterende målepunktene ligger samlet langt mot høyre i figurene, som tyder på at trevirket ved denne belastningen er sterkt. Det kan derfor være fordelaktig å øke testgrensen fra 10 millioner lastsykler, når tester for lavere spenningsnivåer skal gjennomføres. Med et lavt standardavvik, en høy bestemmelseskoefisient og en kurve som krysser gjennom statistisk fasthet, virker den lineære regresjonskurven til nå å være representativ for trevirkets utmattingssegenskaper ved spenningsforholdet $R = 0.1$. Det er likevel en mulighet for at kurven krysser over statistisk fasthet, når flere målepunkter blir tilført diagrammet, som er lite ønskelig.

4.8.2 Fasthetsreduksjonsfaktor k_{fat}

Det er mye som tyder på at k_{fat} -kurvene er for konservative, ettersom kurvene ved $f(-0.6)$ krysser godt under de karakteristiske kurvene tilhørende den ordinære S-N-kurven og kurven som tvinges gjennom statistisk fasthet, og samtidig holder god avstand til de respektive målepunktene. Helningen til k_{fat} -kurvene er også brattere og kurvene ender opp langt under de karakteristiske kurvene ved $f = 0$. Det er lite som tyder på at flere målepunkter vil gi en betraktelig brattere regresjonskurve og karakteristisk kurve, samtidig som avstanden mellom k_{fat} -kurvene og karakteristisk kurve ved $f(-0.6)$ holdes lik eller reduseres.

4.8.3 Utmattingsmodeller foreslått av Mohr

Både Mohr-kurvene tilhørende regresjonskurven og den karakteristiske kurven oppfyller 5 %-fraktilen med god margin, og er svært konservative. Punktet for den karakteristiske verdien ligger godt under den karakteristiske kurven, og gir et for konservativt utgangspunkt for Mohr-kurvene. Likevel er den karakteristiske kurven kun basert på de fem plottede målepunktene, mens den karakteristiske verdien er beregnet etter 24 statiske tester av Isaksen (2021) og Johansen (2021). Flere målepunkter i S-N-kurven vil derfor være nødvendig for å finne ut om avstanden på nåværende tidspunkt er representativ. Avstanden mellom Mohr-kurvene og den karakteristiske kurven reduseres naturligvis en god del for høyere lastsykler, men i liten grad i området ved målepunktene.

Mohrs bilineære modell er svært konservativ for høyere lastsykler, da begge kurvene ligger godt under alle målepunktene. Den øverste kurven har en brattere helning enn målepunktene, men ser ut til å følge de fire punktene til venstre i noen grad. Det er i tillegg vanskelig å vurdere Mohrs knekningspunkt mellom kurvene, da det kun var fem tester som gikk til brudd. Den valgte testgrensen på 10 millioner lastsykler bør derfor økes for å studere plasseringen av knekningspunktet og den nedre kurven, da knekningspunktet ligger rett til venstre for den satte grensen.

4.9 Konklusjon for syklisk belastning ved $R = 0.1$

I dette delkapittelet var hensikten å utforske utmattingsegenskapene til furu (GL30h) for en syklisk belastning ved $R = 0.1$, for å få økt innsikt i hvordan ulike parametere påvirker utmattingsegenskapene og vurdere eksisterende dimensjoneringsmodeller for utmatting ved det aktuelle spenningsforholdet. Testene ble gjennomført under normaliserte spenninger i intervallet fra 0.40 til 0.60.

Med en lineærregresjon av alle målepunktene for furu (GL30h) for en syklisk belastning ved $R = 0.1$, ble uttrykket for S-N-kurven funnet til å være, $f = 0.9593 - 0.0678 \cdot \log(N)$. Kurven korrelerer godt og krysser gjennom statistisk fasthet.

Kurvene for k_{fat} er for konservative til å dimensjonere trekonstruksjoner av furu (GL30h), belastet med syklisk last ved $R = 0.1$ i langsgående skjær.

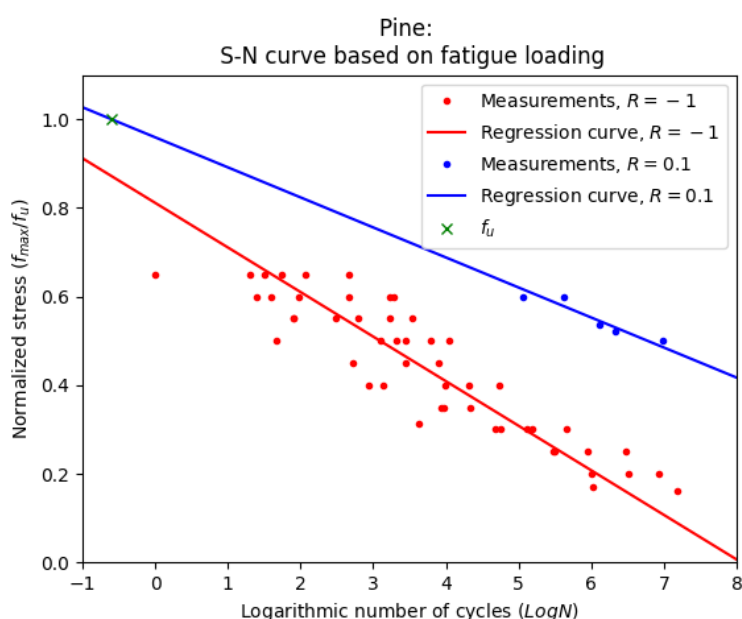
Mohr-kurvene tilhørende regresjonskurven og den karakteristiske kurven, er begge for konservative i området hvor målepunktene er plassert. Den bilineære modellen til Mohr er for konservativ, men en økning i den valgte testgrensen på 10 millioner lastsykler vil gjøre det enklere å vurdere kurvenes helning i større grad.

4.10 Sammenligning av S-N-kurver for $R = -1$ og $R = 0.1$

Mohr (2001), og Bonfield og Ansell (1991) undersøkte treets utmattingssegenskaper ved ulike spenningsforhold, for å finne det mest kritiske i henholdsvis skjær- og aksialretning. Mohr (2001) fant at vekslende belastning i skjær ($R < 0$) var mer kritisk enn ren skjær ($R > 0$), som beskrevet i underkapittel 3.2.2. Forsøkene til Bonfield og Ansell (1991), fra underkapittel 3.3.5 under *Aksiallast*, resulterte i brattest helning for en vekslende belastning ved $R = -1$. Det er derfor interessant å se om resultatene fra delkapittel 4.4 og 4.7 samsvarer med deres observasjoner. Delkapittelet deles inn i tre underkapitler, med resultater, diskusjon og konklusjon.

4.10.1 Resultater

I denne delen sammenlignes S-N-kurvene tilhørende $R = -1$ og $R = 0.1$ med hverandre. Figur 4.29 illustrerer deres regresjonskurver og målepunktene plassering til hver av kurvene. Tabell 4.19 og 4.20 inneholder sentrale verdier for begge kurvene.



Figur 4.29: Sammenligning av S-N-kurver for furu (GL30h) ved $R = -1$ og $R = 0.1$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $RH = 65\%$.

Tabell 4.19: Sammenligning av S-N-kurver for furu (GL30h) for skjærutmattingstesting ved $R = -1$ og $R = 0.1$. Testene er gjennomført ved $RH = 65\%$.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	f(-0.6)	f=0
S-N-kurve, $R = -1$	-0.101	0.811	0.872	8.065
S-N-kurve, $R = 0.1$	-0.068	0.959	1.000	14.152

Tabell 4.20: Sammenligning av verdier for furu (GL30h) for skjærutmattingstesting ved $R = -1$ og $R = 0.1$. Testene er gjennomført ved $RH = 65\%$.

Kurve	Antall målepunkt, n	$k_s(n)$	s_y	$k_s(n) \cdot s_y$	R^2
S-N-kurve, $R = -1$	50	1.819	0.691	1.257	0.829
S-N-kurve, $R = 0.1$	5	2.484	0.291	0.723	0.881

Figur 4.29 viser tydelige forskjeller i kurvenes helning og plassering. Observasjonene bekreftes i tabell 4.19 med A lik -0.101 og -0.068 ved henholdsvis $R = -1$ og $R = 0.1$. Ved $f(-0.6)$ ligger S-N-kurven, tilhørende $R = 0.1$, 12.8% over S-N-kurven, tilhørende $R = -1$. S-N-kurven ved $R = 0.1$ har i tabell 4.20 både en høyere R^2 og lavere s_y enn kurven ved $R = -1$, med henholdsvis verdier på 0.881 og 0.291 . Kurven ved $R = -1$ har på sine side en bestemmelseskoefisient på 0.829 og et standardavvik på 0.691 . Legg merke til at det er ti ganger så mange gjeldende målepunkter for S-N-kurven tilhørende $R = -1$.

4.10.2 Diskusjon

Det er en markant forskjell i kurvenes helning og plassering, hvor S-N-kurven tilhørende $R = 0.1$ har en flatere kurve og krysser gjennom statistisk fasthet. Resultatene samsvarer godt med teorien til Mohr (2001) med vekslende laster som mest kritisk for utmattingslivene, og observasjonene gjort av Bonfield og Ansell (1991) for aksialbelastede prøvestykker. Det vil naturligvis være nødvendig å gjennomføre betraktelig flere tester ved $R = 0.1$, for å bekrefte kurven i større grad. Likevel ser tendensen klar ut, da bestemmelseskoefisienten er høyere og standardavviket er lavere enn for regresjonskurven ved $R = -1$.

4.10.3 Konklusjon

Hensikten med å sammenligne kurvene ved spenningsforholdene $R = -1$ og $R = 0.1$, var å få et nærmere innblikk i hvilken grad endringene i sykliske belastninger påvirker utmattingslivene for furu (GL30h), og vurdere tidligere resultater fra litteraturen for de samme spenningsforholdene. Resultatene viser at vekslende last ved $R = -1$ er mer kritisk enn syklisk belastning ved $R = 0.1$, for langsgående skjærspenninger i furu (GL30h). Det samsvarer med litteraturen.

4.11 Konstant utmattingsliv-diagram

For å evaluere eksperimentelle resultater fra utmattningstesting, er konstant utmattingsliv-diagram et godt egnet verktøy. Malo, Massaro og Stamatopoulos (2022) fant at kurvene i konstant utmattingsliv-diagrammet for skjærspenninger i henhold til verdier fra NS-EN 1995-2:2004 (Standard-Norge 2010b), var tydelig konkave for verdier av $\log N$ opp til 6. Videre var kurven for $\log N$ lik 7 relativt lineær. I dette delkapittelet plottes konstant utmattingsliv-diagram for utmattningstestene som har blitt gjennomført i forbindelse med denne masteroppgaven. Diagrammet blir sammenlignet med eksisterende modeller.

4.11.1 Resultater

I figur 4.30 presenteres et konstant utmattingsliv-diagram for skjærutmattningstestene på furu (GL30h) ved $R = -1$ og $R = 0.1$, inkludert statistisk testing ved $R = 1$. Diagrammet plottes normalisert spenningsamplitude mot normalisert gjennomsnittsspenning, der det er trukket rette linjer mellom punktene. Punktene er hentet fra de lineære S-N-kurvene for henholdsvis $R = -1$ og $R = 0.1$, som gjengis i ligning 4.3 og 4.4. S-N-kurvene er for øvrig basert på normaliserte spenninger, der spenningene er normalisert ved statistisk langsgående skjærfasthet for furu (GL30h). Den uavhengige variabelen, f , er her tillagt indeksen max , for å tydeliggjøre sammenhengen mellom kurvene og konstant utmattingsliv-diagrammer.

$$f_{max,R=-1} = 0.811 - 0.101 \cdot \log N \quad (4.3)$$

$$f_{max,R=0.1} = 0.959 - 0.068 \cdot \log N \quad (4.4)$$

Punktene for $R = -1$ i figur 4.30, har gjennomsnittsspenning, $f_{mean,R=-1} = 0$, ettersom spenningene veksler mellom like store verdier i strekk og trykk. Videre kan verdien for spenningsamplitude ved $R = -1$, $f_{a,R=-1}$, finnes for ulike verdier av $\log N$ ved ligning 4.5. For spenningsforholdet $R = 0.1$, finnes tilsvarende verdier ved ligning 4.6 og 4.7, der $f_{a,R=0.1}$ er spenningsamplitude og $f_{mean,R=0.1}$ er gjennomsnittsspenning. Ligning 4.6 og 4.7 er utledet fra relasjonen $R = 0.1$. Til slutt vil det ene punktet fra testing ved $R = 1$, som tilsvarer statistisk fasthet, ligge på horisontalaksen.

$$f_{a,R=-1} = f_{max,R=-1}(\log N) \quad (4.5)$$

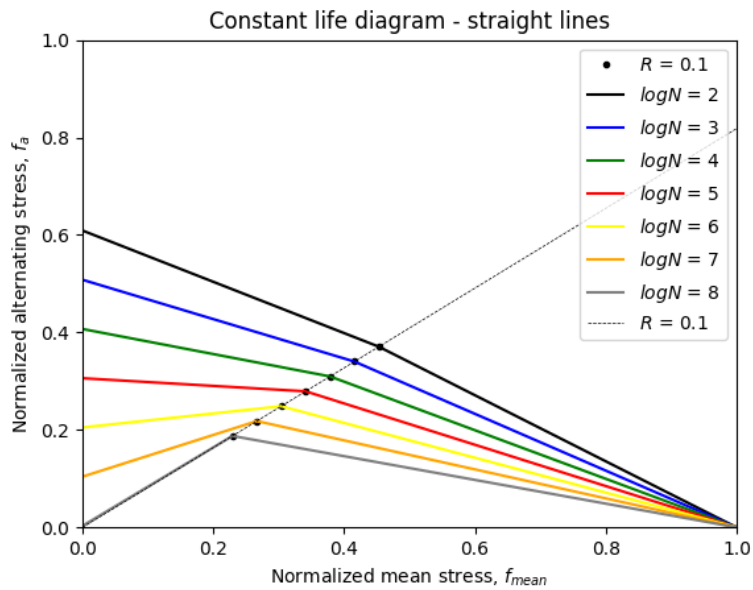
$$f_{a,R=0.1} = 0.45 \cdot f_{max,R=0.1}(\log N) \quad (4.6)$$

$$f_{mean,R=0.1} = 0.55 \cdot f_{max,R=0.1}(\log N) \quad (4.7)$$

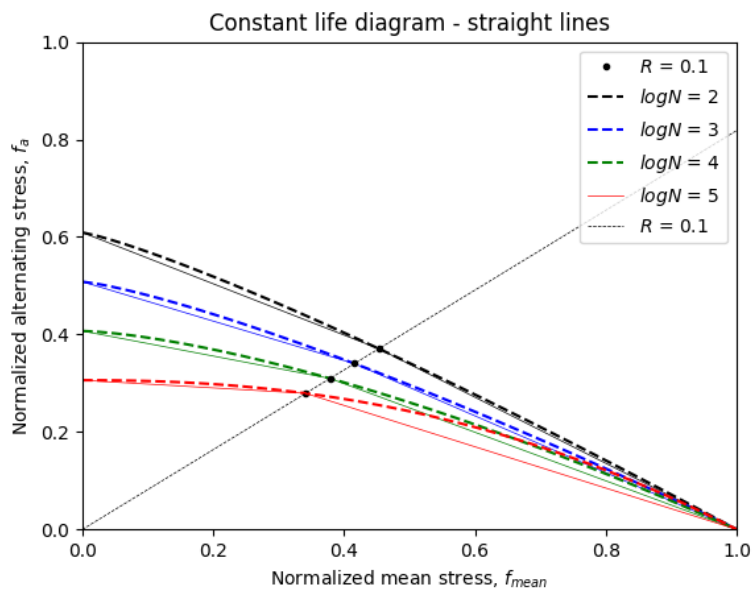
I figur 4.31 plottes de fire øverste kurvene fra konstant utmattingsliv-diagrammet i figur 4.30, separat. Dette var de eneste kurvene som viste negativt stigningstall over hele kurven, og det ble derfor utført en regresjon av kurvene med utgangspunkt i ligning 4.8, som er basert på ligning 2.28. Krumningen, c , til de tilpassede kurvene er gitt i tabell 4.21.

$$f_{a,CLD} = f_{a,R=-1} \cdot (1 - (f_{mean})^c) \quad (4.8)$$

Videre blir de tre nederste kurvene i figur 4.30, plottet separat i figur 4.32. Til slutt plottes kurvene for $\log N$ lik 5, 6 og 7 i figur 4.33, ettersom det er i dette intervallet det eksisterer målepunkter for furu (GL30h) ved $R = 0.1$. Følgende er det interessant å betrakte disse tre kurvene separat.



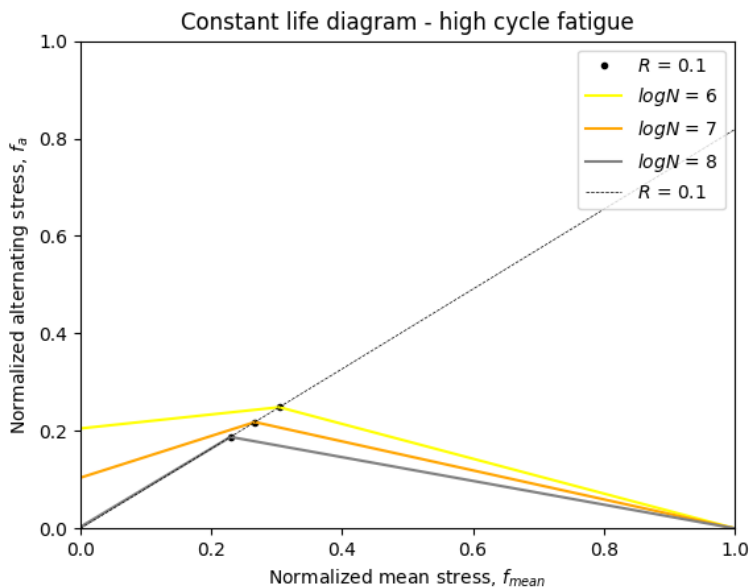
Figur 4.30: Konstant utmattingsliv-diagram med rette linjer mellom punktene for de ulike spenningsforholdene. Skjærutmattingstestingen ble utført på furu (GL30h) ved $R = -1$ og $R = 0.1$. Testene er gjennomført ved $RH = 65\%$, og spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.



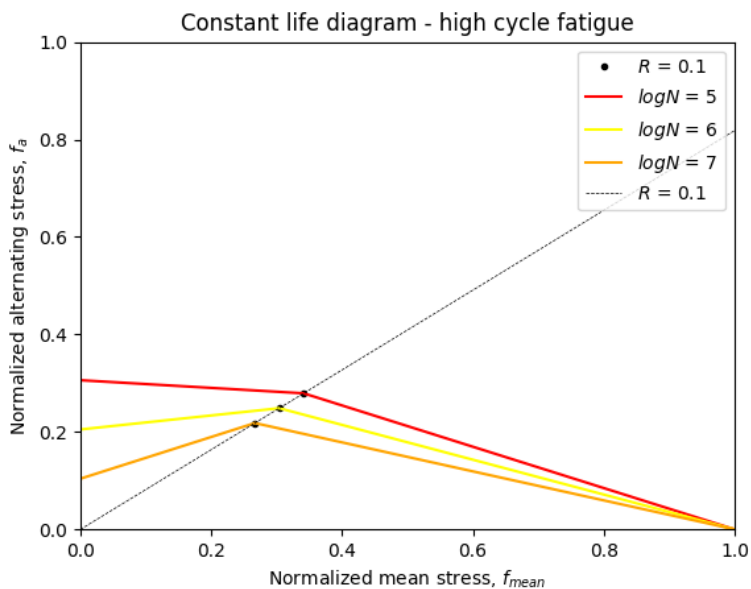
Figur 4.31: Konstant utmattingsliv-kurver for $\log N$ lik 2, 3, 4 og 5, med stiplede regresjonskurver med krumning, c . Skjærutmattingstestingen ble utført på furu (GL30h) ved $R = -1$ og $R = 0.1$. Testene er gjennomført ved $RH = 65\%$, og spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

Tabell 4.21: Krumning for regresjonskurvene i figur 4.31.

Kurve	$\log N = 2$	$\log N = 3$	$\log N = 4$	$\log N = 5$
Krumning, c	1.1848	1.2618	1.4722	2.2622



Figur 4.32: Konstant utmattingsliv-kurver for $\log N$ lik 6, 7 og 8. Skjærutmattingstestingen ble utført på furu (GL30h) ved $R = -1$ og $R = 0.1$. Testene er gjennomført ved $RH = 65\%$, og spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.



Figur 4.33: Konstant utmattingsliv-kurver for $\log N$ lik 5, 6 og 7. Skjærutmattingstestingen ble utført på furu (GL30h) ved $R = -1$ og $R = 0.1$. Testene er gjennomført ved $RH = 65\%$, og spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

Fra figur 4.30 kan det observeres store endringer i kurvene fra $\log N$ lik 2 til $\log N$ lik 8, der de øverste kurvene har negativt stigningstall over hele kurven. De tre nederste kurvene har derimot positivt stigningstall i starten. For de fire øverste kurvene som er plottet separat i figur 4.31, har det blitt plottet regresjonskurver. Regresjonskurvene for $\log N$ lik 2, 3 og 4 har en krumning mellom 1 og 1.5, mens regresjonskurven for $\log N$ lik 5 har en krumning lik 2.2622.

De tre nederste kurvene som er plottet separat i figur 4.32, har som nevnt positivt stigningstall i starten. Dette gjelder spesielt kurven for $\log N$ lik 8, som er tilnærmet sammenfallende med den stiplede linjen som markerer punktbanen for $R = 0.1$. I figur 4.33 observeres det at de to nederste kurvene har positivt stigningstall i starten. Dette indikerer at furu (GL30h) tåler større spenningsamplituder for større gjennomsnittsspenninger for $\log N$ lik 6 og 7, i intervallet $0 < f_{mean} < 0.304$ for $\log N$ lik 6 og i intervallet $0 < f_{mean} < 0.267$ for $\log N$ lik 7.

4.11.2 Diskusjon

Kurvene for de forskjellige utmattingslivene har store mellomrom for lave gjennomsnittsspenninger, sammenlignet med punktene for $R = 0.1$, der kurvene ligger betraktelig tettere. Dette kan forklares ved at den lineære S-N-kurven for $R = 0.1$ er betydelig slakere enn for $R = -1$. Følgende vil spenningsamplituden reduseres langsommere for økende antall lastsykler ved $R = 0.1$, sammenlignet med $R = -1$. Videre er kurvene svært forskjellige fra kurvene som er plottet i henhold til dimensjoneringsregler for utmatting i NS-EN 1995-2:2004 (Standard-Norge 2010b), der kurvene opp til $\log N = 6$ har en konkav form. Dette kan tyde på at datagrunnlaget for NS-EN 1995-2:2004 bør oppdateres.

For de fire konstant utmattingsliv-kurvene det er plottet regresjonskurver for, hadde de tre øverste kurvene en krumning mellom 1 og 2, som er forventet i henhold til litteraturen. Den fjerde regresjonskurven, for $\log N = 5$, hadde derimot en krumning som lå over den forventede verdien. På den andre siden er datagrunnlaget for den sistnevnte kurven større enn kurvene med en krumning mellom 1 og 2. Dette er som følge av at det kun eksisterer målepunkter mellom $\log N$ lik 5 og 7 for spenningsforholdet $R = 0.1$, og er derfor i utgangspunktet lite eller ingen grunnlag for å trekke konklusjoner for utmattingsliv som er kortere eller lengre enn dette.

I likhet med kurven for $\log N = 5$, har kurvene for $\log N = 6$ og $\log N = 7$ også et eksisterende datagrunnlag. Disse kurvene har i motsetning til kurven for $\log N = 5$, et positivt stigningstall i starten. Dette innebærer at det kan påføres større spenningsamplituder, for større gjennomsnittsspenninger, noe som var uventet. Samtidig må det tas i betraktning at utmattingssegenskapene til furu (GL30h) ved langsgående skjær, er langt bedre for $R = 0.1$ enn $R = -1$ der gjennomsnittsspenningen er lik 0. I tillegg til dette har målepunktene mellom $\log N$ lik 5 og 7 liten spredning, og virker derfor å være relativt representative. Dette tyder på at stigningen i starten av kurvene for $\log N = 6$ og $\log N = 7$ muligens kan beskrive virkelige forhold. Det er likevel kun gjort et fåtalls tester, og det behøves flere for å trekke klare konklusjoner for sammenhengen mellom spenningsamplitude og gjennomsnittsspenning. Når det gjelder kurven for $\log N = 8$, er denne sannsynligvis feilaktig. Grunnen til dette er at S-N-kurvene for spenningsforholdene $R = -1$ og $R = 0.1$ mest sannsynlig har flatet ut ved denne verdien, slik at konstant utmattingsliv-kurven ville ligget høyere, spesielt ved vertikalaksen.

4.11.3 Konklusjon

Hensikten med å plotte konstant utmattingsliv-diagram var å sammenligne diagrammet med eksisterende diagram fra litteraturen, og undersøke sammenhengen mellom $R = -1$ og $R = 0.1$ for furu (GL30h) ved langsgående skjærspenninger. Ved å sammenligne diagrammet mot tilsvarende diagram i henhold til NS-EN 1995-2:2004 (Standard-Norge 2010b) er det liten eller ingen sammenheng. Kurvene virker å ha positivt stigningstall i starten for $\log N = 6$ og $\log N = 7$, men det krever flere målepunkter for å bekrefte dette. Det behøves dessuten flere målepunkter for andre verdier av $\log N$ ved $R = 0.1$, for å kunne trekke konklusjoner for de andre kurvene i diagrammet. Det er samtidig ønskelig med målepunkter for flere spenningsforhold i intervallet $-1 < R < 1$.

5 Hysterese-kurver for $R = -1$

5.1 Introduksjon og bakgrunn

For å identifisere og undersøke sentrale parametere ved prøvestykkene under syklisk belastning, ble påsatt kraft plottet mot forskyvning i prøvestykkene. For materialer som ikke er perfekt elastiske, vil dette plottet resultere i lukkede hysterese-kurver, som nærmere beskrevet i underkapittel 2.5.7. Fra hysterese-kurvene kunne utviklingen av elastisk stivhet og spredningsenergi i prøvestykkene under utmattingen observeres. Til slutt ble viskøs dempning i det aktuelle materialet beregnet.

I dette delkapittelet ble kun prøvestykkene testet ved $R = -1$ undersøkt. Følgende ble det ikke plottet kraft-forskyvningsplott for prøvestykkene testet ved $R = 0.1$, på grunn av et lite antall tester og problemer med Catman-programvaren under to av testene.

5.2 Metode

5.2.1 Utstyr og verktøy

Målepunktene for kraft-forskyvningsplottene i denne masteroppgaven, er basert på målinger i lastcellen på prøvemaskinen M5 Instron 1325. Disse målingene ble logget av programvaren Catman, som beskrives nærmere i underkapittel 4.3.1. Som nevnt ovenfor, oppsto det problemer med Catman under to av testene ved $R = 0.1$. Dette skjedde under testingen av prøvestykkene N3-678 og N4-234, og problemet skyldtes fullt minne på datamaskinen som kjørte Catman. Ved senere testing er det viktig å være klar over dette, ettersom loggfilene fra utmattingstestingene kan bli veldig store.

5.2.2 Elastisk stivhet, spredningsenergi og dempningsrate

Prøvemaskinen ble styrt i last-kontroll, slik at prøvestykkene fikk påført like store svingende krefter gjennom hele utmattingsforløpet. Dette innebærer at skadene som ble påført prøvestykkene, vil vises som økte deformasjoner i kraft-forskyvningsplottene og dermed slakere stigning i hysterese-kurvene.

Elastisk stivhet kan videre beregnes ved å utføre lineære regresjoner av hysterese-kurvene, og finne stigningstallet til regresjonene. Til tross for at det er skjærsonen i prøvestykkene som testes, er ikke den elastiske stivheten det samme som skjærmodulen til materialet. Årsaken til dette er at den elastiske stivheten som beregnes her gjelder for hele prøvestykket, og ikke skjærsonen alene. Videre er ikke den elastiske stivheten avhengig av spenningsnivå, noe deformasjoner er. Derfor er elastisk stivhet en bedre parameter enn deformasjon for å undersøke utmattingssegenskaper.

Spredningsenergien som fordeles i prøvestykkene per lastsyklus, beregnes ved å måle arealet som omslutes av hysterese-kurven for den respektive lastsyklusen. Med verdier for elastisk stivhet, spredningsenergi per lastsyklus og lastamplituden for prøvestykkene, kan til slutt dempningsraten beregnes.

5.3 Resultater

I dette delkapittelet blir først den elastiske stivheten for ulike utmattingsliv studert. Deretter undersøkes forskyvninger i trykk- og strekkdelen av hysteresekurvene gjennom utmattingsforløpet til prøvestykkene. Videre blir det plottet ulike diagrammer for elastisk stivhet og spredningsenergi, både for hele og den lineære delen av stivhetskurlene, før det til slutt plottes diagrammer for dempningsraten.

Relevante figurer for delkapittelet er vedlagt i vedlegg 13. Vedlegget inneholder hovedsakelig diagrammer der både elastisk stivhet og spredningsenergi plottes mot antall lastsykler. Det foreligger også kraft-forskyvningsplott for flere av prøvestykkene. Plottene i vedlegget er produsert ved å bruke Python-koden fra vedlegg 7.

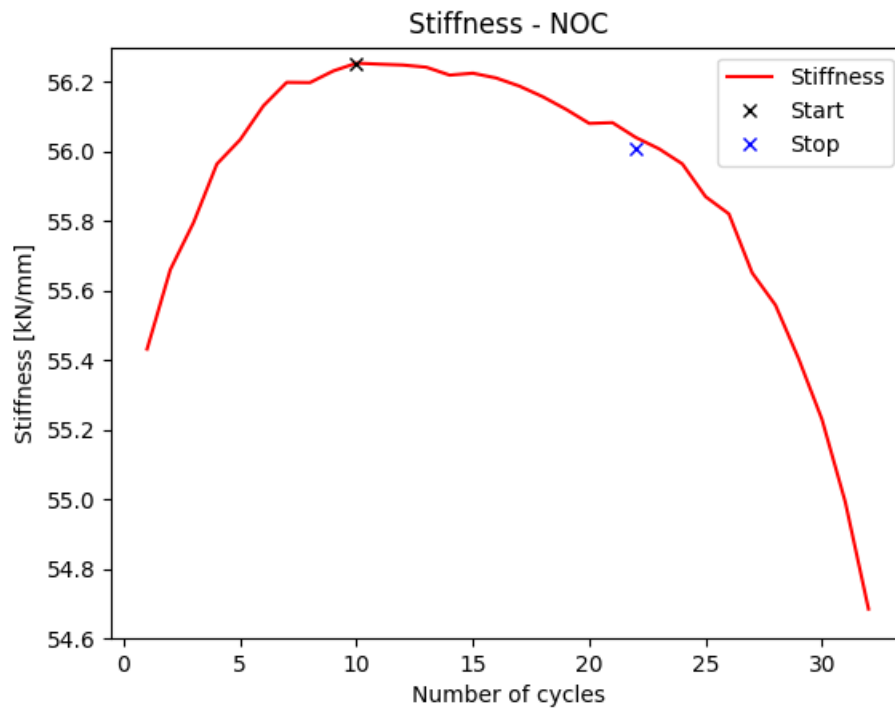
Isaksen (2021) plottet kun kraft-forskyvningsplott for prøvestykkene som gikk til brudd før 5000 lastsykler, som følge av at det var tidkrevende å produsere dette plottet for lengre utmattingsliv. For prøvestykkene G6-234 og J1-234 foreligger det heller ikke diagrammer for elastisk stivhet og spredningsenergi, ettersom det oppsto et ukjent problem under plottingen av diagrammer for prøvestykke J1-234, mens prøvestykke G6-234 ble stoppet ved 10 millioner lastsykler før den senere ble testet til brudd. For prøvestykkene testet i forbindelse med denne masteroppgaven (prøvestykke K2-234 til N5-678), er det derimot produsert kraft-forskyvningsplott for alle prøvene bortsett fra prøvestykke K1-234. Dette prøvestykket gikk til brudd etter én lastsyklus, som er for lite til å lage kraft-forskyvningplott med representative hysteresekurver. Følgende foreligger det heller ikke diagrammer for elastisk stivhet og spredningsenergi for prøvestykke K1-234.

5.3.1 Endring i elastisk stivhet gjennom utmattingsforløpet

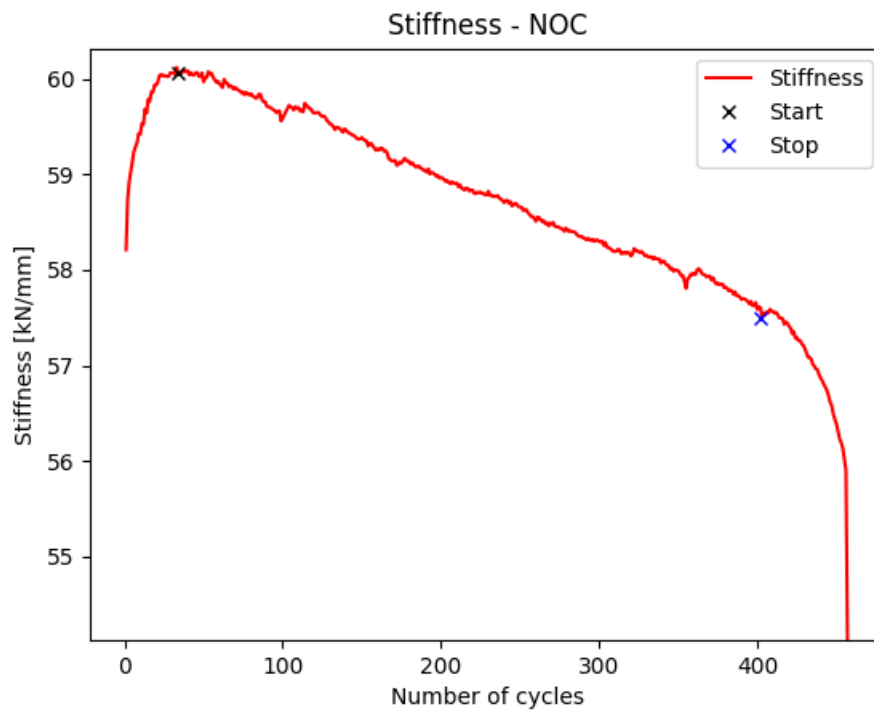
Her presenteres utvalgte stivhetsdiagrammer for ulike verdier av antall lastsykler til brudd, NOC. Begrepene stivhetsdiagram og stivhetskurler brukes for øvrig om diagrammene der det plottes kurver for elastisk stivhet mot antall lastsykler. Figur 5.1 illustrerer en typisk stivhetskurler for et utmattingsforsøk der $NOC < 100$. Videre illustrerer figur 5.2 en typisk stivhetskurler for et utmattingsforsøk der $100 < NOC < 1000$ osv. I diagrammene er det lagt inn to kryss, et svart og et blått, for å markere henholdsvis starten og slutten på den lineære delen av stivhetskurlene. Intervallet mellom svart og blått kryss blir heretter omtalt som den lineære fasen av utmattingsforløpet.

De resterende stivhetsdiagrammene er presentert i vedlegg 13. For tre av prøvestykkene, K2-678, K3-678 og K4-234, ble det for øvrig ikke identifisert en lineær del langs stivhetskurlen. Følgende er ikke disse prøvestykkene inkludert i resultatene for den lineære fasen av utmattingsforløpet, som blir studert senere i delkapittelet.

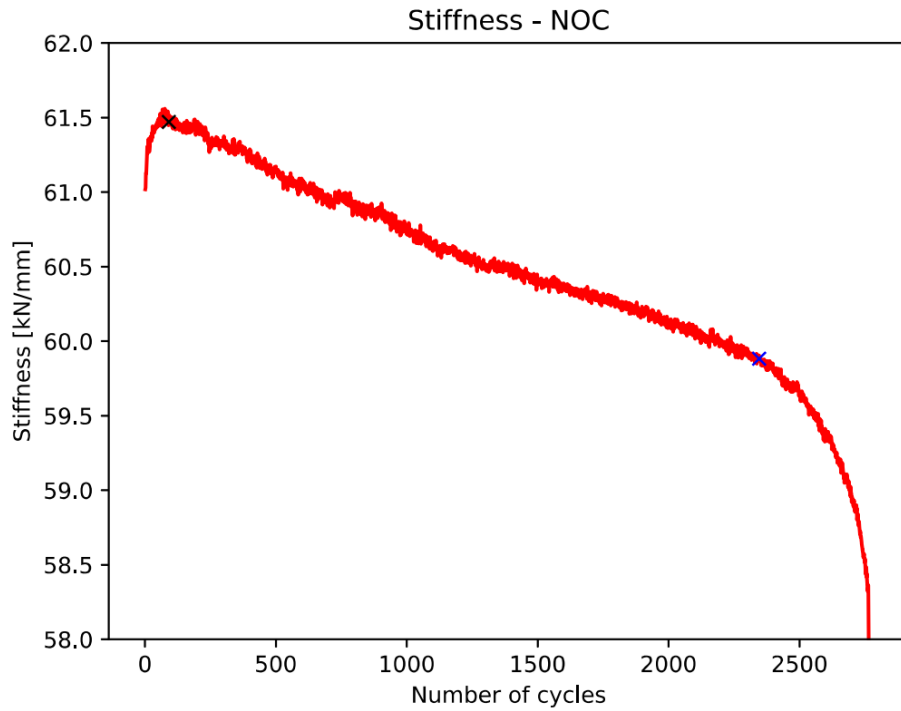
For $NOC < 100$ er kurlene for elastisk stivhet generelt buede. Den buede formen vedvarer delvis for stivhetskurlene der $100 < NOC < 1000$, men disse kurlene har også en betydelig lineær del. For større verdier av NOC blir den lineære delen av kurlene enda tydeligere, før stivhetskurlene avtar gradvis raskere ved slutten av utmattingsforløpet. Videre vil stivhetskurlene for $NOC > 100000$ ha en form som kan ligne en sigmoid-kurve. Dette innebærer at den elastiske stivheten avtar relativt raskt i starten av utmattingsforløpet, før den begynner å avta lineært fram mot den gradvis raskere nedgangen ved slutten. Det observeres videre at stivhetskurlene for $NOC > 3\,000\,000$ består av flere ujevne parti, der den elastiske stivheten øker eller reduseres raskt. Dette illustreres i figur 5.7.



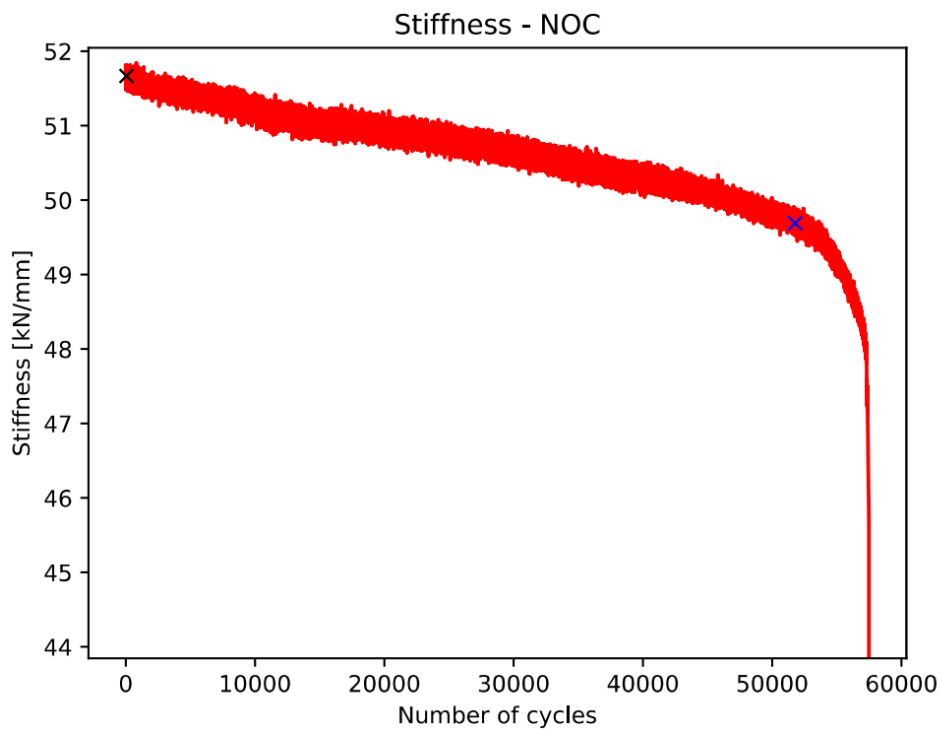
Figur 5.1: Elastisk stivhet plottet mot antall lastsykler, for prøvestykke K5-234 av furu (GL30h). Testene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$, og et spenningsnivå lik 60% .



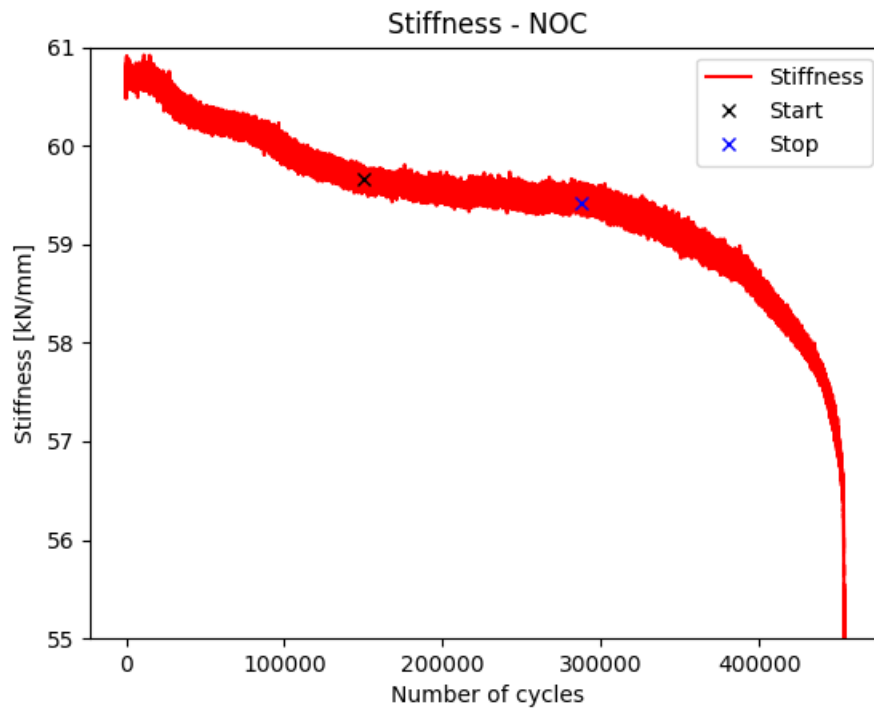
Figur 5.2: Elastisk stivhet plottet mot antall lastsykler, for prøvestykke K2-234 av furu (GL30h). Testene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$, og et spenningsnivå lik 65% .



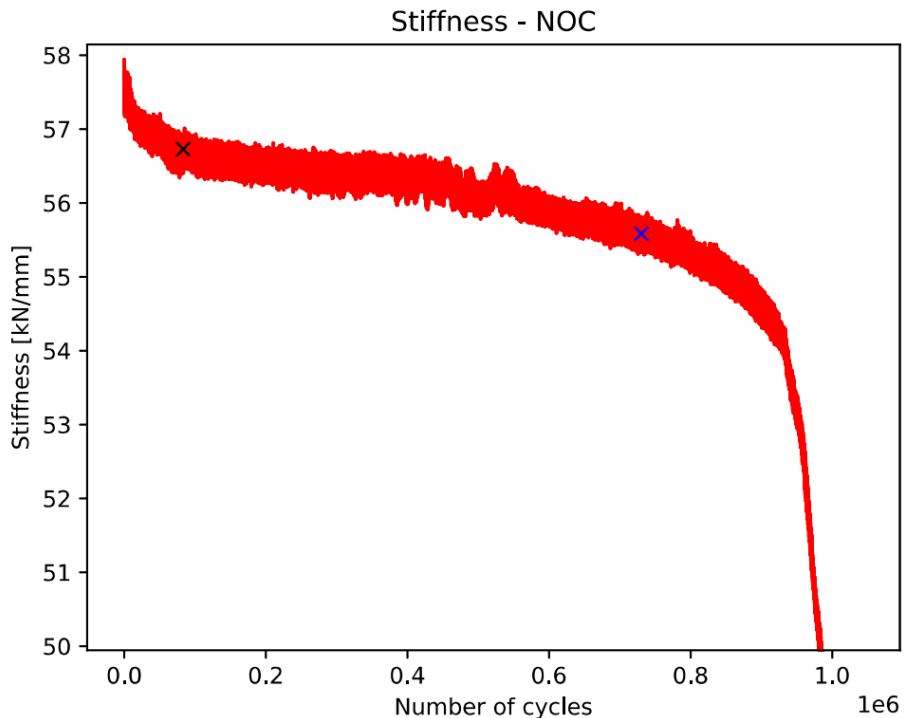
Figur 5.3: Elastisk stivhet plottet mot antall lastsykler, for prøvestykke H2-234 av furu (GL30h). Testene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$, og et spenningsnivå lik 50 %. Figuren er hentet fra Isaksen (2021).



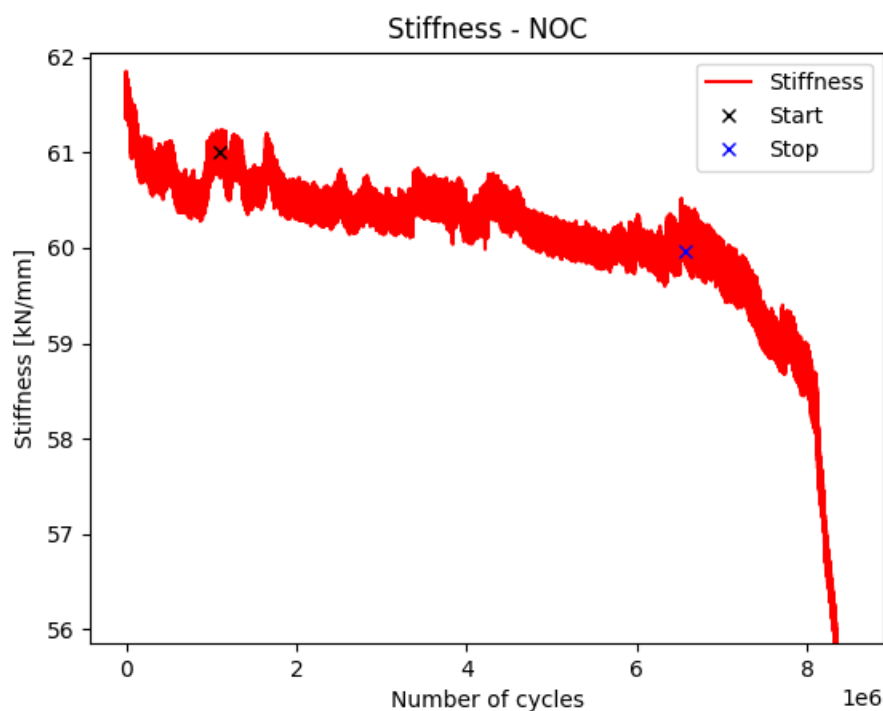
Figur 5.4: Elastisk stivhet plottet mot antall lastsykler, for prøvestykke G5-234 av furu (GL30h). Testene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$, og et spenningsnivå lik 30 %. Figuren er hentet fra Isaksen (2021).



Figur 5.5: Elastisk stivhet plottet mot antall lastsykler, for prøvestykke N1-678 av furu (GL30h). Testene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$, og et spenningsnivå lik 30 %.



Figur 5.6: Elastisk stivhet plottet mot antall lastsykler, for prøvestykke G6-678 av furu (GL30h). Testene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$, og et spenningsnivå lik 17 %. Figuren er hentet fra Isaksen (2021).



Figur 5.7: Elastisk stivhet plottet mot antall lastsykler, for prøvestykke L1-234 av furu (GL30h). Testene er gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$, og et spenningsnivå lik 20% .

5.3.2 Deformasjonsøkning gjennom utmattingsforløpet

Forsøkene i denne masteroppgaven har som formål å gi informasjon om utmattingsegenskapene til furu (GL30h) ved langsgående skjærspenninger. Som forklart tidligere, er utmattingsforsøkene utført ved å påføre prøvestykkene vekslende laster i aksial retning, der lastene ideelt skal overføres som ren langsgående skjær i prøvestykkens skjærsoner. I teorien er skjærkraften uavhengig av om prøvestykkene blir påført trykk eller strekk i aksial retning. Følgende skal deformasjonene under påføring av vekslende laster ideelt være like store ved strekk og trykk.

For å undersøke dette nærmere plottes maksimum og minimum forskyvning for hver lastsyklus mot antall lastsykler, NOC, for utvalgte prøvestykker i figurene 5.9 til 5.16. I figurene vil maksimum forskyvning beskrives som forskyvning i strekkretning og minimum forskyvning som forskyvning i trykkretning. Følgende kan øvre del av hysteresekurvene kalles for strekkdel og nedre del for trykkdel. I dette underkapittelet presenteres hovedsakelig diagrammer for prøvestykker som har blitt testet i forbindelse med denne masteroppgaven (prøvestykke K2-234 til N5-678). På den andre siden har ikke prøvestykkene som ble testet av Isaksen (2021) (prøvestykke G2-234 til J6-678) blitt studert her. Årsaken til dette er at det var tidkrevende å overføre nødvendige datafiler og så plote disse i passende diagrammer. Funnene til Isaksen på dette området er likevel inkludert i denne oppgaven.

Isaksen observerte at hysteresekurvene til prøvestykke H2-234 beveget seg fullstendig mot høyre ved begynnelsen av utmattingsforløpet, som illustrert i figur 5.8. Ved slutten av utmattingen begynte derimot trykkdelen av hysteresekurvene å bevege seg mot venstre, altså mot større forskyvning i trykkretning. Samtidig beveget strekkdelen av kurvene seg ytterligere mot høyre. Isaksen undersøkte også denne egenskapen for flere prøvestykker, men ikke alle, og fant det samme mønsteret.

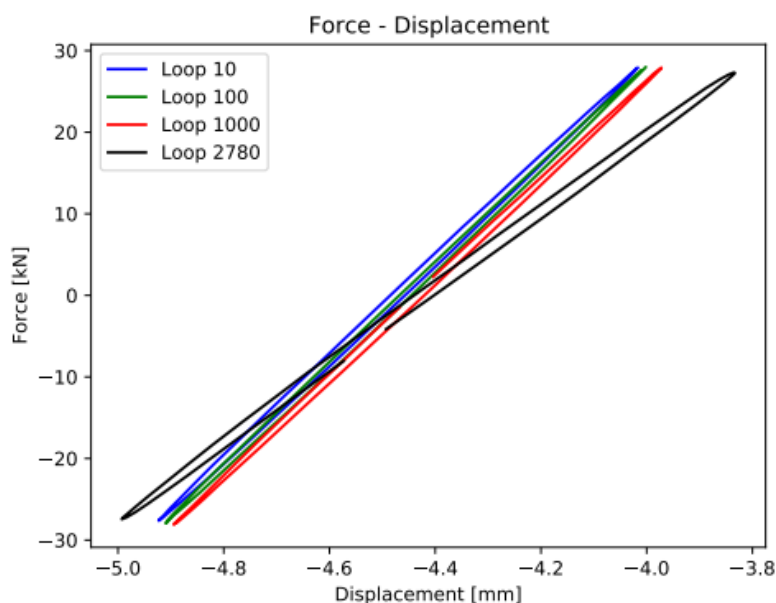
Denne egenskapen ble også funnet i større og mindre grad for enkelte av prøvestykkene som ble testet i

forbindelse med denne masteroppgaven. Et eksempel på dette vises i figurene 5.9 og 5.10, som illustrerer forskyvningene til prøvestykke N1-678 gjennom utmattingsforløpet. I figurene 5.11 og 5.12, tilhørende prøvestykke N1-234, er det enda mer tydelig at forskyvningene øker mer i strekk enn i trykk, men her er trykkdelen relativt konstant gjennom hele utmattingsforløpet.

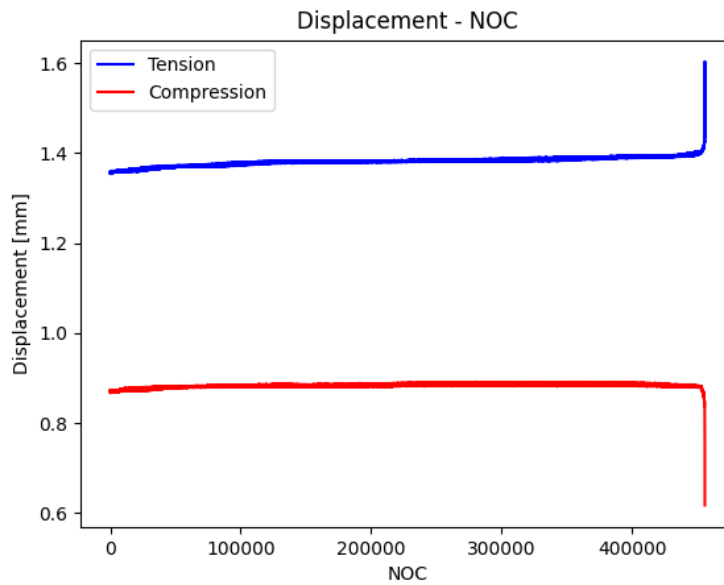
Videre viser prøvestykkene L1-678 og N5-678 en annen egenskap. Forskyvningene til L1-678 er illustrert i figurene 5.13 og 5.14, der det vises at forskyvningene øker jevnt i både strekk og trykk gjennom utmattingsforløpet. Tilsvarende figurer for prøvestykke N5-678 presenteres i vedlegg 14. Antall lastsykler før brudd for N5-678 er for øvrig 8527.

For prøvestykke L1-234 og N2-234, vises det motsatte av funnene til Isaksen (2021). Som det illustreres i figurene 5.15 og 5.16, tilhørende prøvestykke L1-234, øker forskyvningene i trykk mens forskyvningene i strekk reduseres gjennom utmattingsforløpet. Dette er for øvrig de to prøvestykkene med lengst utmattingsliv blant prøvestykkene som har blitt testet i denne masteroppgaven. På den andre siden, er det generelt lite endringer og ingen tydelige mønstre å spore i hysteresekurvene for prøvestykkene som ble utsatt for høye spenningsnivåer. Dette kan observeres fra de aktuelle figurene i vedlegg 14.

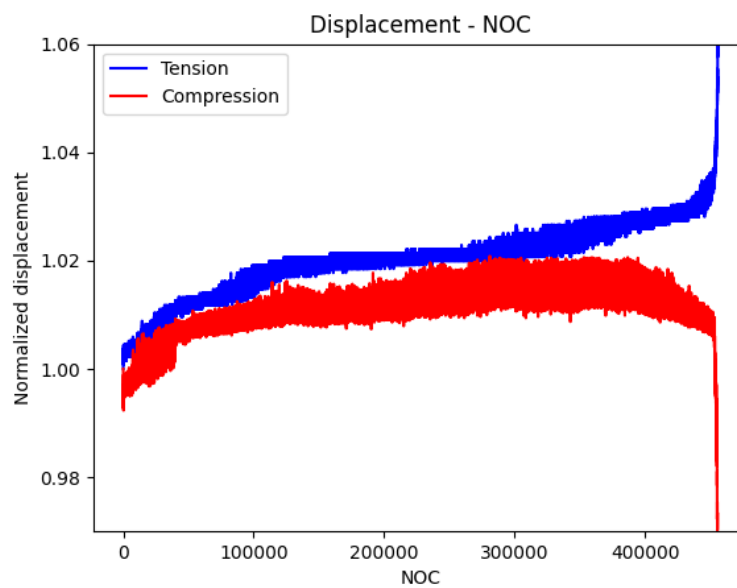
I figurene med normaliserte forskyvninger på vertikalaksen vil det være forskjeller, avhengig av fortegnet til de faktiske forskyvningene. Dette er spesielt viktig ved negative forskyvningsverdier, der økte forskyvninger i strekk vil vises som avtagende forskyvninger i de normaliserte diagrammene og motsatt for trykk. Økte forskyvninger i trykk og/eller strekk vises ved at kurvene beveger seg fra hverandre. Kurvene i de normaliserte diagrammene er for øvrig normalisert ved den initiale forskyvningen for de respektive kurvene. Til slutt kan det nevnes at de faktiske forskyvningsverdiene er plottet direkte fra Catman, programvaren som logget forskyvningene under utmattingsforsøkene, og vil derfor være unike for hvert prøvestykke ut ifra posisjonen til lastcellene.



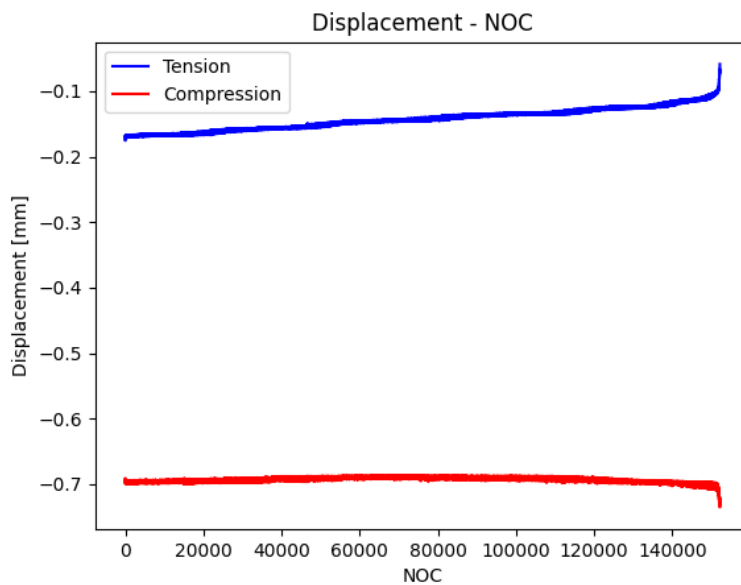
Figur 5.8: Fire forskjellige hysteresekurver for prøvestykke H2-234 av furu (GL30h) for skjærutmattning ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. $NOC = 2800$. Figuren er hentet fra Isaksen (2021).



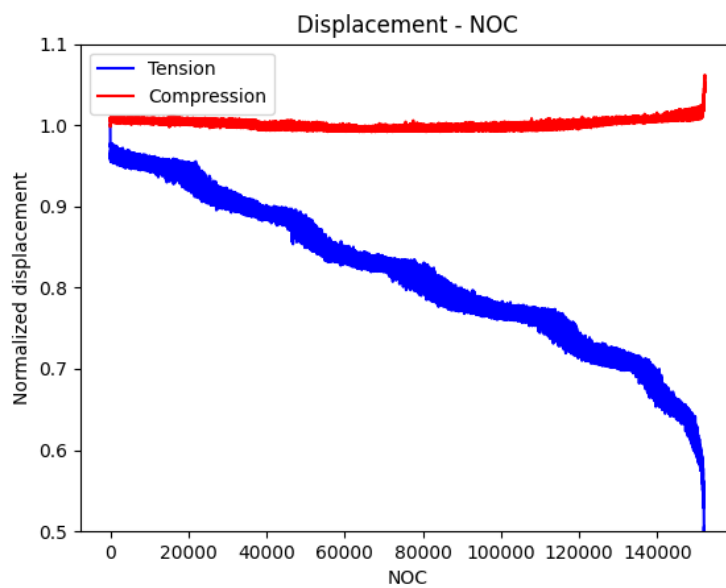
Figur 5.9: Forskyvninger i strekk og trykk plottet mot antall lastsykler for prøvestykke N1-678 av furu (GL30h) for skjærutmatting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.



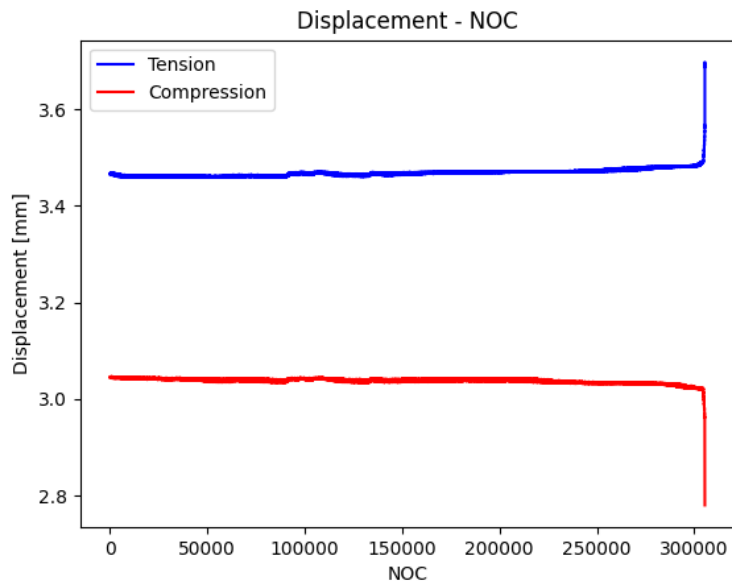
Figur 5.10: Normaliserte forskyvninger i strekk og trykk plottet mot antall lastsykler for prøvestykke N1-678 av furu (GL30h) for skjærutmatting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.



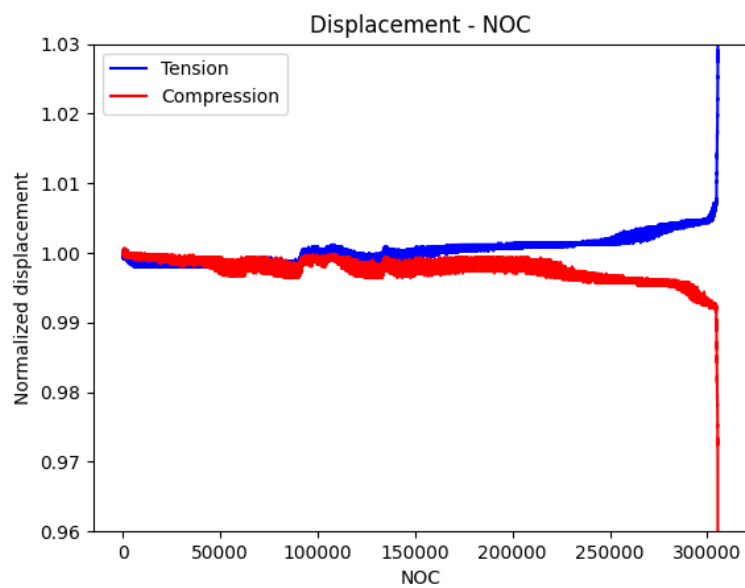
Figur 5.11: Forskyvninger i strekk og trykk plottet mot antall lastsykler for prøvestykke N1-234 av furu (GL30h) for skjærutmatting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.



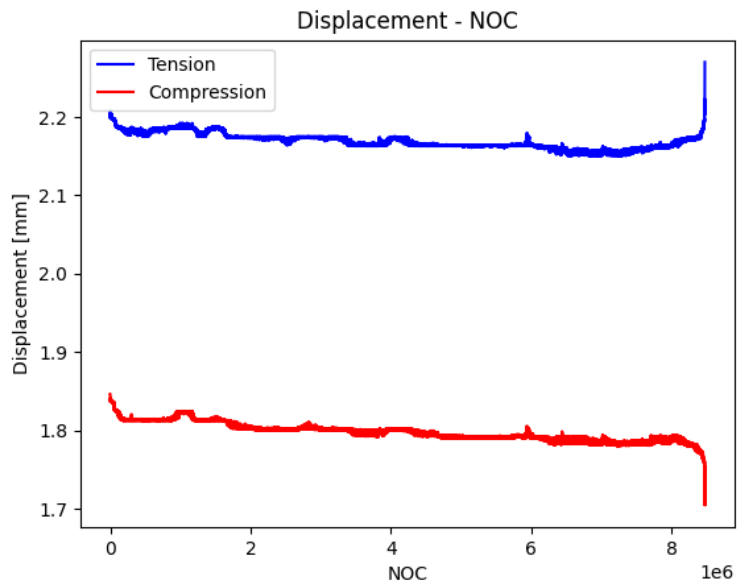
Figur 5.12: Normaliserte forskyvninger i strekk og trykk plottet mot antall lastsykler for prøvestykke N1-234 av furu (GL30h) for skjærutmatting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.



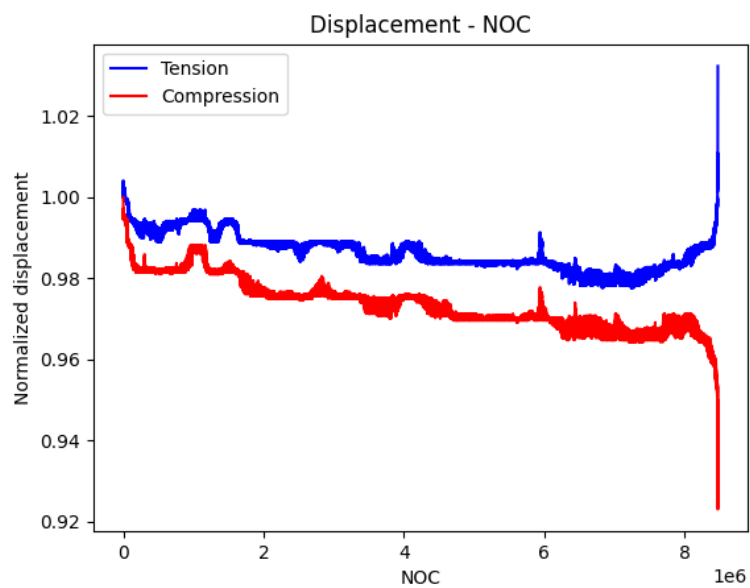
Figur 5.13: Forskyvninger i strekk og trykk plottet mot antall lastsykler for prøvestykke L1-678 av furu (GL30h) for skjærutmatting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.



Figur 5.14: Normaliserte forskyvninger i strekk og trykk plottet mot antall lastsykler for prøvestykke L1-678 av furu (GL30h) for skjærutmatting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.



Figur 5.15: Forskyvninger i strekk og trykk plottet mot antall lastsykler for prøvestykke L1-234 av furu (GL30h) for skjærutmatting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

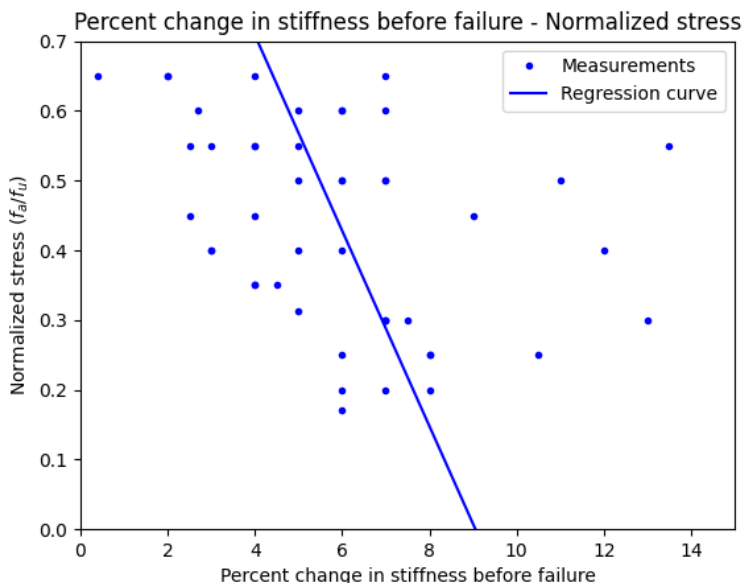


Figur 5.16: Normaliserte forskyvninger i strekk og trykk plottet mot antall lastsykler for prøvestykke L1-234 av furu (GL30h) for skjærutmatting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

5.3.3 Total endring i elastisk stivhet før brudd

Plottet i figur 5.17 gir total endring i elastisk stivhet før brudd for ulike spenningsnivåer. Endringen i elastisk stivhet er gitt i prosent, og verdiene er listet opp i vedlegg 10. Verdiene er funnet fra de normaliserte stivhetsplottene i vedlegg 13, ved å lese av differansen mellom kurvenes toppunkt og punktet rett før kurvene peker rett ned. Avlesingen ble gjort manuelt, og det kan derfor forekomme avvik i verdiene. Observasjoner av resultatene ligger nederst på denne siden.

I tabell 5.1 presenteres sentrale verdier for regresjonskurven i figur 5.17, før tabell 5.2 gir gjennomsnittsverdi og standardavvik for total endring i elastisk stivhet.



Figur 5.17: Prosentvis endring i elastisk stivhet før brudd for furu (GL30h) for skjærutmatting ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

Tabell 5.1: Regresjonskurve for furu (GL30h) for prosentvis endring i elastisk stivhet før brudd. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	s_y	R^2
Regresjonskurve	-0.140	1.269	2.686	0.133

Tabell 5.2: Gjennomsnittsverdi og standardavvik for prosentvis endring i elastisk stivhet før brudd for furu (GL30h). Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Verdiene i tabellen er basert på tallene fra vedlegg 10.

Gjennomsnitt [%]	Standardavvik, s_y [%]	Variasjonskoeffisient, COV
5.938	2.854	0.481

Resultatene for total endring i elastisk stivhet før brudd, viser at den lineære regresjonen av målepunktene har et negativt stigningstall. Den negative korrelasjonen er likevel svært lav, med $R^2 = 0.133$.

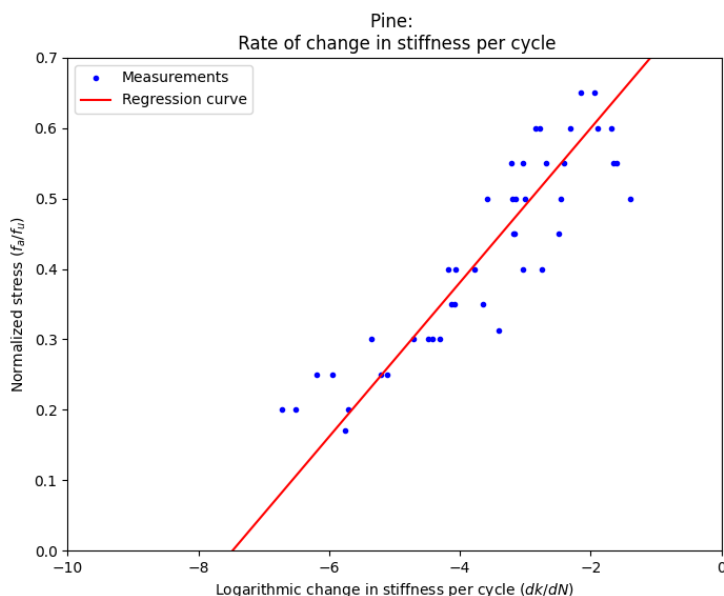
5.3.4 Elastisk stivhet per lastsyklus for lineær del av stivhetskurlvene

I dette underkapittelet studeres utviklingen av elastisk stivhet for den lineære fasen av utmattingsforløpet. Stivhetskurlvene er som nevnt illustrert i vedlegg 13, og de lineære partiene av kurlvene er merket med et svart kryss ved starten og et blått ved slutten. Endringen i elastisk stivhet per lastsyklus i logaritmisk skala er gitt ved følgende uttrykk:

$$\frac{dk}{dN} = \log\left(\frac{k_i - k_j}{N_j - N_i}\right) \tag{5.1}$$

Indeksene i og j representerer starten og slutten på den lineære delen av stivhetskurlvene, eventuelt svart og blått kryss som forklart over. Følgende er k_i og N_i elastisk stivhet og antall lastsyklus ved svart kryss, mens k_j og N_j er elastisk stivhet og antall lastsyklus ved blått kryss.

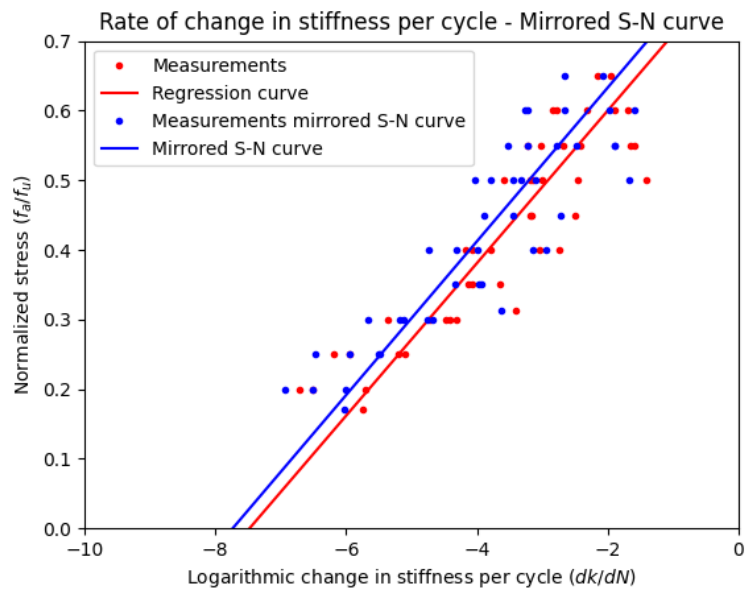
I figur 5.18 plottes normalisert spenning mot logaritmisk endring i elastisk stivhet per lastsyklus, med tilhørende lineær regresjonskurlve. Sentrale verdier for regresjonskurlven framgår av tabell 5.3. I figur 5.19 blir målepunktene og regresjonskurlven fra figur 5.18 plottet sammen med en speilet S-N-kurlve for prøvestykkene som har et lineært parti langs stivhetskurlvene sine. Altså er ikke den speilede S-N-kurlven basert på målepunktene for prøvestykkene K2-678, K3-678 og K4-23. Målepunktene for prøvestykkene K1-234, G6-234 og J1-234 er heller ikke inkludert, ettersom det ikke foreligger stivhetskurlver for disse prøvestykkene, som forklart tidligere. Prøvestykkene som utgjør grunnlaget for figur 5.19 er for øvrig listet opp i vedlegg 11.



Figur 5.18: Logaritmisk endring i elastisk stivhet per lastsyklus for furu (GL30h). Skjærutmattingen ble utført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

Tabell 5.3: Regresjonskurlve for furu (GL30h) for logaritmisk endring i elastisk stivhet per lastsyklus. Skjærutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurlve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	s_y	R^2
Regresjonskurlve	0.110	0.819	0.626	0.808



Figur 5.19: S-N-kurve speilet om vertikalaksen og regresjonskurve fra figur 5.18 for furu (GL30h). Skjæretmattingen ble utført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

Det er en tydelig korrelasjon i figur 5.18 mellom endring i elastisk stivhet per lastsyklus og normalisert spenning, der høyere spenninger gir større reduksjon i elastisk stivhet per lastsyklus enn lavere spenninger. Dette bekreftes i tabell 5.3 med $R^2 = 0.808$. Videre observeres det i figur 5.19 at den speilede S-N-kurven ligger relativt tett med regresjonskurven.

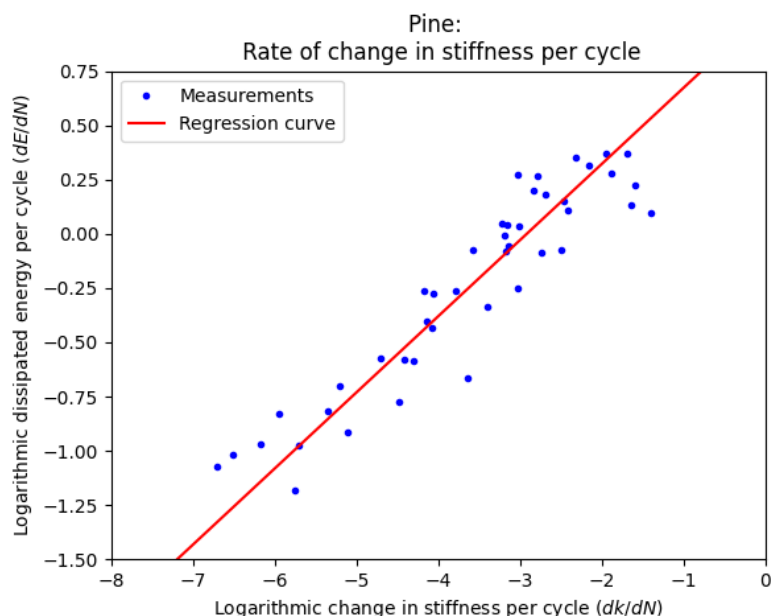
5.3.5 Spredningsenergi per lastsyklus for lineær fase av utmattingsforløpet

Endring i elastisk stivhet undersøkes videre her, ved å plote målepunkter avhengige av både endring i elastisk stivhet per lastsyklus og absorbert energi per lastsyklus, utregnet med henholdsvis ligning 5.1 og 5.2. Også her blir det kun sett på den lineære fasen av utmattingsforløpet. For å regne ut logaritmisk spredningsenergi per lastsyklus ble følgende uttrykk brukt:

$$\frac{dE}{dN} = \log \left(\frac{\sum_{n=i}^j E_n}{N_j - N_i} \right) \tag{5.2}$$

der indeksene i og j representerer starten og slutten på den lineære delen av stivhetskurene, slik at N_i og N_j er antall lastsykler ved henholdsvis starten og slutten på den lineære delen av stivhetskurene. Videre er parameteren E_n spredningsenergi for lastsyklus n .

I figur 5.20 plottes spredningsenergi per lastsyklus, mot endring i elastisk stivhet per lastsyklus. På begge aksene er det benyttet logaritmisk skala. Videre inneholder figur 5.20 en regresjonskurve, som blir beskrevet av verdiene i tabell 5.4. På slutten av dette underkapittelet oppsummeres relevante observasjoner fra resultatene i figur 5.20 og tabell 5.4.



Figur 5.20: Logaritmisk spredningsenergi per lastsyklus, plottet mot logaritmisk endring i elastisk stivhet per lastsyklus for furu (GL30h). Skjørutmattingen ble utført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

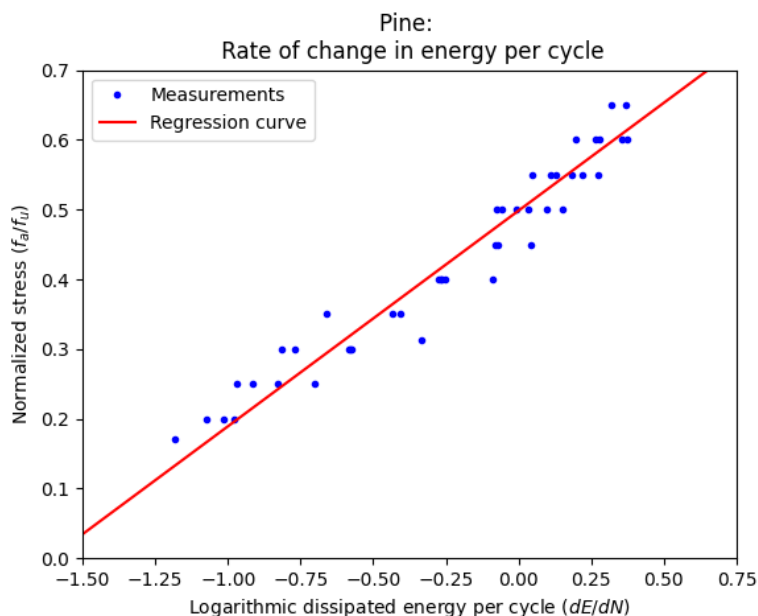
Tabell 5.4: Regresjonskurve for furu (GL30h) for logaritmisk spredningsenergi per lastsyklus. Skjørutmattingsstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	s_y	R^2
Regresjonskurve	0.351	1.025	0.511	0.872

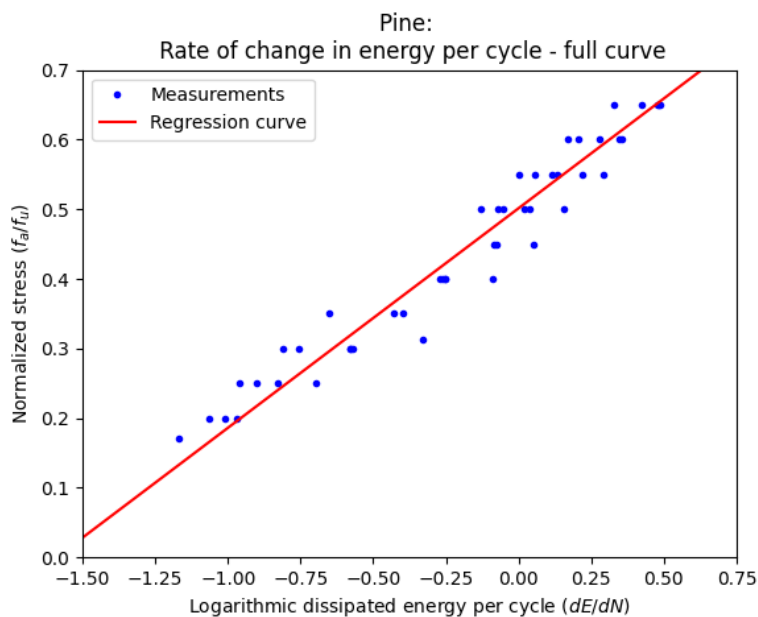
Det observeres en høy positiv korrelasjon mellom spredningsenergi per lastsyklus og endring i elastisk stivhet, langs den lineære delen av stivhetskurene, med en bestemmelseskoeffisient lik 0.872.

5.3.6 Spredningsenergi per lastsyklus og normalisert spenning

I figur 5.21 og 5.22 plottes målepunkter for spredningsenergi per lastsyklus i logaritmisk skala, med normalisert spenning på vertikalaksen. Figur 5.21 gjelder for den lineære fasen, mens figur 5.22 gjelder for hele utmattingsforløpet. Det er også her utført en lineær regresjonsanalyse av målepunktene i de to figurene, der regresjonskurvene beskrives av verdiene i tabell 5.5. Etter tabell 5.5 følger en oppsummering av relevante resultater fra dette underkapittelet.



Figur 5.21: Logaritmisk spredningsenergi per lastsyklus for furu (GL30h) for lineær fase av utmattingsforløpet. Skjærutmattingen ble utført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.



Figur 5.22: Logaritmisk spredningsenergi per lastsyklus for furu (GL30h) for hele utmattingsforløpet. Skjærutmattingen ble utført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

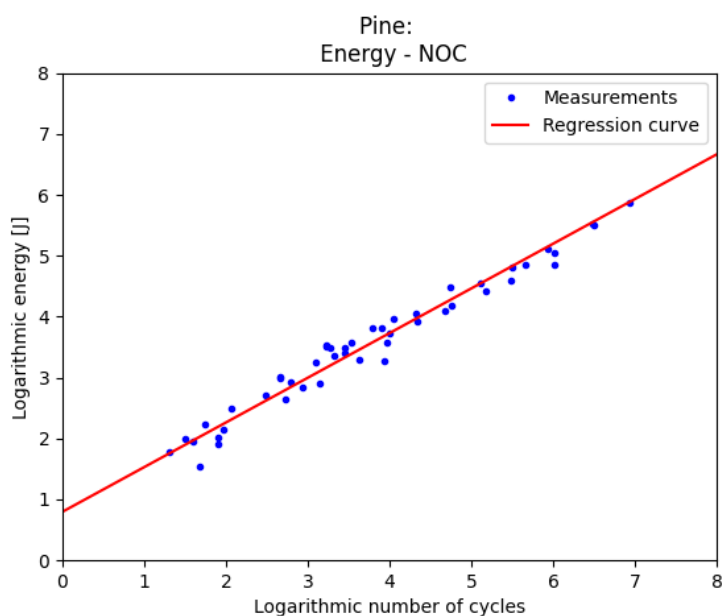
Tabell 5.5: Regresjonskurve for furu (GL30h) for spredningsenergi per lastsyklus i logaritmisk skala. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Regresjonskurve "L" (lineær) og "H" (hele) hører til kurvene i figur 5.21 og 5.22.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	s_y	R^2
Regresjonskurve L	0.309	0.498	0.111	0.944
Regresjonskurve H	0.315	0.501	0.110	0.948

For lineær fase av utmattingsforløpet er det veldig høy korrelasjon mellom normalisert spenning og spredningsenergi per lastsyklus, med $R^2 = 0.944$ i tabell 5.5. Denne korrelasjonen er tilnærmet lik der hele utmattingsforløpet betraktes, med bestemmelseskoeffisienten, R^2 , lik 0.948 fra samme tabell.

5.3.7 Total spredningsenergi mot antall lastsykler før utmattingsbrudd

I figur 5.23 plottes total spredningsenergi mot antall lastsykler før utmattingsbrudd, med tilhørende regresjonskurve. Regresjonskurven blir nærmere spesifisert i tabell 5.6. Med total spredningsenergi menes summen av spredningsenergi fra første lastsyklus til utmattingsbrudd.



Figur 5.23: Total spredningsenergi plottet mot antall lastsykler før utmattingsbrudd for furu (GL30h). Skjærutmattingen ble utført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Tabell 5.6: Regresjonskurve for furu (GL30h) for total spredningsenergi. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	$f=0$	s_y	R^2
Regresjonskurve	0.733	0.798	-1.089	0.270	0.968

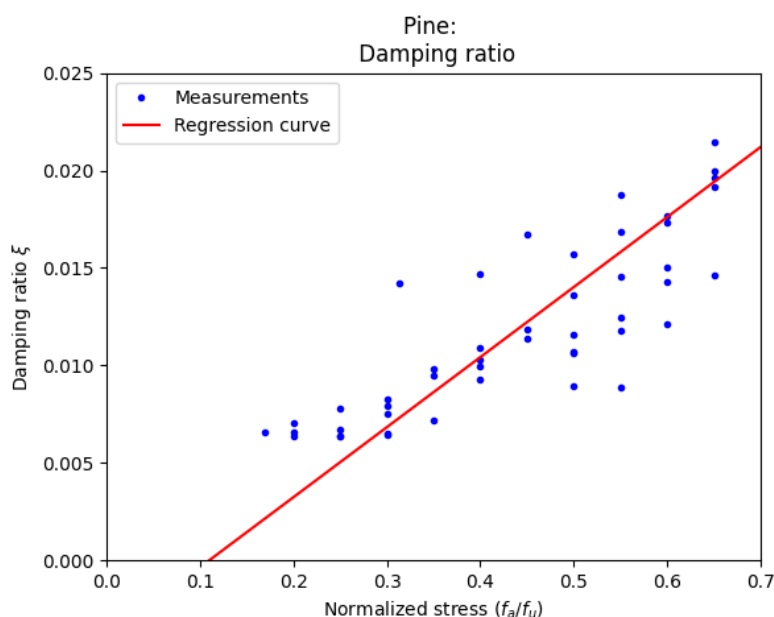
Det observeres en svært høy korrelasjon mellom regresjonskurven og målepunktene i figur 5.23. Bestemmelseskoeffisienten er lik 0.968, og regresjonskurven skjærer horisontalaksen ved $\log N = -1.089$, som tilsvarer $N = 0.081$. Videre er funksjonsverdien til kurven lik 0.358 ved $\log N = -0.6$, altså ved bruddpunktet for et statisk forsøk. Dette tilsvarer en spredningsenergi lik 2.28 J.

5.3.8 Dempningsrate mot normalisert spenning

I underkapittel 2.5.7 ble det utledet et uttrykk for dempningsraten, ξ . Dempningsraten er gitt ved ligning 2.34 og uttrykkes som følger:

$$\xi = \frac{E_d \cdot k}{2\pi \cdot F_a^2}$$

Dempningsraten til et materiale under påkjenning av svingende last er avhengig av spredningsenergi per lastsyklus, E_d , elastisk stivhet, k , og lastamplituden, F_a . For å undersøke sammenhengen mellom disse parameterne og dempningsraten, blir dempningsraten plottet separat mot disse tre parameterne i de følgende delkapitlene. I figur 5.24 plottes dempningsrate mot normalisert spenning, med en lineær regresjon. Den lineære regresjonen beskrives med verdiene i tabell 5.7. Videre presenteres gjennomsnitt og standardavvik med tilhørende variasjonskoeffisient for målepunktene i tabell 5.8.



Figur 5.24: Dempningsrate, ξ , plottet mot normalisert spenning for furu (GL30h). Skjærutmattingen ble utført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Spenningene er normalisert ved $f_{u,furu} = 6.93$ MPa.

Tabell 5.7: Regresjonskurve for furu (GL30h), der dempningsrate plottes mot normalisert spenning. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	s_y	R^2
Regresjonskurve	0.0359	-0.0039	0.0814	0.6951

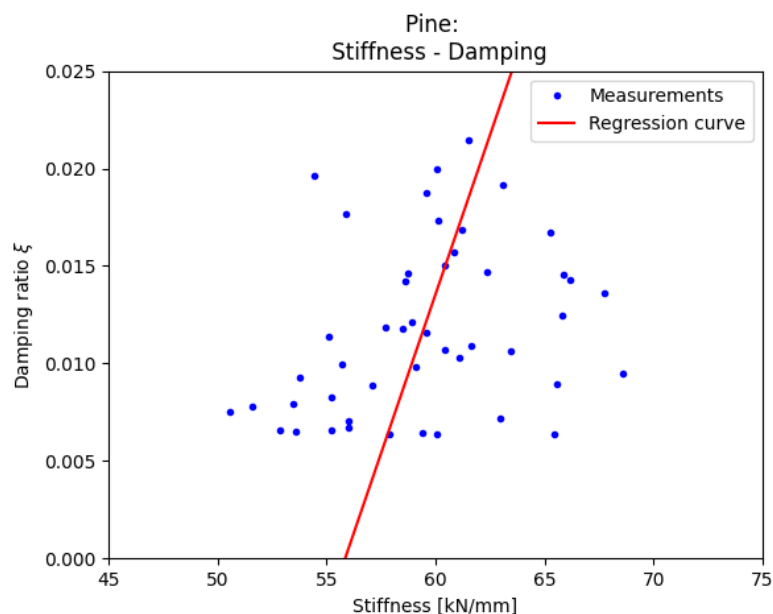
Tabell 5.8: Gjennomsnittsverdi og standardavvik for dempningsraten, ξ , fra skjærutmattingstesting av furu (GL30h) ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Verdiene i tabellen er basert på tallene fra vedlegg 12.

Gjennomsnitt	Standardavvik, s_y	Variasjonskoeffisient, COV
0.01175	0.00437	0.372

Regresjonskurven i figur 5.24 har positivt stigningstall, som indikerer at dempningsraten øker for økende normalisert spenning. Korrelasjonen mellom kurven og målepunktene er dessuten relativ tydelig, med en bestemmelseskoeffisient lik 0.6951.

5.3.9 Dempningsrate mot elastisk stivhet

I figur 5.25 plottes dempningsrate mot midlere elastisk stivhet, med en lineær regresjonskurve. Regresjonskurven sine egenskaper framgår av tabell 5.9. Verdiene som er brukt for elastisk stivhet på vertikalaksen i figur 5.25, tilsvarer gjennomsnittet av elastisk stivhet over hele stivhetskurvene for de respektive prøvestykkene. Disse verdiene er å finne i vedlegg 12. Gjennomsnittsverdi, standardavvik og variasjonskoeffisient for gjennomsnittlig elastisk stivhet er for øvrig å finne i tabell 5.10. Etter tabellen oppsummeres resultatene fra dette underkapittelet.



Figur 5.25: Dempningsrate, ξ , plottet mot elastisk stivhet for furu (GL30h). Skjærutmattingen ble utført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Tabell 5.9: Regresjonskurve for furu (GL30h), der dempningsrate plottes mot elastisk stivhet. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	s_y	R^2
Regresjonskurve	0.0033	-0.1825	4.225	0.0929

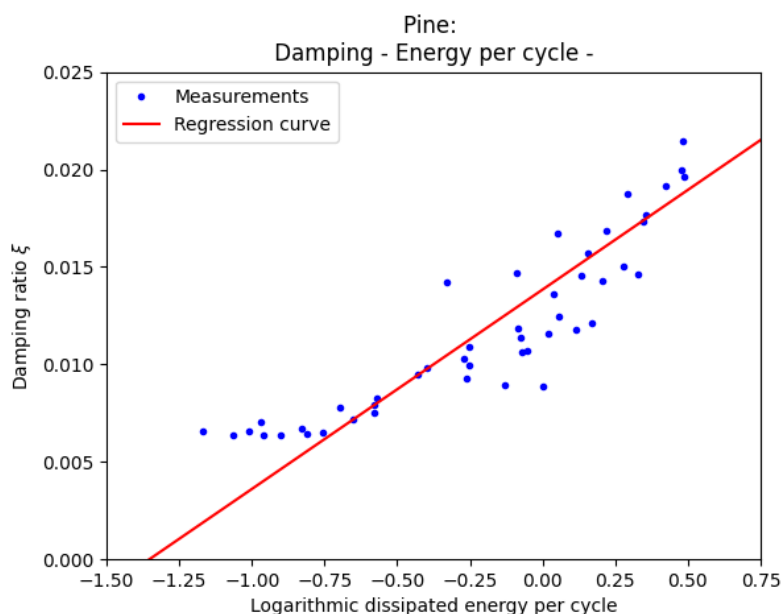
Tabell 5.10: Gjennomsnittsverdi og standardavvik for gjennomsnittsverdier av elastisk stivhet fra skjærutmattingstesting av furu (GL30h) ved $R = -1$ og $RH = 65\%$. Verdiene i tabellen er hentet fra vedlegg 12.

Gjennomsnitt [kN/mm]	Standardavvik, s_y [kN/mm]	Variasjonskoeffisient, COV
59.448	4.387	0.074

Det er svært lav korrelasjon mellom variablene i figur 5.25, med $R^2 = 0.0929$. Videre observeres det at middelverdien for alle gjennomsnittsverdiene av elastisk stivhet er 59.448 kN/mm, med et standardavvik lik 4.387 kN/mm.

5.3.10 Dempningsrate mot spredningsenergi per lastsyklus

Dempningsraten er som vist proporsjonal med spredningsenergi per lastsyklus, E_d . For å undersøke denne sammenhengen, plottes de to parameterne mot hverandre i figur 5.26. Den lineære regresjonen av målepunktene er kvantifisert i tabell 5.11. Etter tabellen oppsummeres resultatene fra dette underkapittelet.



Figur 5.26: Dempningsrate, ξ , plottet mot energi per lastsyklus for furu (GL30h). Skjærutmattingen ble utført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Tabell 5.11: Regresjonskurve for furu (GL30h), der dempning plottes mot spredningsenergi per lastsyklus. Skjærutmattingstestene ble gjennomført ved $R = -1$ og $RH = 65\%$.

Kurve	Stigningstall, A	Konstantledd, B	s_y	R^2
Regresjonskurve	0.0102	0.0138	0.210	0.809

Det observeres fra figur 5.26 og tabell 5.11 at det er en tydelig positiv korrelasjon mellom dempningsrate og spredningsenergi per lastsyklus.

5.4 Diskusjon

5.4.1 Endring i elastisk stivhet gjennom utmattingsforløpet

Fra stivhetsdiagrammene kommer det fram at prøvestykkenes elastiske stivhet utvikler seg lineært over et større område rundt midten av utmattingsforløpet. Den lineære utviklingen vedvarer generelt mot slutten av utmattingen, der den elastiske stivheten begynner å avta gradvis raskere. Den lineære delen og slutten av stivhetskurvene virker å samsvare med de ulike trinnene for sprekkevekst under utmatting, der trinn II innebærer sprekkevekst og trinn III innebærer hurtig sprekkevekst fram til brudd. Dette er rimelig, ettersom sprekke dannelse kan føre til økte deformasjoner i materialet, og følgende vil den elastiske stivheten reduseres.

For høye spenningsnivåer observeres det videre at stivhetskurvene har en tydelig stigning i starten av utmattingsforløpet, mens det motsatte observeres for lave spenningsnivåer. Dette kan tyde på at prøvestykkene som utsettes for høye spenningsnivåer opplever en større grad av arbeidsharding i starten av utmattingsforløpet. Ved lavere spenningsnivåer er det derimot en tydelig nedgang i starten av stivhetskurvene. Dette fører til at stigningskurvene får en sigmoid-form for lavere spenningsnivåer.

5.4.2 Deformasjonsøkning gjennom utmattingsforløpet

Forskyvningene i skjærsonen skal i teorien være like store i strekk og trykk, dersom den kun utsettes for ren skjær. Dette er ikke tilfellet her. Enkelte av prøvestykkene opplever økende forskyvninger i strekk og reduserende i trykk gjennom utmattingsforløpet, mens andre prøvestykker opplever det motsatte osv. Følgende kan det tyde på at skjærsonen i prøvestykkene utsettes for andre typer krefter enn kun langsgående skjær.

Det er ikke oppdaget et fast mønster for forskyvningene til prøvestykkene i strekk og trykk. Likevel har det blitt observert at prøvestykkene som ble utsatt for færre en 100 lastsykler, opplevde relativt konstante forskyvninger fram til rett før brudd. De to prøvestykkene med spesielt lange utmattingsliv, flere millioner lastsykler, opplevde på sin side økende forskyvninger i trykk og reduserende i strekk, fram til forskyvningene økte hurtig i begge retninger rett før brudd. På den andre siden var det ikke et fast mønster å spore for prøvestykkene med utmattingsliv mellom de to ytterpunktene nevnt ovenfor. For å undersøke dette nærmere, bør alle prøvestykkene av furu (GL30h) undersøkes for denne egenskapen.

5.4.3 Total endring i elastisk stivhet før brudd

Det ble ikke oppdaget en tydelig sammenheng mellom total endring i elastisk stivhet og normalisert spenning. Dette bør muligens undersøkes mer detaljert, ved å finne en mer nøyaktig metode for å lese av verdier for elastisk stivhet rett før brudd.

5.4.4 Elastisk stivhet per lastsyklus for lineær del av stivhetskurvene

For den lineære delen av stivhetskurvene er korrelasjonen mellom endring i elastisk stivhet per lastsyklus og normalisert spenning relativt god. Korrelasjonen viser at høyere spenningsnivåer gir større endring i elastisk stivhet per lastsyklus. Dette funnet var forventet, ettersom høyere spenningsnivåer vil gi større areal innenfor hysteresekurvene. Følgende vil spredningsenergien per lastsyklus øke, og dermed gi større forskyvninger i prøvestykkene enn ved lavere spenningsnivåer. Større forskyvninger fører videre til lavere elastisk stivhet. Det kan videre tenkes at den aktuelle korrelasjonen hadde vært større dersom det hadde blitt brukt en midlere stivhetskurve, for mer nøyaktige verdier. Det har her blitt brukt stivhetskurver med betydelig støy, som kan gi avvik i resultatene.

Regresjonskurven for elastisk stivhet per lastsyklus og normalisert spenning ble videre plottet mot en speilet S-N-kurve. Forventningen var at disse kurvene skulle ligge oppå hverandre, men resultatene viste

et lite mellomrom mellom kurvene. Dette mellomrommet hadde sannsynligvis blitt mindre dersom det hadde blitt sett på hele utmattingsforløpet og ikke bare den lineære fasen.

5.4.5 Spredningsenergi per lastsyklus for lineær fase av utmattingsforløpet

For den lineære delen av stivhetskurven observeres en høy positiv korrelasjon mellom spredningsenergi per lastsyklus og endring i elastisk stivhet per lastsyklus, begge i logaritmisk skala. Dette var forventet ettersom økt spredningsenergi vil gi større skader på prøvestykkene, slik at den elastiske stivheten vil reduseres på grunn av økte forskyvninger.

5.4.6 Spredningsenergi per lastsyklus og normalisert spenning

Det observeres en svært høy korrelasjon mellom spredningsenergi per lastsyklus og normalisert spenning, både for lineær fase og hele utmattingsforløpet. Dette var også forventet, av samme grunner som beskrevet i øverste avsnitt i underkapittel 5.4.4.

5.4.7 Total spredningsenergi mot antall lastsykler før utmattingsbrudd

Korrelasjon mellom total spredningsenergi og antall lastsykler er den høyeste blant alle regresjonskurvene i denne masteroppgaven. Med en bestemmelseskoefisient lik 0.968, er korrelasjonen klart høyere enn både den lineære S-N-kurven for $R = -1$ og $R = 0.1$ fra forrige kapittel, med bestemmelseskoefisienter på henholdsvis 0.829 og 0.881.

Det skal i utgangspunktet kreve omtrent like mye energi å danne en kritisk bruddsprekk for både høysyklus- og lavsyklus-prøvestykker. Følgende kan økning i spredningsenergi for økning i lastsykler, skyldes at mye av energien forsvinner som varme eller til andre områder i systemet.

5.4.8 Dempningsrate mot normalisert spenning

I henhold til uttrykket for dempningsraten, er dempningsraten omvendt proporsjonal med kvadratet av lastamplituden. Det er derfor overraskende at den lineære regresjonen for dempningsrate plottet mot normalisert spenning, har positivt stigningstall med en relativt tydelig korrelasjon.

5.4.9 Dempningsrate mot elastisk stivhet

Korrelasjonen mellom dempningsrate og elastisk stivhet er tilnærmet lik null. Dette var uventet, ettersom uttrykket for dempningsraten er proporsjonal med elastisk stivhet. Det hadde muligens vært enklere å undersøke denne sammenhengen for prøvestykker med større variasjon i elastisk stivhet, og ikke kun for prøvestykker med tilnærmet lik elastisk stivhet.

5.4.10 Dempningsrate mot spredningsenergi per lastsyklus

Det er en relativt høy korrelasjon mellom dempningsrate og spredningsenergi per lastsyklus. Dette tyder på at den økte spredningsenergien for økte normaliserte spenninger, påvirker dempningsraten mer enn det økende spenningsnivået. Uttrykket for dempningsraten er som vist proporsjonal med spredningsenergien, så dette var forventet.

5.5 Konklusjon

Kraft-forskyvningsplott er svært nyttig for å beskrive egenskapene til et materiale under syklisk belastning. Plottene gir informasjon om spredningsenergi, elastisk stivhet og dempningsrate. I denne konklusjonen oppsummeres relevante funn fra kraft-forskyvningsplottene, basert på utmattingsstesting av furu (GL30h) ved $R = -1$ i langsgående skjær.

For lavere spenningsnivåer tilnærmer stivhetskurvene seg en sigmoid-form. For høye spenningsnivåer har derimot kurvene en buet form.

Forskyvningene i strekk og trykk utviklet seg ganske tilfeldig gjennom utmattingsforløpet for de ulike prøvestykkene. Det er likevel funnet at forskyvningene i strekk og trykk henholdsvis reduseres og øker gjennom utmattingsforløpet for de to prøvestykkene som gikk til brudd etter flere millioner lastsykler. De langsgående skjærspenningene i skjærsonen er i teorien uavhengige av om prøvestykkene påføres strekk eller trykk. Resultatene viser ikke dette, som peker mot at det sannsynligvis er andre krefter enn kun skjær som påvirker forskyvningene i skjærsonen og prøvestykket.

Det er ikke oppdaget en tydelig sammenheng mellom total endring i elastisk stivhet gjennom utmattingsforløpet og normalisert spenning.

For den lineære delen av stivhetskurvene er det høy korrelasjon mellom endring i elastisk stivhet per lastsyklus og normalisert spenning, som forventet. Videre er den speilede S-N-kurven nærmest sammenfallende med regresjonskurven for endring i elastisk stivhet per lastsyklus plottet mot normalisert spenning.

Videre er det funnet høy korrelasjon mellom spredningsenergi per lastsyklus og endring i elastisk stivhet per lastsyklus, for den lineære fasen av utmattingsforløpet. Dette var forventet ettersom økt spredningsenergi er et resultat av økt normalisert spenning, som videre gir økte deformasjoner og dermed hurtigere redusering av elastisk stivhet.

Følgende er det også funnet høye korrelasjoner mellom spredningsenergi per lastsyklus og normalisert spenning, for både hele og den lineære fasen av utmattingsforløpet.

Ved studering av hele utmattingsforløpet, er det funnet en nærmest perfekt korrelasjon mellom total spredningsenergi og antall lastsykler, med en bestemmelseskoeffisient lik 0.968. Dette tyder på at mer energi brukes til annet enn sprekke dannelse, jo lengre utmattingslivene er.

Med hensyn til dempningsrate, ble det oppdaget en relativt tydelig positiv korrelasjon mellom dempningsraten og lastamplituden, med R^2 lik 0.6951. Dette var uventet, ettersom dempningsraten er omvendt proporsjonal med kvadratet av lastamplituden.

Det er videre funnet en lav korrelasjon mellom dempningsraten og elastisk stivhet, med R^2 lik 0.0929.

Dempningsraten korrelerer som forventet betydelig bedre med spredningsenergi per lastsyklus, med R^2 lik 0.809, ettersom disse parameterne er proporsjonale.

6 Statisk ortogonal strekktesting

6.1 Introduksjon og bakgrunn

Det ble i tillegg til utmattingsforsøkene utført statiske strekktester i ortogonal retning for det samme type limtreet, furu (GL30h). Prøvestykkene ble utsatt for en luftfuktighet, $RH = 65 \%$, og en temperatur, $T = 20 \text{ }^\circ\text{C}$, før forsøkene. Testene ble gjennomført med prøvemaskinen, Instron 5982, med en kapasitet på 100 kN. Videre ble testene utført i henhold til prosedyren fra standarden NS-ISO 6891:1991 (Standard-Norge 1991). Bruddkreftene ble målt med et program tilhørende maskinen, som også logget kraft og forskyvning under strekktestene. Ved å benytte de godkjente resultatene, ble den gjennomsnittlige fastheten i ortogonal strekk beregnet.

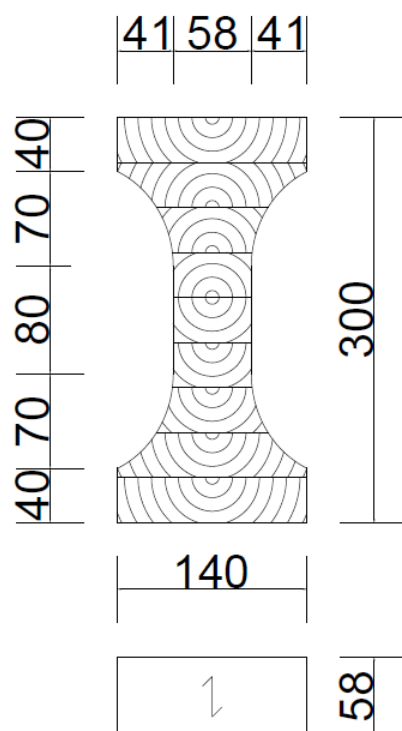
Bakgrunnen for forsøkene var å bestemme en midlere statisk fasthetsverdi som kunne benyttes til bruddkriteriene i kapittel 8, og vurdere hvor konservativ den karakteristiske verdien $f_{t,90,g,k}$ fra NS-EN 14080:2013 (Standard-Norge 2013) er. I tillegg kunne verdien brukes som utgangspunkt for hvilken ortogonal strekkraft som skulle påføres prøvestykkene i kapittel 7.

6.2 Prøvestykker

Prøvestykkene tilhørende de ortogonale strekktestene var av det samme limtrematerialet, furu (GL30h), som under utmattingsforsøkene.

6.2.1 Geometri av prøvestykker

Geometrien til prøvestykkene er vist i figur 6.1. Prøvenes høyde er lik 300 mm og bredden lik 140 mm. Prøvene er snevret inn på midten med en svakhetsone på 80 mm i høyden og et kritisk tverrsnittsareal, for å legge til rette for at hver prøve går til brudd i samme område. Det kritiske arealet i denne sonen er på 58 mm x 58 mm, som tilsvarer $A_{kritisk} = 3364 \text{ mm}^2$.



Figur 6.1: Illustrasjon av prøvestykkenes geometri.

6.2.2 Tillaging av prøvestykker

Det ble først brukt bajonetsag til å kappe av en del av furubjelken som lå i klimarommet. Deretter ble delen kappet opp med sirkelsag i 9 deler, hver del med en tykkelse på 58 mm. Til slutt ble båndsgen benyttet for å skjære ut til ferdig produkt. Sagingen med båndsgen er illustrert i figur 6.2.



Figur 6.2: Produksjon av prøvestykker med båndsgen.

6.2.3 Fuktighetsinnhold

Prøvestykkene ble plassert på herderommet til betong, da fuktighetsmaskinen på klimarommet ikke lenger fungerte. Fuktigheten på herderommet ble tilpasset til en relativ fuktighet lik 65 % og en temperatur lik 20 °C. Dette gir et fuktighetsinnhold på omtrent 12 %. Dampsperre rundt prøvestykkene ble ikke benyttet, ettersom testene kun varte i 10-15 minutter.

6.3 Metode

Testingen fant sted i Modellaben som tilhører Institutt for konstruksjonsteknikk ved NTNU.

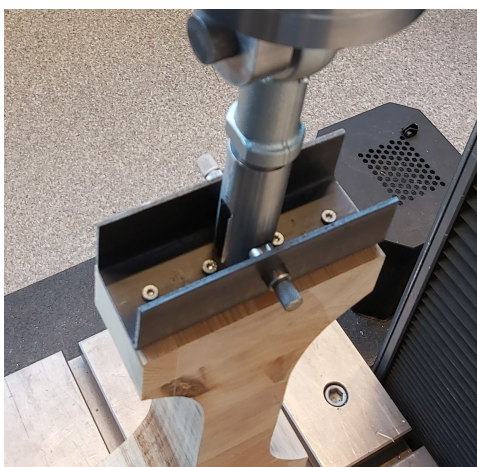
6.3.1 Utstyr og verktøy

Instron 5982, med en kapasitet på 100 kN i strekk og trykk, ble brukt til å utføre strekktestene. Med programvaren tilhørende maskinen kunne en styre de påsatte kreftene på prøvestykkene, og hente ut den ønskede informasjonen til de ferdige testene i Excel-ark. Figur 6.3 viser prøveoppsettet.



Figur 6.3: Illustrasjon av oppsettet til prøvestykkene i Instron 5982. Bildet er tatt før belastning.

Hvordan prøvestykkene forbindes til lastcellene i hver ende av maskinen tydeliggjøres i figur 6.4. Fire skruer forbinder prøvestykkene og en stålprofil, med en senteravstand på 35 mm, og 17.5 mm som endevastand. Skruene som ble benyttet hadde en lengde på 40 mm og en diameter på 4 mm. Valget av forbindelse er forklart i underkapittel 7.2.2. Stålprofilen ble kappet til med en stålsag, med en lengde tilpasset prøvestykkets bredde på 140 mm i topp og bunn. Hullene ble boret til for skruene, og bolten som overfører strekkrefter fra lastcellen til stålprofilen. Forbindelsene mellom prøvestykkene, stålprofilene og lastcellene er identiske i topp og bunn av maskinen.

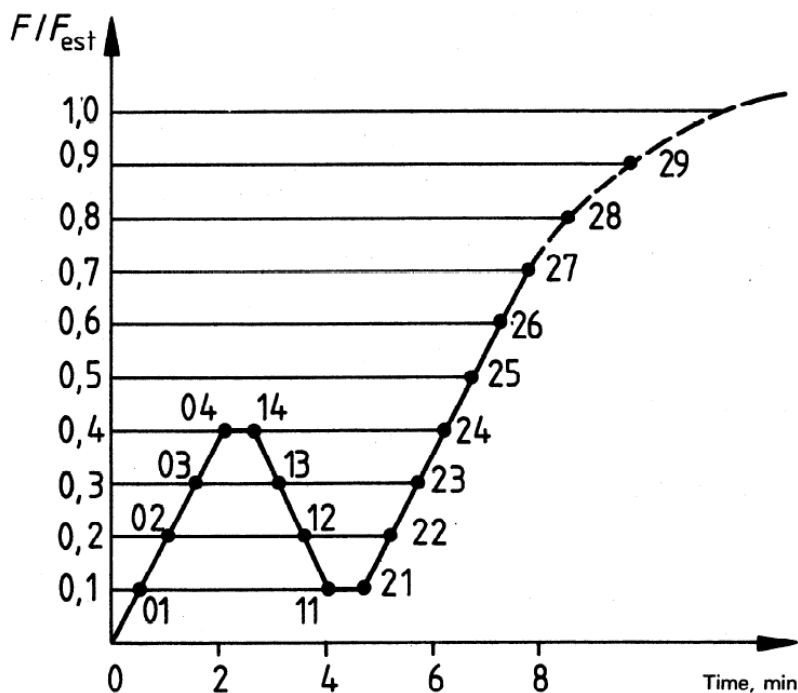


Figur 6.4: Bildet viser hvordan fire skruer og en stålprofil forbinder prøvestykkene med maskinen i topp. Identisk forbindelse i bunn.

6.3.2 Last og spenningsnivå

Gjennomføringen av den statiske strekktestingen i ortogonal fiberretning, ble gjort i henhold til prosedyren i NS-ISO 6891:1991 (Standard-Norge 1991). Belastningsprosedyren illustreres i figur 6.5, der F er påsatt kraft og F_{est} er estimert kraft for forsøkene. Estimert kraft, F_{est} , er en midlere verdi og kan bestemmes etter egne erfaringer, tidligere forsøk eller kalkulasjon. Figuren viser hvordan belastningen varierer de første minuttene fram til punkt 21. De to første minuttene øker den normaliserte lasten fra 0.0 til 0.4, før belastningen holdes i 30 sekunder. Deretter avtar lasten lineært i ett minutt fram til 10 % belastning, før lasten igjen holdes i 30 sekunder. Denne delen av prosedyren gjøres for at trevirket selv og forbindelsen skal "sette" seg. Videre belastes prøvestykket lineært opp til

en normalisert kraft på 0.7 i løpet av omtrent tre minutter, før belastningsraten reduseres til et nivå som sannsynligvis gir brudd innen tre til fem minutter.



Figur 6.5: Standard belastningsprosedyre for gjennomføring av statiske tester (Standard-Norge 1991).

Det ble i dette tilfellet valgt å kalkulere F_{est} basert på den karakteristiske ortogonale strekkfastheten, $f_{t,90,g,k}$, fra NS-EN 14080:2013 (Standard-Norge 2013), hvor tabell 5 i standarden gir $f_{t,90,g,k} = 0.5$ MPa for alle limtreklassene. Strekkfastheten ortogonalt på fiberretningen følger en Weibull-fordeling (JCSS 2006), som brukes til å beregne den midlere fastheten med utgangspunkt i den karakteristiske.

Gjennomsnittlig verdi og tilhørende standardavvik i en Weibull-fordeling er henholdsvis gitt ved ligning 6.1 og 6.2:

$$gjennomsnitt = f_{t,90,g,mean} = \lambda \cdot \Gamma \left(1 + \frac{1}{k} \right) \tag{6.1}$$

$$standardavvik = \lambda \cdot \sqrt{\Gamma \left(1 + \frac{2}{k} \right) - \left[\Gamma \left(1 + \frac{1}{k} \right) \right]^2} \tag{6.2}$$

hvor $\Gamma(\dots)$ er den såkalte gammafunksjonen.

Variasjonskoeffisienten, COV , for fordelingen uttrykkes ved ligning 6.3:

$$COV = \frac{standardavvik}{gjennomsnitt} = \frac{\lambda \cdot \sqrt{\Gamma \left(1 + \frac{2}{k} \right) - \left[\Gamma \left(1 + \frac{1}{k} \right) \right]^2}}{\lambda \cdot \Gamma \left(1 + \frac{1}{k} \right)} \tag{6.3}$$

For en Weibull-variabel, er den kvantile funksjonen lik:

$$Q^{-1}(p) = \lambda \cdot [-\ln(1 - p)]^{1/k} \tag{6.4}$$

Parameteren λ kan dermed gis ved ligning 6.5:

$$\lambda = \sqrt[k]{\frac{Q^{-1}(p)^k}{[-\ln(1-p)]}} \quad (6.5)$$

JCSS (2006) gir COV lik 0.25 for ortogonal strekkfasthet ved tabell 1 og 8. Med ligning 6.3 kan nå k løses ut fra uttrykket:

$$COV = \frac{\sqrt{\Gamma(1 + \frac{2}{k}) - [\Gamma(1 + \frac{1}{k})]^2}}{\Gamma(1 + \frac{1}{k})} = 0.25 \rightarrow k = 4.54221308$$

Ettersom $f_{t,90,g,k} = 0.5$ MPa for GL30h og den karakteristiske verdien fører til at $p = 0.05$, blir $Q^{-1}(0.05) = 0.5$.

Setter en verdiene for k , $Q^{-1}(p)$ og p inn i ligning 6.5, gir det:

$$\lambda = \sqrt[k]{\frac{Q^{-1}(p)^k}{[-\ln(1-p)]}} = \sqrt[4.54]{\frac{0.5^{4.54}}{[-\ln(1-0.05)]}} = 0.9615$$

Dermed kan den gjennomsnittlige spenningen ortogonalt på fiberretningen, $f_{t,90,mean}$, beregnes ved å fylle inn verdiene i ligning 6.1:

$$f_{t,90,mean} = 0.9615 \cdot \Gamma\left(1 + \frac{1}{4.54}\right) \approx 0.9615 \cdot 0.91306 \approx 0.88 \text{ MPa} \quad (6.6)$$

Den estimerte spenningen for forsøkene ble følgende valgt til 0.88 MPa. Over det ønskede bruddarealet på 3364 mm², ga dette en estimert kraft, $F_{est} = 0.88 \text{ MPa} \cdot 3364 \text{ mm}^2 = 2.96 \text{ kN}$. I henhold til punkt 8.6 i NS-ISO 6891:1991 skal F_{est} endres underveis om den maksimale bruddlasten til prøvestykkene avviker mer enn 20 % fra F_{est} , dvs. om $F < 0.8F_{est}$ eller $F > 1.2F_{est}$. Om gjennomsnittet av bruddkreftene for de gjennomførte testene avviker med mer enn 20 % i forhold til den estimerte bruddkraften, skal det tilsvarende avviket endres til en ny estimert bruddkraft. Verdiene fra testene utenfor grensene ble likevel benyttet, med mindre testgjennomføringen eller andre ytre faktorer hadde innvirkning på bruddene.

Resultatene fra den første testen ble ikke godkjent, da kraft/tid-kurven var innstilt feil i programmet og fulgte dermed ikke punkt 8.2 i NS-ISO 6891:1991. Likevel ble prøven kjørt til brudd for å få et litt klarere bilde av kapasiteten. Prøve nummer 1 ga en bruddkraft 2.39 ganger over den estimerte. Det ble derfor valgt å øke den estimerte bruddspenningen fra 0.88 MPa til 2 MPa. Den gjennomsnittlige bruddkraften for de to neste prøvene lå rett under $0.8 F_{est}$, og gjorde det ønskelig å redusere σ_{est} til 1.58 MPa. Prøve nummer 5 gikk til brudd for tidlig. Prøven ble med et uhell utsatt for en relativt stor strekkraft under oppsettet som trolig var en avgjørende faktor for det tidlige bruddet. Testen ble derfor ikke godkjent. Da test nummer 5 ikke var godkjent, ble den gjennomsnittlige bruddkraften høy for prøve nummer 4, 6 og 7. Det ble dermed besluttet å øke den estimerte bruddspenningen til 1.81 MPa før de to siste testene. Prøve nummer 8 gikk til brudd under innsettingen og ble ikke godkjent. Bruddene til de godkjente prøvene oppstod i det ønskede tverrsnittsområdet hvor arealet var på 3364 mm².

6.3.3 Beregning og analysering av midlere spenningsfasthet

Beregning av den midlere fastheten for de godkjente prøvene gjøres med utgangspunkt i punkt 3.2.2 (c) i standarden NS-EN 14358:2016 (Standard-Norge 2016). Den forteller at styrkeparameteren bør bli antatt som logaritmisk normalfordelt med mindre dataen viser en mer nøyaktighet ved en standard normalfordeling. Uttrykket for den logaritmiske gjennomsnittsverdien \bar{y}_{ln} er vist ved ligning 6.7:

$$\bar{y}_{ln} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln(m_i) \quad (6.7)$$

der n er antall godkjente tester og m_i viser til verdien for hver test. Videre blir den ønskede styrkeparameteren \bar{y} for en logaritmisk normalfordeling gitt ved ligning 6.8.

$$\bar{y} = e^{\bar{y}_{ln} + \frac{s_{y,ln}^2}{2}} \quad (6.8)$$

hvor $s_{y,ln}$ her beskrives som standardavviket tilhørende \bar{y}_{ln} i NS-EN 14358:2016.

6.4 Resultater

Det ble gjennomført statiske strekktester ortogonalt på fiberretningen for å kunne estimere en midlere statistisk fasthet for prøvene av furu (GL30h). Resultatene fra testene er vist i tabell 6.1, hvor deres midlere spenningsverdi, samt standardavvik og variasjonskoeffisient er oppsummert i tabell 6.2. Bilder av prøvestykkenes brudd ligger som vedlegg 18, hvor tallene i vedlegget beskriver numrene på prøvestykkene.

Tabell 6.1: Resultater fra de statiske ortogonale strekktestene på furu (GL30h). Prøvene gitt "Ok" er godkjent i henhold til NS-ISO 6891:1991 (Standard-Norge 1991), og brukes videre i beregningene av den statiske ortogonale strekkfastheten.

Prøve	σ_{est} [MPa]	F_{est} [kN]	F_u [kN]	F_u/F_{est}	Ok/ Ikke ok	Merknader
1	0.88	2.96	7.08	2.39	Ikke ok	Ugyldig testmetode
2	2.00	6.73	5.15	0.77	Ok	Utenfor grense
3	2.00	6.73	5.50	0.82	Ok	Innenfor grense
4	1.58	5.32	5.57	1.05	Ok	Innenfor grense
5	1.58	5.32	3.90	0.73	Ikke ok	Ugyldig oppsett
6	1.58	5.32	7.95	1.49	Ok	Utenfor grense
7	1.58	5.32	6.25	1.17	Ok	Innenfor grense
8	1.81	6.09	1.73	0.28	Ikke ok	Ugyldig brudd
9	1.81	6.09	4.91	0.81	Ok	Innenfor grense

Vedlegg 18 illustrerer at flere av bruddplanene oppstod i limskjøtene. Det gjaldt prøve nummer 2, 3, 4, 6 og 7 av de godkjente testene fra tabell 6.1. Prøve nummer 9 hadde på sin side et buet bruddplan som fulgte en årring. Det antas likevel samme bruddareal, $A_{kritisk}$, for prøvene.

Framgangsmåten for hvordan strekktestene ble gjennomført er forklart nærmere i metoden. Som vist i tabell 6.1 kan kun seks av testene brukes til beregningen av den midlere statiske fastheten. Ved å benytte ligning 6.7 og 6.8, kan den midlere spenningsfastheten beregnes:

$$\begin{aligned} \bar{y}_{ln} &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln(m_i) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln\left(\frac{F_{u,i}}{A_{kritisk}}\right) \\ &= \frac{1}{6} \left[\ln\left(\frac{5150 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) + \ln\left(\frac{5500 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) + \ln\left(\frac{5570 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) \right. \\ &\quad \left. + \ln\left(\frac{7950 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) + \ln\left(\frac{6250 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) + \ln\left(\frac{4910 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) \right] \\ &\approx 0.55 \end{aligned}$$

Standardavviket, $s_{y,ln}$, for en logaritmisk normalfordeling er for punkt 3.2.2 (d)(3) i NS-EN 14358:2016 (Standard-Norge 2016) gitt ved ligning 6.9.

$$s_{y,ln} = \max \left\{ \begin{array}{l} \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\ln(m_i) - \bar{y}_{ln})^2} \\ 0.05 \end{array} \right. \quad (6.9)$$

Parameteren m_i viser til bruddspenningen, $F_u/A_{kritisik}$, der bruddkraften F_u for hver av de godkjente testene finnes i tabell 6.1. Videre definerer n antall godkjente tester, og vil i dette tilfellet settes lik 6. Verdiene for m_i , n og \bar{y}_{ln} kan settes inn i det øverste uttrykket for ligning 6.9, og gir:

$$\begin{aligned} s_{y,ln} &= \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\ln(m_i) - \bar{y}_{ln})^2} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n \left(\ln\left(\frac{F_{u,i}}{A_{kritisik}}\right) - \bar{y}_{ln} \right)^2} \\ &= \left[\frac{1}{6-1} \left[\left(\ln\left(\frac{5150 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) - 0.55 \right)^2 + \left(\ln\left(\frac{5500 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) - 0.55 \right)^2 \right. \right. \\ &\quad + \left. \left(\ln\left(\frac{5570 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) - 0.55 \right)^2 + \left(\ln\left(\frac{7950 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) - 0.55 \right)^2 \right. \\ &\quad \left. \left. + \left(\ln\left(\frac{6250 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) - 0.55 \right)^2 + \left(\ln\left(\frac{4910 \text{ N}}{3364 \text{ mm}^2}\right) - 0.55 \right)^2 \right] \right]^{0.5} \\ &\approx 0.174 \end{aligned}$$

Ettersom $0.174 > 0.05 \rightarrow s_{y,ln} = 0.174$.

Med den beregnede $s_{y,ln}$ kan den gjennomsnittlige verdien \bar{y} kalkuleres med ligning 6.8:

$$\bar{y} = e^{\bar{y}_{ln} + \frac{s_{y,ln}^2}{2}} = e^{0.55 + \frac{0.174^2}{2}} \approx \underline{1.76 \text{ MPa}}$$

Den midlere spenningsverdien kan dermed settes til 1.76 MPa, og tilsvarer den midlere statiske fastheten.

Videre kan standardavviket s_y bestemmes fra ligning 6.10 ved å sette inn de beregnede verdiene for \bar{y}_{ln} og $s_{y,ln}$:

$$s_y = \sqrt{(e^{s_{y,ln}^2} - 1) \cdot e^{2\bar{y}_{ln} + s_{y,ln}^2}} \tag{6.10}$$

Det gir følgende uttrykk:

$$s_y = \sqrt{(e^{0.174^2} - 1) \cdot e^{2 \cdot 0.55 + 0.174^2}} \approx \underline{0.309 \text{ MPa}}$$

Variasjonskoeffisienten (COV) kan for en logaritmisk normalfordeling uttrykkes som følger:

$$COV = \sqrt{(e^{s_{y,ln}^2} - 1)} \tag{6.11}$$

Settes $s_{y,ln} = 0.174$ inn i ligning 6.11, får en:

$$COV = \sqrt{(e^{0.174^2} - 1)} = \sqrt{(e^{0.174^2} - 1)} \approx \underline{0.175}$$

Tabell 6.2: Tabellen oppsummerer verdier på furu (GL30h) som er beregnet underveis i delkapittelet for prøvene i tabell 6.1.

Gjennomsnitt, \bar{y} [MPa]	Standardavvik, s_y [MPa]	Variasjonskoeffisient, COV
1.76	0.309	0.175

6.5 Diskusjon

Gjennomsnittsverdien \bar{y} har et relativt stort standardavvik, som vises tydelig med en variasjonskoeffisient på 17.5 %. Avvikene er likevel ikke overraskende, da kun seks av resultatene ble inkludert i beregningen og hvert resultat påvirker helheten i stor grad. Ved å gjennomføre flere tester, vil sannsynligvis avvikene reduseres. Videre er det en usikkerhet knyttet til gjennomføringsmetoden, spesielt ved valgene av F_{est} underveis i forsøket. Den estimerte bruddkraften ble endret flere ganger og hver estimerte verdi ble benyttet relativt få ganger grunnet store variasjoner i resultater. Ettersom det kun ble gjennomført et fåtalls tester, er det vanskelig å si om de store variasjonene for F_u/F_{est} skyldtes valg av F_{est} , eller andre faktorer som montering eller treets egenskaper.

Av de seks godkjente resultatene var kun fire av seks innenfor grensen på $0.8F_{est} < F < 1.2F_{est}$. Avviket til test nummer 2 er likevel svært nærme grensen på $0.8F_{est}$. Test nummer 6 har derimot et stort avvik på nærmere 50 %. Ifølge punkt 8.6 i NS-ISO 6891:1991 (Standard-Norge 1991) kan resultatene utenfor grensen inkluderes. Derfor godkjennes både test nummer 2, og test nummer 6 til tross for sitt store avvik.

For å vurdere om resultatene følger en logaritmisk normalfordeling eller en standard normalfordeling, burde det blitt utført flere tester. Den logaritmiske normalfordelingen ble likevel valgt da den er foretrukket av NS-EN 14358:2016 (Standard-Norge 2016).

Til tross for kun 6 godkjente tester og en variasjonskoeffisient på 17.5 %, tyder mye på at den karakteristiske fastheten fra NS-EN 14080:2013 (Standard-Norge 2013) er betraktelig konservativ og derfor ikke naturlig å benytte.

6.6 Konklusjon

Hensikten med de statiske forsøkene i ortogonal strekk var å finne en representativ fasthet for trevirket, som kunne brukes i kapittel 7 og 8, og vurdere konservativiteten til NS-EN 14080:2013. Fra forsøkene settes $f_{t,90,mean}$ lik 1.76 MPa og følger en logaritmisk normalfordeling. Verdien blir videre benyttet til formlene i kapittel 7 og 8, til tross for en relativt høy variasjonskoeffisient. Derimot er den karakteristiske fastheten i ortogonal strekk, $f_{t,90,g,k} = 0.5$ MPa, fra NS-EN 14080:2013 og dens tilhørende midlere verdi, $f_{t,90,mean} = 0.88$ MPa, for konservative.

7 Statisk testing i langsgående skjær og ortogonal strekk

7.1 Introduksjon og bakgrunn

Det ble gjennomført statiske tester der limtre av furu (GL30h) ble utsatt for biaksiale spenninger ved langsgående skjær og ortogonal strekk. Som ved de andre forsøkene i denne masteroppgaven, ble prøvestykkene utsatt for en luftfuktighet, $RH = 65\%$, og en temperatur, $T = 20\text{ °C}$, i forkant av testingen. Det ble dessuten utført en FEM-analyse, for å finne den beste metoden for å påføre ortogonale strekkspenninger til prøvestykkene.

I likhet med de statiske ortogonale strekktestene ble testene utført med prøvemaskinen, Instron 5982, og gjort i henhold til prosedyren i NS-ISO 6891:1991 (Standard-Norge 1991). Videre logget programvaren tilhørende maskinen den påsatte kraften opp mot tid, og plottet en kurve tilsvarende den i figur 6.5. De målte bruddspenningene ble vurdert opp mot resultatene til Isaksen (2021) og Johansen (2021), som utførte lignende tester i ren langsgående skjær. Den målte bruddspenningen i skjær og den påsatte ortogonale strekkspenningen vil videre benyttes til bruddkriteriene i kapittel 8.

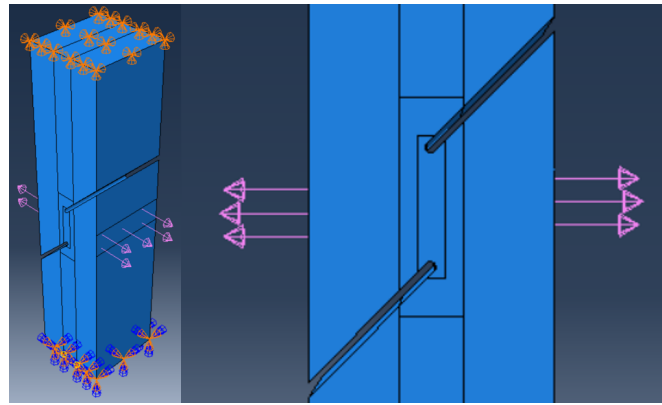
Langsgående skjærspenninger oppstår ofte i kombinasjon med ortogonale strekkspenninger, og det var derfor interessant å undersøke hvordan skjærfastheten i skjærsonen blir påvirket av ortogonale strekkspenninger.

7.2 FEM-analyse for ortogonale strekkspenninger

Ved undersøkelse av spenninger i et gitt tverrsnitt, er det sentralt å kjenne til spenningsfordelingen i det aktuelle området. Det ble derfor gjennomført en FEM-analyse av prøvestykket i Abaqus, for å finne ut hvilken ortogonal lastpåføring som ga mest mulig jevn fordeling av ortogonale strekkspenninger i skjærsonen. Det ble tatt utgangspunkt i at de ortogonale lastene skulle påføres på begge sider av skjærsonen og prøvestykket, som blir eksemplifisert i figur 7.1.

7.2.1 Påføringsflater

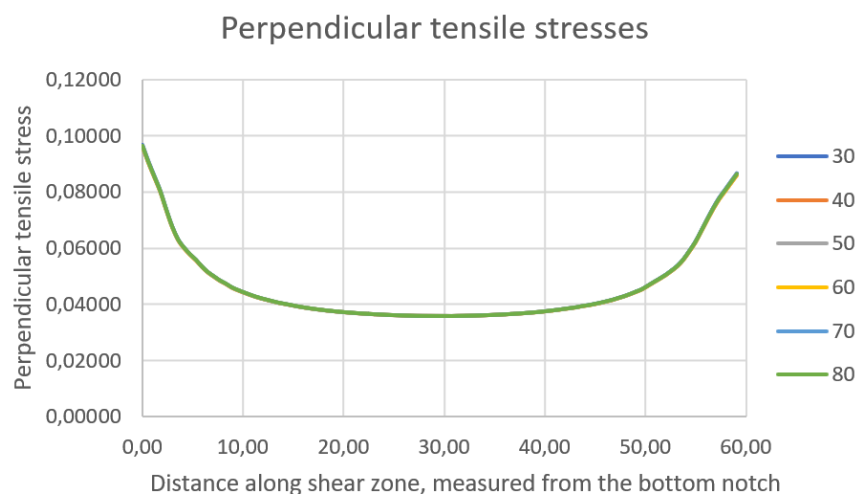
Det første alternativet for lastpåføring av ortogonale spenninger, var å bruke metallplater som skulle festes til prøvestykkene med lim. Metallplatene utgjør en påføringsflate, og skulle ha en bredde lik tykkelsen på prøvestykket, 140 mm. Den optimale høyden for påføringsflaten ble undersøkt med Abaqus. Abaqus-modellen av prøvestykket ble hentet fra doktorgraden til Ostapska (2019). Hun opprettet modellen for å studere hvilken geometri som var best egnet til utmattingstesting ved langsgående skjær. I denne oppgaven ble modellen hennes justert til målene i figur 7.12. Modellen ble videre modifisert for å oppnå et passende elementnett med hensyn til ortogonal strekktesting. Modellen som ble brukt i dette underkapittelet er vist i figur 7.1.



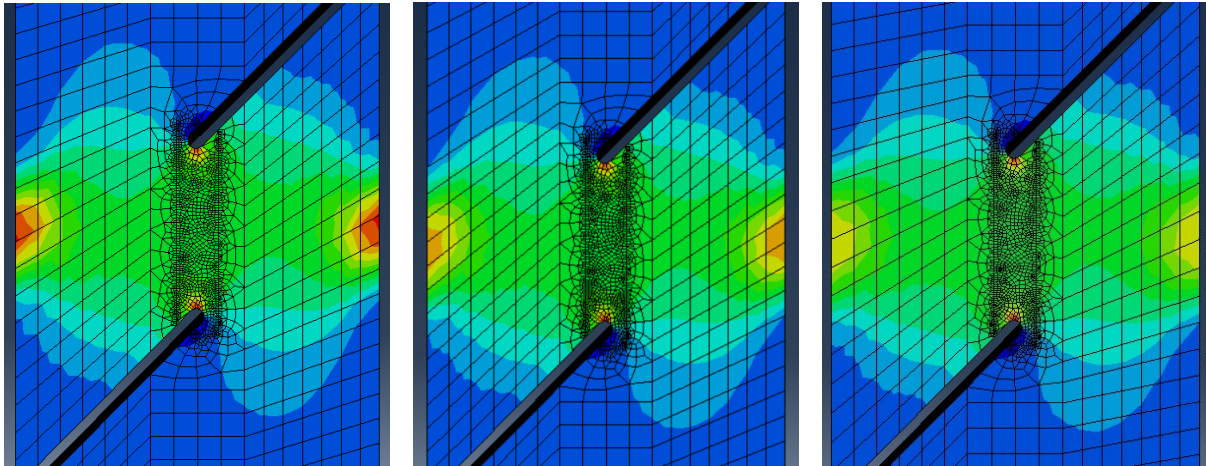
Figur 7.1: 3D-modell av prøvestykket i Abaqus. Prøvestykket er påført ortogonale strekkspenninger på begge sider av skjærsonen.

For å finne den optimale høyden av påføringsflaten, ble ulike høyder studert. Høydene er presentert som en prosentandel av høyden til skjærsonen, som her tilsvarer 58 mm. Høydene som ble undersøkt var henholdsvis 30, 40, 50, 60, 70 og 80 % av skjærsonehøyden. For å undersøke fordelingen av de ortogonale spenningene i skjærsonen ved de ulike skjærsonehøydene, ble spenning plottet mot avstand langs skjærsonen i figur 7.2.

Fra diagrammet i figur 7.2 kommer det tydelig fram at fordelingen av spenninger langs skjærsonen er tilnærmet lik for alle de undersøkte påføringsflatene. Alle tilfellene viser tydelige spenningstopper i endene av skjærsonen, samtidig som spenningene mellom 10 og 50 mm er relativt jevne. Følgende er det vanskelig å avgjøre hvilken høyde påføringsflaten optimalt bør ha. Fordelingen av de ortogonale strekkspenningene må derfor undersøkes over et større område. Figur 7.3 til 7.5 viser fordelingen av ortogonale strekkspenninger fra påføringsflaten og inn mot skjærsonen. Det kan observeres at økningen av spenninger inn mot skjærsonen er jevnere for større påføringsflater, og at større påføringsflater har mindre spenningskonsentrasjoner rett ved påføringsflaten.



Figur 7.2: Ortogonale strekkspenninger langs midten av skjærsonen, målt fra innerste punkt i nederste innsnitt til innerste punkt i øverste innsnitt. Spenningene er gitt i MPa og avstandene i mm. Spenningsverdiene er vilkårlige.



Figur 7.3: Påføringsflate med høyde lik 50 %.

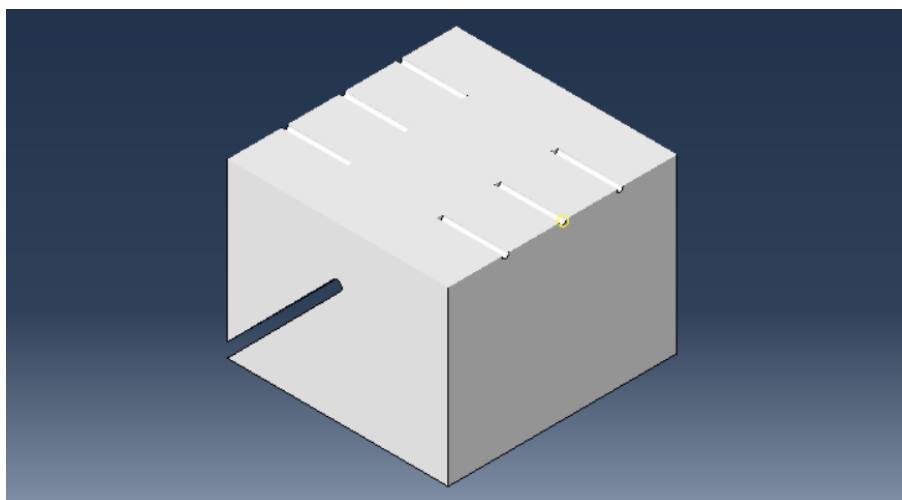
Figur 7.4: Påføringsflate med høyde lik 60 %.

Figur 7.5: Påføringsflate med høyde lik 70 %.

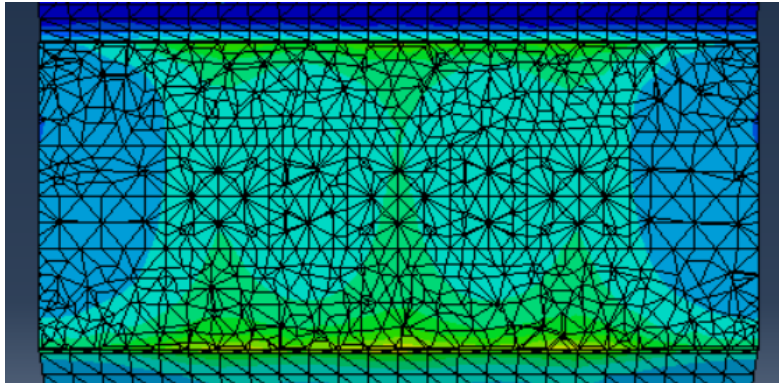
7.2.2 Aksialbelastede skruer

For å unngå spenningstopper i nærheten av innsnittene, ble det undersøkt en ny metode for å påføre ortogonale strekkspenninger. Den nye metoden innebærer å påføre ortogonale krefter gjennom aksialbelastede skruer, som er festet på begge sider av skjærsonen. Figur 7.6 illustrerer hvordan skruehullene kan plasseres ved denne metoden. I figuren er 3D-modellen av prøvestykket snittet opp på tvers midt mellom innsnittene, for å vise skruehullene tydeligere.

Ved å benytte utformingen i figur 7.6 med 3 skruer, ble fordelingen av ortogonale strekkspenninger i skjærsonen veldig ujevn. Dette vises i figur 7.7. På sidene er det nærmest ingen spenninger, sammenlignet med resten av skjærsonen, og spenningene foran skruene er tydelig størst. Videre observeres det at det oppstår spenningsforhøyninger nær innsnittene, som også var tilfellet for påføringsflatene. Fra disse observasjonene er det tydelig at visse tiltak må foretas. Først og fremst behøves det flere skruer og en jevn fordeling av disse. Videre kan det være ønskelig å bruke skruer med delvis glatt skaft, slik at aksialkreftene fra skruene overføres lengre inn i prøvestykket.



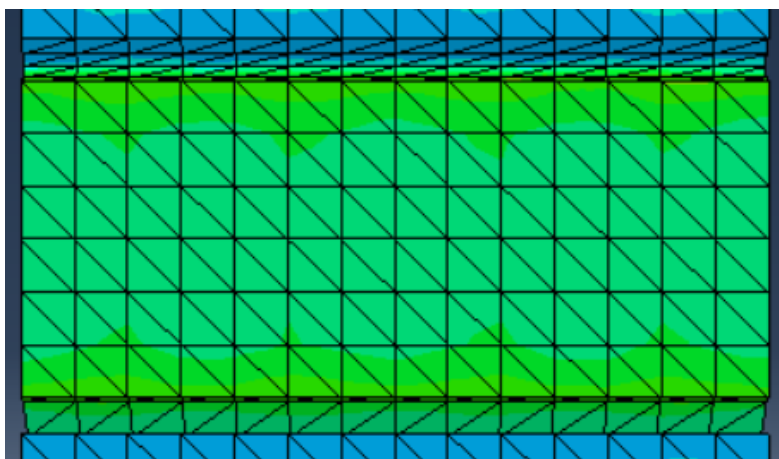
Figur 7.6: Illustrasjon av en alternativ utforming av skruehull for påføring av ortogonale strekkspenninger. Det er tre skruehull på hver side av prøvestykket, med kant- og senteravstand lik 35 mm.



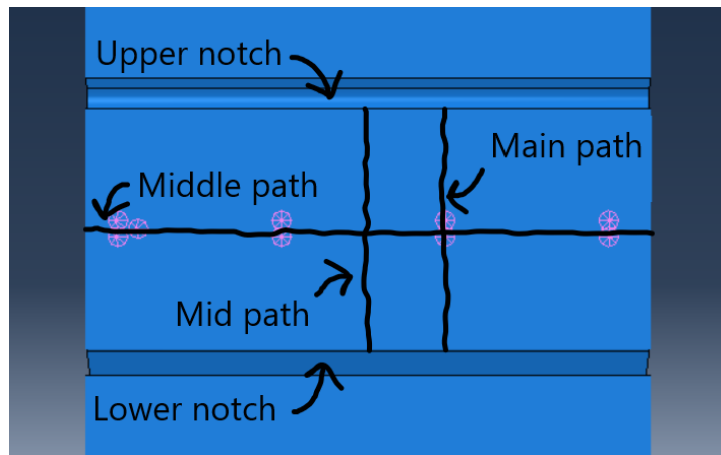
Figur 7.7: Konturplott for ortogonale spenninger i skjærsonen ved bruk av 3 skruer. I figuren er 3D-modellen snittet opp langs planet til skjærsonen, for å illustrere spenningsfordelingen bedre. Øverst i figuren vises det øvre innsnittet, mens det nedre innsnittet vises nederst.

Det ble derfor besluttet å gjøre en analyse med 4 skruer, med senteravstand lik 35 mm og kantavstand lik 17.5 mm. Skruene har en diameter lik 4 mm. Et konturplott fra analysene med 4 skruer er presentert i figur 7.8, der 4 fullstendig gjengede skruer med lengde 40 mm undersøkes. Videre presenteres mer detaljerte resultater i figurene 7.10 og 7.11, med tilleggsinformasjon i figur 7.9. Kurvene i figurene 7.10 og 7.11 er navngitt med skruelengde, og hvor stor prosentandel av skruen som er gjenget. Til informasjon tilsvarende den gjengede delen av en skrue den innerste delen av skruen. For eksempel vil kurven med navn, "40 mm, 50 % threaded", gjelde for skruer med lengde 40 mm, der 20 mm (50 %) av skruene er gjenget.

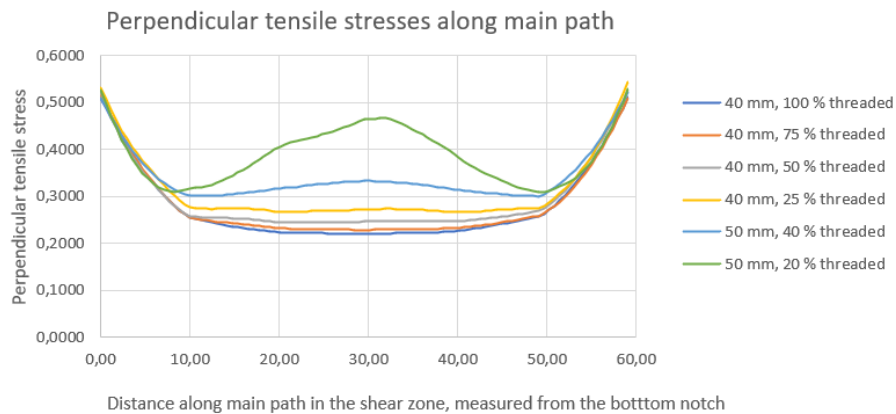
Med 4 jevnt fordelte skruer blir fordelingen av ortogonale strekkspenninger i skjærsonen bedre enn med 3 skruer. Dette observeres ved å sammenligne figur 7.7 med figur 7.8, der 4 skruer gir en tydelig jevnere fordeling av ortogonale spenninger i skjærsonen. Ved å sammenligne kurvene i figur 7.10 med kurvene i figur 7.11, er det videre relativt små differanser mellom de ortogonale spenningene langs *main path* og *mid path*, som beskrives i figur 7.9. Dette gjelder spesielt for skruene med lengde lik 40 mm, der skruen med navn "40 mm, 100 % threaded" utgjør det beste alternativet. Videre observeres det spenningskonsentrasjoner ved innsnittene når det brukes 4 skruer, selv når de er delvis glatte. Det kan dermed se ut til at de ortogonale kreftene fortsatt får for store avstander å fordele seg over.



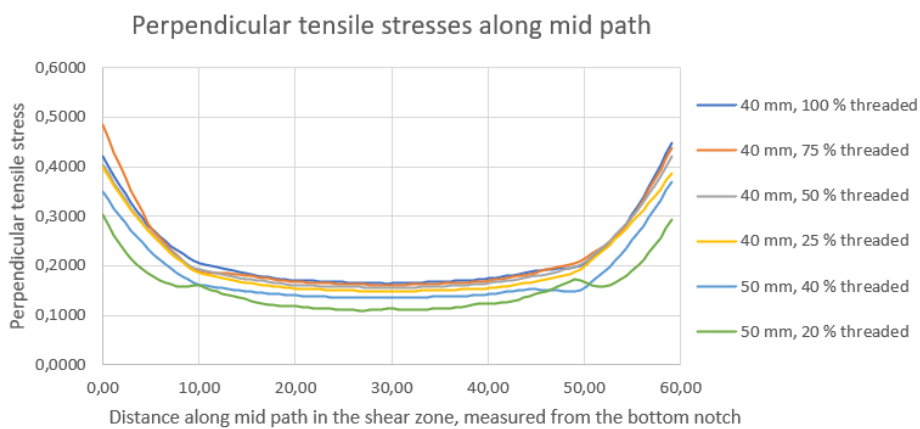
Figur 7.8: Konturplott for ortogonale spenninger i skjærsonen ved bruk av 4 skruer. I figuren er 3D-modellen snittet opp langs planet til skjærsonen, for å illustrere spenningsfordelingen bedre. Øverst i figuren vises det øvre innsnittet, mens det nedre innsnittet vises nederst.



Figur 7.9: Oversikt over hovedstiene i skjærsonen. I figuren er 3D-modellen snittet opp langs planet til skjærsonen. Plasseringen av de 4 skruene vises med runde merker langs *middle path*. *Mid path* ligger i midten av skjærsonen, midt mellom de to innerste skruene, mens *main path* utgjør stien som går langs skruerplanet til de innerste skruene.



Figur 7.10: Plott for ortogonale spenninger langs *main path* med 4 skruer. Spenningene er gitt i MPa og avstandene i mm. Spenningsverdiene er vilkårlige.



Figur 7.11: Plott for ortogonale spenninger langs *mid path* med 4 skruer. Spenningene er gitt i MPa og avstandene i mm. Spenningsverdiene er vilkårlige.

7.2.3 Sammenligning av de to metodene

Det observeres enkelt at det eksisterer spenningstopper øverst og nederst i skjærsonen ved bruk av skruer, akkurat som ved bruk av påføringsflater. Den vertikale spenningsfordelingen for påføringsflatene er som nevnt vist i figur 7.2, og er relativt lik spenningsfordelingen med de 4 skruene vist i figur 7.10 og figur 7.11. Det er altså ingen store forskjeller mellom de to studerte metodene med hensyn til den vertikale spenningsfordelingen, der begge metodene gir en spenningsøkning på omtrent 100 % nær innsnittene. Det er derimot noe forskjell med hensyn til den horisontale fordelingen, der påføringsflatene oppnår fullstendig jevn fordeling horisontalt, mens det med skruer oppstår små spenningstopper rett foran skruene.

Når det kommer til den praktiske utførelsen av de to metodene, vil det være enklere og muligens mer nøyaktig å bruke skruer. Skruene vil enkelt kunne skrues fast i markerte punkt på prøvestykket, og de vil like enkelt kunne skrues ut etter at forsøket er ferdig. Påføringsplatene må limes til prøvestykket, som vil kreve sterkt homogent lim og mer tid enn å skru inn skruer. Limet vil dessuten være vanskelig å fjerne etter endt forsøk. I tillegg stilles det større krav til nøyaktighet ved bruk av påføringsflater, ettersom lasten skal påføres prøvestykket over et større areal.

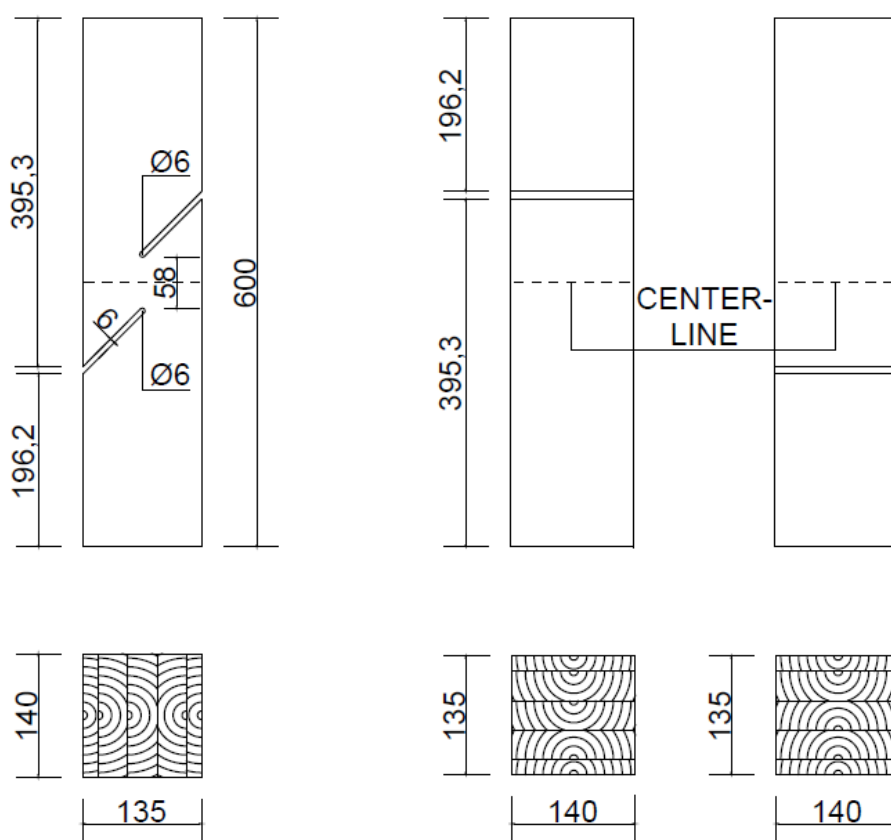
Det ble derfor besluttet å benytte forbindelsen med 4 aksialbelastede skruer til den biaksiale testingen.

7.3 Prøvestykker

Trevirket av furu (GL30h) og geometrien til prøvestykkene var identiske med prøvene Isaksen (2021) og Johansen (2021) brukte i sine statiske tester for langsgående skjærspenning med en tverrsnittshøyde på 135 mm. Isaksen og Johansen testet også prøvestykker med tverrsnittshøyde lik 98 mm for de statiske skjærtestene, men det ble ikke gjort i denne oppgaven.

7.3.1 Geometri av prøvestykker

Geometrien til prøvestykkene som ble brukt til statisk testing, er vist i figur 7.12. Utformingen av prøvestykkene er svært lik den som er beskrevet i underkapittel 4.2.1, bortsett fra endene til prøvestykkene. Prøvestykkene til de statiske forsøkene har flate ender, ettersom prøvemaskinen kun skal trykke på prøvestykkene. Dette medfører at prøvestykkene får en lengde lik 600 mm. Ellers er dimensjonene identiske med målene gitt i figur 4.1, og bakgrunnen for prøvestykkenes form er den samme.



Figur 7.12: Illustrasjon av prøvestykkenes geometri.

7.3.2 Merking og tillaging av prøvestykker

Prøvestykkene følger samme merkingssystem som forklart i underkapittel 4.2.2, og trevirket stammer fra de samme bjelkene som ble brukt til utmattingstesting. Dette kommer for øvrig fram fra prøvestykkenes navn, der bokstaven i navnet beskriver hvilken limtrebjelke de stammer fra.

Når det gjelder tillagingen av prøvestykkene, ble dette gjort på nærmest samme måte som beskrevet i underkapittel 4.2.3. Først ble limtrebjelkene kuttet på tvers til deler med lengde lik 610 mm. Videre ble disse delene skåret langs midten, som vist i figur 4.4. Deretter ble også de ytterste lamellene skåret på langs, slik at emnene fikk en bredde på 135 mm. Til slutt ble emnene frest med en CNC-maskin, slik at prøvestykkene fikk samme geometri som vist i figur 7.12. CNC-fresen skar blant annet vekk 5 mm i

hver ende av prøvestykkene, slik at endeflatene skulle bli mest mulig rette. Dette ble gjort for å unngå ujevnheter mellom prøvemaskinens trykkflater og prøvestykkenes endeflater.

Terje Petersen og Gøran Loraas assisterte også tillagingen av disse prøvestykkene. Terje Petersen hjalp til med sagingen og Gøran Loraas utførte alt arbeid i forbindelse med CNC-fresen.

7.3.3 Fuktighetsinnhold

Før testingen ble prøvestykkene plassert i et klimarom med en temperatur, T , lik $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ og en relativ fuktighet, $RH = 65\%$. Dette sikret at prøvestykkene hadde et fuktighetsinnhold på omtrent 12% under forsøkene. Prøvestykkene ble ikke pakket inn med damptett plast under testingen, på grunn av forsøkens relativt korte varighet. Forsøkene, inkludert opprigging, varte i omtrent 30 minutter.

7.4 Metode

Testingen fant sted i Modellen som tilhører Institutt for konstruksjonsteknikk ved NTNU.

7.4.1 Utstyr og verktøy

I likhet med forsøkene i kapittel 6, ble Instron 5982 og programvaren tilhørende maskinen benyttet. De påsatte lastene ble styrt fra programvaren, og den ønskede informasjonen ble logget og overført til Excel-ark.

Prøvemaskinen med innsatt prøvestykke er vist i figur 7.13, der innfestingen til Instron 5982 kommer fram. For å få løftet bunnen av prøvestykkene til foretrukket høyde, omtrent 10 cm over prøvemaskinens fundament, ble det lagt to metallplater mellom fundamentet og bunnen av prøvestykkene. Den nedre platen ble festet direkte til prøvemaskinens fundament, mens den øvre platen lå løst. For å minimere forskyvninger i den øvre platen, ble det lagt en tynn gummimatte mellom den nedre og øvre platen. I tillegg til dette, ble den øvre platen fastholdt med to hulprofiler på hver side, som kommer fram i figur 7.13. Årsaken til at prøvestykkene måtte løftes, var for å tilpasse høyden i forhold til stativene på sidene. Stativene vises i figur 7.14, og beskrives i neste avsnitt. Videre måtte prøvestykkene plasseres sentrisk i forhold til prøvemaskinens lastflate, for å unngå eksentrisitet.



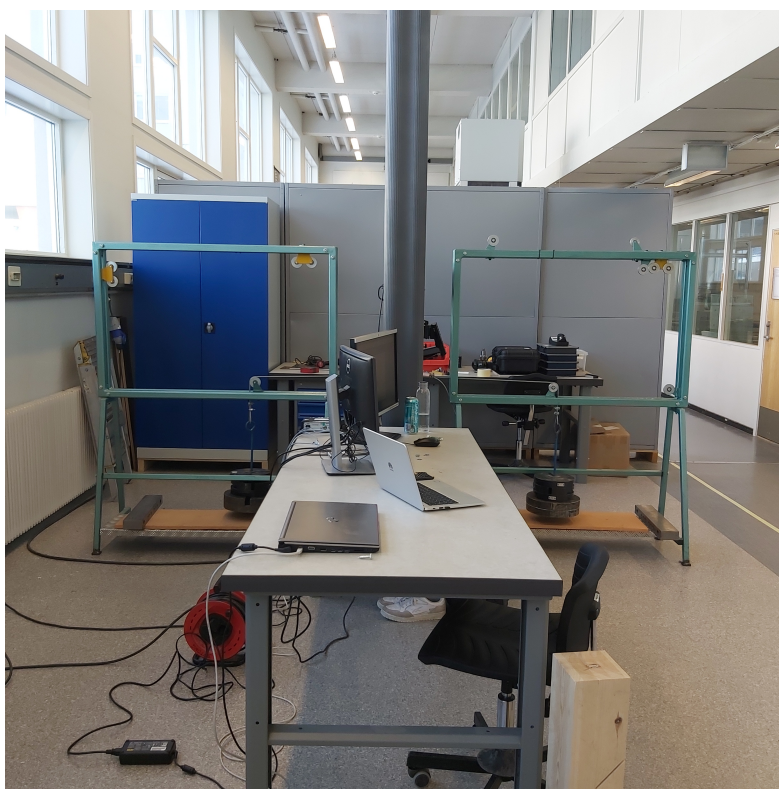
Figur 7.13: Prøvestykke ferdig rigget til forsøk.



Figur 7.14: Stativ med trinsesystem festet til prøvestykke.

For å påføre ortogonale strekkspenninger i skjærsonen, ble det brukt et trinsesystem, med stålvaier og vektskiver. Trinsesystemet illustreres i figur 7.14, og ble plassert på begge sider av prøvemaskinen, som vist i figur 7.15. For å feste vaieren til prøvestykkene, ble det brukt samme stålprofil som er beskrevet i underkapittel 6.3.1. Skruene som fester stålprofilen til prøvestykket, ble skrudd inn langs prøvestykkens senterlinje, for å få en mest mulig homogen fordeling av ortogonale spenninger i skjærsonen. Senterlinjen er illustrert i figur 7.12.

Videre var det viktig at vaieren gikk horisontalt ut fra prøvestykkene, for å unngå vertikale krefter. Ettersom stativene ikke var regulerbare i høyden, ble det lagt treplater under stativbeinene for å sikre dette. I enden av vaieren ble det festet en vektplate, til å plassere vektskiver på. Prøvestykkene ble trykt med en kraft lik 1 - 2 kN i lengderetning før vektskivene ble plassert, for å hindre at prøvestykkene ble dratt ut av posisjon av horisontale krefter. Trinsen som ble brukt til forsøkene var plassert omtrent midt på nedre rammedel av stativet, slik at stativet skulle stå stabilt. Stativet som ble brukt var ikke spesialbygd til disse forsøkene, og hadde tidligere blitt brukt til mindre forsøk i laboratoriene til Institutt for konstruksjonsteknikk ved NTNU.



Figur 7.15: Hele systemet brukt til den biaksiale testingen. Merk at det ikke ligger treplater under stativbeinene her, noe som ble lagt under like etter at bildet ble tatt.

7.4.2 Last og spenningsnivå

De statiske biaksiale forsøkene ble utført i henhold til prosedyren i NS-ISO 6891:1991 (Standard-Norge 1991). Dette er den samme prosedyren som ble brukt til den statiske ortogonale strekktestingen, som illustreres i figur 6.5 og forklares nærmere i underkapittel 6.3.2. Fra testene til Isaksen (2021) og Johansen (2021), ble den statiske fastheten til furu (GL30h) ved langsgående skjær funnet til å være 6.93 MPa. Verdien ble også benyttet til de biaksiale forsøkene i denne oppgaven, slik at den estimerte bruddspenningen, σ_{est} , ble satt lik 6.93 MPa. Dette tilsvarer en estimert bruddkraft, F_{est} , lik 56.27 kN, gitt at skjærsonen sitt areal, A_{nom} , er lik 8120 mm².

Den ortogonale strekkspenningen, σ_{90} , var lik under alle forsøkene, der $\sigma_{90} \approx 0.085$ MPa. Dette tilsvarer omtrent 5 % av den statiske fastheten ved ortogonal strekkspenning, som ble funnet i delkapittel 6.4. For å oppnå denne spenningen i skjærsonen, måtte det plasseres 70 kg vektskiver i trinsesystemet på begge sider av prøvemaskinen. Dette ga for øvrig en ortogonal strekkraft, F_{90} , lik 0.69 kN i skjærsonen.

7.4.3 Fuktighet og densitet

For å bestemme prøvestykkenes fuktighetsinnhold og densitet, ble både gjennomsnittet av tre små terninger per prøvestykke beregnet, og videre gjennomsnittet av prøvestykkene mellom hverandre. Prøvene ble skåret ut til en dimensjon på $25 \times 25 \times 25$ mm³ rett i underkant av nedre innsnitt, langs den midterste lamellen. Dimensjonene til hver av terningene ble kontrollert, og viste seg å ha et volum på $26 \times 26 \times 25$ mm³. Det tilsvarer $V = 16900$ mm³.

Etter at terningene var skåret ut, ble de plassert i klimarommet for å oppnå ønsket fuktighet, før deres vekt ble målt med tre desimaler. Videre ble prosedyren i NS-EN 13183-1:2002 (Standard-Norge 2002) fulgt for uttørkingen. Terningene ble plassert i en ovn som holdt $(103 \pm 2)^\circ\text{C}$. Etter 48 timer i ovnen ble terningene veid to ganger med et intervall på to timer, for å sjekke om vekktapet mellom de to timene var på mindre enn 0.1 %. Terningenes vekt ble videre veid på nytt, før deres fuktighetsinnhold til slutt ble beregnet etter ligning 7.1.

$$\omega = \frac{m_1 - m_0}{m_0} \cdot 100 \quad (7.1)$$

Massen av terningen før tørking i gram betegnes med m_1 og massen i gram til terningen etter uttørking betegnes med m_0 . Videre definerer ω det beregnede fuktighetsinnholdet i prosent med én desimal.

Før uttørkingen av terningene ble densiteten, ρ , beregnet med følgende uttrykk:

$$\rho = \frac{m_1}{V} \quad (7.2)$$

Densiteten følger en standard normalfordeling (JCSS 2006), og det samme kan antas om fuktighetsinnhold. Følgende kan gjennomsnittsverdien fra de målte verdiene i ligning 7.1 og 7.2 kalkuleres etter ligning 7.3 (Standard-Norge 2016):

$$\bar{y} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n m_i \quad (7.3)$$

der n definerer antall prøver, m_i viser til verdien per prøve og \bar{y} gir gjennomsnittsverdien fra prøvene. De målte gjennomsnittsverdiene kan deretter vurderes etter standardavvik, s_y , og variasjonskoeffisienten, COV . Standardavviket og variasjonskoeffisienten beregnes for en standard normalfordeling etter henholdsvis ligningene 7.4 og 7.5 (Standard-Norge 2016).

$$s_y = \max \left\{ \begin{array}{l} \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (m_i - \bar{y})^2} \\ 0.05\bar{y} \end{array} \right. \quad (7.4)$$

$$COV = \frac{s_y}{\bar{y}} \quad (7.5)$$

7.5 Resultater

Det har blitt gjennomført statistiske biaksiale tester, med langsgående skjærspenning som hovedkomponent og ortogonal strekkspenning som delkomponent. Fra testene skal det bestemmes en statistisk fasthet for langsgående skjær, der skjærsonen i tillegg er utsatt for en ortogonal strekkspenning lik 0.085 MPa.

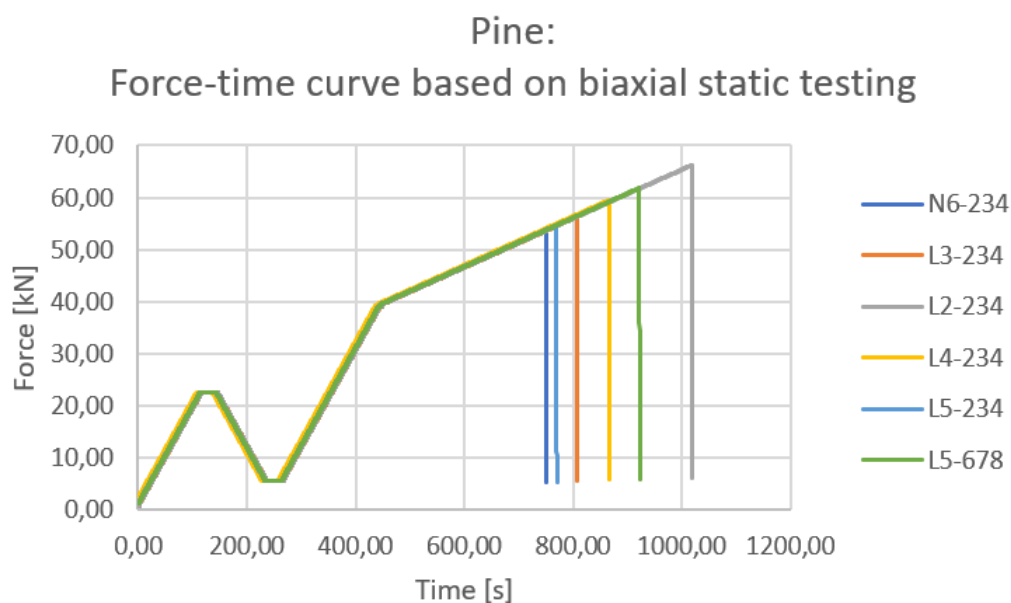
7.5.1 Statisk skjærfasthet ved biaksial lastpåføring

Resultatene fra de statistiske biaksiale testene er presentert i tabell 7.1. Videre viser figur 7.16 testforløpet til alle prøvene fram til brudd. Kurvene i figuren er noe forskjøvet i forhold til hverandre, som kommer av at det initielle trykket varierte med +/- 1 kN mellom testene.

Ved de to første testene, med prøvestykke L3-678 og L2-678, var det feil i koden for lastpåføring. Feilen innebar at prøvemaskinen begynte å påføre raske svingende laster etter at den påsatte kraften hadde nådd omtrent 39.3 kN. Følgende ble det vanskelig å lese av korrekte resultater for disse testene, og derfor er disse verdiene ikke inkludert i tabell 7.1. Brudd og bruddplanene til testene i tabellen er lagt ved som vedlegg 19 og følger den samme kronologiske rekkefølgen.

Tabell 7.1: Resultater fra de statistiske biaksiale testene på furu (GL30h). Prøvene gitt "Ok" er godkjent i henhold til NS-ISO 6891:1991 (Standard-Norge 1991).

Prøve	σ_{est} [MPa]	F_{est} [kN]	F_u [kN]	F_u/F_{est}	Ok/ Ikke ok	Merknader
L2-234	6.93	56.27	66.15	1.18	Ok	Innenfor grense
L3-234	6.93	56.27	56.25	1.00	Ok	Innenfor grense
L4-234	6.93	56.27	59.46	1.06	Ok	Innenfor grense
L5-234	6.93	56.27	54.63	0.97	Ok	Innenfor grense
L5-678	6.93	56.27	61.78	1.10	Ok	Innenfor grense
N6-234	6.93	56.27	53.62	0.95	Ok	Innenfor grense



Figur 7.16: Testforløpet for prøvene utsatt for statistisk biaksial testing.

Langsgående skjærspenninger for limtre følger en logaritmisk normalfordeling (JCSS 2006).

Gjennomsnittsverdien \bar{y} beregnes derfor etter ligning 6.7, 6.9 og 6.8, i likhet med $f_{t,90,mean}$. Ligning 6.7 gir:

$$\begin{aligned}\bar{y}_{ln} &= \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln(m_i) = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \ln\left(\frac{F_{u,i}}{A_{nom}}\right) \\ &= \frac{1}{6} \left[\ln\left(\frac{66150 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) + \ln\left(\frac{56250 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) + \ln\left(\frac{59460 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) \right. \\ &\quad \left. + \ln\left(\frac{54630 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) + \ln\left(\frac{61780 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) + \ln\left(\frac{53620 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) \right] \\ &\approx 1.975\end{aligned}$$

Det logaritmiske standardavviket, $s_{y,ln}$, bestemmes videre med ligning 6.9, ved å benytte \bar{y}_{ln} fra utregningen over. Øverste uttrykk i ligning 6.9 kalkuleres som følger:

$$\begin{aligned}s_{y,ln} &= \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\ln(m_i) - \bar{y}_{ln})^2} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n \left(\ln\left(\frac{F_{u,i}}{A_{nom}}\right) - \bar{y}_{ln}\right)^2} \\ &= \left[\frac{1}{6-1} \left[\left(\ln\left(\frac{66150 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) - 1.975\right)^2 + \left(\ln\left(\frac{56250 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) - 1.975\right)^2 \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + \left(\ln\left(\frac{59460 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) - 1.975\right)^2 + \left(\ln\left(\frac{54630 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) - 1.975\right)^2 \right. \right. \\ &\quad \left. \left. + \left(\ln\left(\frac{61780 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) - 1.975\right)^2 + \left(\ln\left(\frac{53620 \text{ N}}{8120 \text{ mm}^2}\right) - 1.975\right)^2 \right] \right]^{0.5} \\ &\approx 0.080\end{aligned}$$

Da $0.080 > 0.05 \rightarrow s_{y,ln} = 0.080$.

Til slutt kan den gjennomsnittlige spenningen, \bar{y} , bestemmes med ligning 6.8:

$$\bar{y} = e^{\bar{y}_{ln} + \frac{s_{y,ln}^2}{2}} = e^{1.975 + \frac{0.080^2}{2}} \approx 7.230 \text{ MPa}$$

Dette medfører at den statiske fastheten for langsgående skjær, ved en ortogonal strekkspenning på 0.085 MPa, er lik 7.230 MPa.

Videre kan standardavviket, s_y , bestemmes fra ligning 6.10 ved å sette inn de beregnede verdiene for \bar{y}_{ln} og $s_{y,ln}$:

$$s_y = \sqrt{(e^{s_{y,ln}^2} - 1) \cdot e^{2\bar{y}_{ln} + s_{y,ln}^2}} = \sqrt{(e^{0.080^2} - 1) \cdot e^{2 \cdot 1.975 + 0.080^2}} \approx 0.579 \text{ MPa}$$

Variasjonskoeffisienten (COV) kan beregnes med ligning 6.11 for en logaritmisk normalfordeling. Settes $s_{y,ln} = 0.080$ inn i ligning 6.11, får en:

$$COV = \sqrt{(e^{s_{y,ln}^2} - 1)} = \sqrt{(e^{0.080^2} - 1)} \approx 0.080$$

Tabell 7.2: Tabellen oppsummerer verdier på furu (GL30h) som er beregnet underveis i delkapittelet for prøvene i tabell 7.1.

Gjennomsnitt, \bar{y} [MPa]	Standardavvik, s_y [MPa]	Variasjonskoeffisient, COV
7.230	0.579	0.080

Isaksen (2021) og Johansen (2021) sine 24 statiske skjærtester på furu (GL30h) resulterte i en gjennomsnittlig spenning, standardavvik og variasjonskoeffisient som er listet opp i tabell 7.3. For beregningen av verdiene ble det antatt en standard normalfordeling.

Tabell 7.3: Tabellen oppsummerer verdier på furu (GL30h) for de 24 statiske skjærtestene som ble gjennomført av Isaksen (2021) og Johansen (2021).

Gjennomsnitt, \bar{y} [MPa]	Standardavvik, s_y [MPa]	Variasjonskoeffisient, COV
6.93	1.0	0.15

7.5.2 Fuktighet og densitet

Fuktighetsinnholdet og densiteten er beregnet for prøvestykkene i tabell 7.1, hvor ligningene og prosedyren fra underkapittel 7.4.3 er benyttet. I tabell 7.4 er det gjennomsnittlige fuktighetsinnholdet per prøvestykke beregnet, før den gjennomsnittlige fuktigheten totalt er gitt i tabell 7.5. Tilsvarende er gjort for densiteten i henholdsvis tabell 7.7 og 7.8. I vedlegg 15 finner en mer detaljert informasjon rundt beregningene av fuktigheten og densiteten. I tillegg er verdiene for fuktighet og densitet tilhørende de statiske skjærtestene til Isaksen (2021) og Johansen (2021) lagt til i henholdsvis tabell 7.6 og 7.9, for å sammenligne mot de tilsvarende verdiene i tabell 7.5 og 7.8.

Tabell 7.4: Tabellen inneholder verdier for fuktighet på prøvestykker av furu (GL30h), beregnet i vedlegg 15 med ligningene 7.1, 7.3, 7.4 og 7.5.

	N6-234	L3-234	L2-234	L4-234	L5-234	L5-678
ω [%]	11.2	11.5	10.8	10.6	11.1	10.9
s_y [%]	0.079	0.579	0.096	0.042	0.124	0.093
COV	0.007	0.050	0.009	0.004	0.011	0.008

Tabell 7.5: Tabellen viser samlet resultat på fuktighet beregnet i vedlegg 15 med ligningene 7.3, 7.4 og 7.5. Gjennomsnitt, ω , er beregnet fra ω i tabell 7.4 tilhørende de seks prøvestykkene av furu (GL30h).

Gjennomsnitt, ω [%]	Standardavvik, s_y [%]	Variasjonskoeffisient, COV
11.0	0.323	0.029

Tabell 7.6: Tabellen inneholder beregnede verdier på fuktighet for de 24 statiske skjærtestene på furu (GL30h) som ble gjennomført av Isaksen (2021) og Johansen (2021).

Gjennomsnitt, ω [%]	Standardavvik, s_y [%]	Variasjonskoeffisient, COV
11.5	0.3	0.03

Tabell 7.7: Tabellen inneholder verdier for densitet på prøvestykker av furu (GL30h), beregnet i vedlegg 15 med ligningene 7.2, 7.3, 7.4 og 7.5.

	N6-234	L3-234	L2-234	L4-234	L5-234	L5-678
ρ [kg/m ³]	547	494	504	479	493	526
s_y [kg/m ³]	2.948	90.411	4.837	12.376	17.659	5.443
COV	0.005	0.183	0.010	0.026	0.036	0.010

Tabell 7.8: Tabellen viser samlet resultat på densitet beregnet i vedlegg 15 med ligningene 7.3, 7.4 og 7.5. Gjennomsnitt, ρ , er beregnet fra ρ i tabell 7.7 tilhørende de seks prøvestykkene av furu (GL30h).

Gjennomsnitt, ρ [kg/m ³]	Standardavvik, s_y [kg/m ³]	Variasjonskoeffisient, COV
507	24.974	0.049

Tabell 7.9: Tabellen inneholder beregnede verdier på densitet for de 24 statiske skjærtestene på furu (GL30h) som ble gjennomført av Isaksen (2021) og Johansen (2021).

Gjennomsnitt, ρ [kg/m ³]	Standardavvik, s_y [kg/m ³]	Variasjonskoeffisient, COV
482	51	0.10

7.6 Observasjon og diskusjon

Den statiske fastheten for langsgående skjær på 7.23 MPa, ved en ortogonal strekkspenning lik 0.085 MPa, er høyere enn den statiske fastheten ved ren langsgående skjær på 6.93 MPa. Dette var ikke forventet, ettersom teorien i delkapittel 2.4 baserer seg på at skjærfastheten reduseres når ortogonale strekkspenninger påføres.

Sammenlignes verdiene i tabell 7.2 tilhørende de biaksiale testene, med verdiene fra de statiske skjærtestene til Isaksen (2021) og Johansen (2021) i tabell 7.3, er standardavvikene på henholdsvis 0.579 og 1.0 MPa, og variasjonskoeffisientene på henholdsvis 8 og 15 %. Differansen mellom de gjennomsnittlige verdiene er på sin side kun 0.3 MPa. Til tross for at den gjennomsnittlige spenningen på 7.23 MPa kun er basert på seks tester sammenlignet mot 24, viser resultatene antydninger til å være mer nøyaktige. Det bør likevel gjennomføres flere biaksiale tester for å gi et bedre sammenligningsgrunnlag.

Resultatene fra prøvenes fuktighet og densitet er videre interessante. Den gjennomsnittlige fuktigheten i tabell 7.5 er på 11 %, tilhørende prøvene fra de biaksiale testene. Derimot hadde prøvene tilhørende de statiske testene til Isaksen (2021) og Johansen (2021) en gjennomsnittlig fuktighet på 11.5 %, som vist i tabell 7.6. I tillegg er verdiene for s_y og COV nærmest identiske mellom tabellene. Fra tabell 2.1 i underkapittel 2.2.2 viser det seg at skjærkapasiteten parallelt med fiberretningen reduseres omtrentlig med 2.5 % per prosent økning i fuktigheten. Følger en verdiene i tabellen, vil 0.5 % reduksjon for prøvene med en fasthet på 7.23 MPa, gi en ny fasthet på rundt 7.14 MPa. Videre er den gjennomsnittlige densiteten høyere for testene i tabell 7.1, og beregnet til en verdi på 507 kg/m³ i tabell 7.8, sammenlignet med 482 kg/m³ i tabell 7.9 for prøvene til Isaksen og Johansen. Samtidig er standardavviket og variasjonskoeffisienten nærmere dobbelt så høy for deres prøver. I underkapittel 2.1.2 kommer det fram at høyere densitet i trevirket gir en høyere fasthet, som samsvarer godt med resultatene for de gjennomsnittlige spenningene. I hvor stor grad fuktighet og densitet spiller inn på resultatene er usikkert, men det er naturlig å tro at faktorene øker forskjellene mellom de gjennomsnittlige spenningene i noen grad.

Den påsatte ortogonale strekkspenningen var veldig lav, da den kun tilsvarte 5 % av den beregnede statiske strekkfastheten i ortogonal retning fra kapittel 6. Det ville derfor vært mer ideelt å påføre en større strekklast, for å lettere kunne se den eventuelle påvirkningen strekkspenningene har. Dessverre var det ikke mulig å påføre mer last, ettersom stativene ikke tålte særlig mer vekt.

7.7 Konklusjon

Hensikten med å gjennomføre statiske biaksiale tester for langsgående skjærspenninger og strekkspenninger ortogonalt på fiberretningen, var for å få mer kunnskap på et kritisk område, sammenligne verdiene mot $f_{u, furu}$ som ble funnet av Isaksen (2021) og Johansen (2021), og vurdere bruddkriteriene i kapittel 8. Det virker lite sannsynlig at skjærfastheten øker med en påført ortogonal strekkspenning, ettersom det er forventet at den reduseres. En større påsatt ortogonal strekkspenning ville trolig gitt et mer forventet resultat. Mye tyder på at fuktigheten og densiteten øker forskjellen mellom de målte fasthetene, men er usikkert i hvor stor grad. Til tross for en god del lavere variasjonskoeffisient for de biaksiale testene sammenlignet med resultatene til Isaksen og Johansen, er det vanskelig å stole på verdiene når de kun er basert på seks godkjente tester. Flere tester bør derfor gjennomføres, for å gi et bedre utgangspunkt for sammenligning.

8 Bruddkriterium

8.1 Introduksjon og bakgrunn

I kapittel 7 ble det gjennomført statiske biaksiale tester på furu (GL30h) i langsgående skjær og strekk ortogonalt på fiberretningen. Den påførte ortogonale spenningen var konstant for alle testene, mens de påførte skjærspenningene økte gradvis fram til bruddet oppsto i skjærsonen. I den forbindelse ser dette kapittelet på tre bruddkriterier som ble gjennomgått i delkapittel 2.4, for å vurdere deres kvalitet og nøyaktighet. Resultatene til bruddspenningene for langsgående skjær i tabell 7.1 ble derfor sammenlignet med skjær-bruddspenningene som bruddkriteriene ville gitt ved samme ortogonale strekkspenning. Ligningene tilhørende bruddkriteriene ble som vist i delkapittel 2.4 tilpasset de aktuelle spenningene.

Etter anbefaling fra veileder ble bruddkriteriene Tsai-Wu og Tsai-Hill valgt ut. Manglende formler i NS-EN 1995-1-1:2004 (Standard-Norge 2010a) for det aktuelle lasttilfellet, gjorde det i tillegg ønskelig å finne en formel som allerede var brukt i en standard. Etter mange søk ble bruddkriteriet i SIA 265:2003 (SIA 2003) funnet og godkjent av veileder til å utforskes.

8.2 Resultat

I resultatdelen vil først tabell 8.1 og 8.2 oppsummere de midlere og karakteristiske fasthetene og spenningene som er funnet i underkapittel 8.2.1, før verdiene videre blir brukt til bruddkriteriene i underkapitlene 8.2.2, 8.2.3 og 8.2.4 for henholdsvis SIA 265:2003, Tsai-Wu og Tsai-Hill.

8.2.1 Midlere og karakteristiske spenninger til bruddkriteriene

I dette underkapittelet bestemmes og beregnes midlere og karakteristiske spenninger som skal brukes til bruddkriteriene i underkapitlene 8.2.2, 8.2.3 og 8.2.4. Spenningene oppsummeres i tabell 8.1 og 8.2.

Karakteristisk ortogonal trykkfasthet, $f_{c,90,k}$:

Tilhørende bruddkriteriene i underkapitlene 8.2.2 og 8.2.3 er det nødvendig å bestemme trevirkets trykkfasthet i ortogonal retning, $f_{c,90}$. Den karakteristiske fastheten, $f_{c,90,g,k}$, ble etter anbefaling fra veileder funnet i tabell 5 i NS-EN 14080:2013 (Standard-Norge 2013) for GL30h. Den karakteristiske trykkfastheten i ortogonal retning, $f_{c,90,k}$, settes derfor lik 2.5 MPa.

Midlere ortogonal trykkfasthet, $f_{c,90,mean}$:

For Tsai-Wu bruddkriterium vil både $f_{c,90,k}$ og $f_{c,90,mean}$ benyttes. Trykkfastheten ortogonalt på fiberretningen følger en standard normalfordeling (JCSS 2006), og brukes til å beregne den midlere fastheten med utgangspunkt i den karakteristiske, $f_{c,90,k} = 2.5$ MPa.

Her defineres μ som gjennomsnittsverdien, og σ som standardavviket. Følgende kan uttrykket for variasjonskoeffisienten, COV , gis som.

$$COV = \frac{\sigma}{\mu} \quad (8.1)$$

Videre er den kumulative fordelingsfunksjonen (CDF) definert ved $\phi(x)$. Den kvantile funksjonen av en fordeling er den inverse av CDF, nærmere bestemt $\phi^{-1}(p)$ ved uttrykk 8.2:

$$\phi^{-1}(p) = \sqrt{2} \cdot \operatorname{erf}^{-1}(2p - 1), \quad p \in (0, 1) \quad (8.2)$$

hvor $\operatorname{erf}^{-1}(k)$ er den inverse av feilfunksjonen. Når en benytter trevirkets karakteristiske fasthet, settes p lik 0.05. For å evaluere uttrykk 8.2 for $p = 0.05$, kan en for eksempel bruke Matlab med følgende

kommando: $\text{sqrt}(2) * \text{erfcinv}(2 * 0.05 - 1) \rightarrow \phi^{-1}(0.05) \approx -1.6449$.

For normalvariabelen med gjennomsnitt μ og standardavvik σ , vil den kvantile funksjonen settes lik uttrykk 8.3.

$$F^{-1}(p) = \mu + \phi^{-1}(p) \cdot \sigma \quad (8.3)$$

Dersom $p = 0.05$, vil $F^{-1}(0.05)$ være variabelens karakteristiske verdi.

Setter en uttrykk 8.1 inn i 8.3, får en uttrykk 8.4:

$$\begin{aligned} F^{-1}(p) &= \mu + \phi^{-1}(p) \cdot COV \cdot \mu = \mu \cdot [1 + \phi^{-1}(p) \cdot COV] \\ \rightarrow \mu &= \frac{F^{-1}(p)}{1 + \phi^{-1}(p) \cdot COV} \end{aligned} \quad (8.4)$$

Fra tabell 1 og 8 i JCSS (2006) settes COV lik 0.1 for ortogonal trykkfasthet. Etersom $f_{c,90,k} = 2.5$ MPa, gir det, for $p = 0.05$, $F^{-1}(p) = F^{-1}(0.05) = 2.5$.

Nå kan $F^{-1}(0.05)$ og $\phi^{-1}(0.05)$ settes inn i ligning 8.4 som gir:

$$\rightarrow \mu = \frac{F^{-1}(p)}{1 + \phi^{-1}(p) \cdot COV} = \frac{2.5}{1 - 1.6449 \cdot 0.1} = 2.99$$

Dette gir dermed $f_{c,90,mean} = \underline{2.99 \text{ MPa}}$.

Karakteristisk langsgående strekkfasthet, $f_{t,0,k}$:

Det er behov for å bestemme den karakteristiske strekkfastheten parallelt med fiberretningen, $f_{t,0,k}$, ettersom ligning 2.10, tilhørende Tsai-Hill bruddkriterium, inneholder $f_{t,0}$. I likhet med $f_{c,90,k}$ ble $f_{t,0,k}$ funnet fra tabell 5 i NS-EN 14080:2013 (Standard-Norge 2013) for GL30h, da det dessverre ikke var tid til å gjennomføre flere statiske strekktester. I tillegg blir denne fastheten kun brukt i ett bruddkriterium, og ble derfor ikke prioritert. Følgende settes $f_{t,0,k}$ lik 24 MPa.

Midlere langsgående strekkfasthet, $f_{t,0,mean}$:

For Tsai-Hill bruddkriterium er det i tillegg ønskelig å bestemme den midlere strekkfastheten parallelt med fiberretningen, $f_{t,0,mean}$. Den langsgående strekkfastheten, $f_{t,0}$, følger en logaritmisk normalfordeling (JCSS 2006). Den midlere strekkfastheten kan dermed bestemmes fra den karakteristiske, $f_{t,0,k} = 24$ MPa, ved å bruke denne fordelingen.

Her betegnes μ som den logaritmiske gjennomsnittsverdien, og σ som logaritmisk standardavvik. Ligning 8.5 uttrykker variasjonskoeffisienten (COV) for en logaritmisk normalfordeling:

$$COV = \frac{\text{standardavvik}}{\text{gjennomsnitt}} = \sqrt{(e^{\sigma^2} - 1)} \rightarrow \sigma = \sqrt{\ln(COV^2 + 1)} \quad (8.5)$$

hvor formlene for *standardavvik* og *gjennomsnitt* for en logaritmisk normalfordeling er vist i henholdsvis ligning 8.6 og 8.7.

$$\text{standardavvik} = \sqrt{(e^{\sigma^2} - 1) \cdot e^{2\mu + \sigma^2}} \quad (8.6)$$

$$\text{gjennomsnitt} = e^{\mu + \frac{\sigma^2}{2}} \quad (8.7)$$

For en logaritmisk normalfordeling er den kvantile funksjonen, $F^{-1}(p)$, uttrykt ved ligning 8.8.

$$F^{-1}(p) = e^{\mu + \phi^{-1}(p) \cdot \sigma} \quad (8.8)$$

Uttrykket til $\phi^{-1}(p)$ ble vist ovenfor ved ligning 8.2, med $\phi^{-1}(0.05) \approx -1.6449$. Om en skriver om ligning 8.8, og i tillegg setter inn ligning 8.5, vil μ uttrykkes ved ligning 8.9.

$$\mu = \ln(F^{-1}(p)) - \phi^{-1}(p) \cdot \sqrt{\ln(COV^2 + 1)} \quad (8.9)$$

Fra tabell 1 og 8 i JCSS (2006) blir $COV = 0.18$ for strekk parallelt fiberretningen ($COV[R_{t,0}] = 1.2COV[R_m] = 1.2 \cdot 0.15 = 0.18$). For karakteristiske verdier er p lik 0.05. Med $f_{t,0,k} = 24$ MPa vil derfor den kvantile funksjonen ved $p = 0.05$, $F^{-1}(0.05)$, settes lik 24. Følgende kan μ og σ bestemmes:

$$\mu = \ln(F^{-1}(p)) - \phi^{-1}(p) \cdot \sqrt{\ln(COV^2 + 1)} = \ln(24) + 1.6449 \cdot \sqrt{\ln(0.18^2 + 1)} \approx 3.4718$$

$$\sigma = \sqrt{\ln(COV^2 + 1)} = \sqrt{\ln(0.18^2 + 1)} \approx 0.1786$$

Til slutt kan *gjennomsnitt*, som her tilsvarer $f_{t,0,mean}$, kalkuleres:

$$gjennomsnitt = e^{\mu + \frac{\sigma^2}{2}} = e^{3.4718 + \frac{0.1786^2}{2}} \approx 32.71 \rightarrow f_{t,0,mean} = \underline{32.71 \text{ MPa}}$$

Midlere ortogonal strekkfasthet, $f_{t,90,mean}$, fra test:

Det ble gjennomført statiske ortogonale strekktester i delkapittel 6.4. Testene resulterte i en midlere fasthet, $f_{t,90,mean}$, på 1.76 MPa.

Karakteristisk ortogonal strekkfasthet, $f_{t,90,k}$, fra test:

I forbindelse med den beregnede midlere ortogonale strekkfastheten, er det nødvendig å finne karakteristisk verdi, $f_{t,90,k}$. Som beskrevet i delkapittel 6.4, følger verdiene til de ortogonale strekktestene en logaritmisk normalfordeling. For å regne om den midlere verdien til karakteristisk, følges prosedyren for punkt 3.2.2 (d), (e) og (f) i NS-EN 14358:2016 (Standard-Norge 2016).

Uttrykket for standardavviket, $s_{y,ln}$, i ligning 6.9, finner en i punkt 3.2.2 (d)(3) i NS-EN 14358:2016, og ble beregnet til 0.174 i delkapittel 6.4. Gjennomsnittsverdien, \bar{y}_{ln} , i uttrykket tilsvarte den naturlige logaritmen av 1.76 MPa $\rightarrow \bar{y}_{ln} = 0.55$. Videre må $k_s(n)$ bestemmes, og kan forenkles til ligning 2.18 fra underkapittel 2.5.4. Den er uttrykt som følger:

$$k_s(n) = \frac{6.5n + 6}{3.7n - 3}$$

hvor n definerer antall tester. Til slutt skal den karakteristiske verdien fra punkt 3.2.2 (e)(5) i NS-EN 14359:2016 (Standard-Norge 2016) regnes ut, og er uttrykt ved ligning 8.10:

$$m_k = e^{\bar{y}_{ln} - k_s(n)s_{y,ln}} \quad (8.10)$$

hvor m_k er den beregnede karakteristiske verdien.

Med $n = 6$, gir ligning 2.18:

$$k_s(n) = k_s(6) = \frac{6.5n + 6}{3.7n - 3} = \frac{6.5 \cdot 6 + 6}{3.7 \cdot 6 - 3} \approx 2.344$$

Den karakteristiske fastheten i ortogonal strekk kan nå regnes ut ved å sette verdiene for \bar{y}_{ln} , $k_s(6)$ og $s_{y,ln}$ inn i ligning 8.10, og dermed bestemme m_k :

$$m_k = e^{\bar{y}_{ln} - k_s(6)s_{y,ln}} = e^{0.55 - 2.344 \cdot 0.174} \approx 1.15$$

Følgende gir det $f_{t,90,k} = \underline{1.15 \text{ MPa}}$.

Midlere skjærfasthet, $f_{v,mean}$, fra test:

Fra testene til Isaksen (2021) og Johansen (2021), ble den midlere statiske fastheten til furu (GL30h) ved langsgående skjær funnet til å være 6.93 MPa. Derfor vil $f_{v,mean} = 6.93$ MPa brukes i videre beregninger.

Karakteristisk skjærfasthet, $f_{v,k}$, fra test:

Isaksen (2021) beregnet den karakteristiske skjærfastheten, $f_{v,k}$. For furu (GL30h) ble den for en standard normalfordeling kalkulert til $0.7273 \cdot f_{v,mean} \rightarrow f_{v,k} = 0.7237 \cdot 6.93$ MPa ≈ 5.02 MPa.

Midlere skjærspenninger og ortogonale strekkspenninger fra biaksial test:

Her presenteres de midlere påsatte spenningene $\sigma_{4,mean}$ og $\sigma_{2,mean}$ som skal brukes i bruddkriteriene Tsai-Wu og Tsai-Hill i henholdsvis underkapitlene 8.2.3 og 8.2.4.

Den midlere bruddspenningen i langsgående skjær ble beregnet til 7.230 MPa i underkapittel 7.5.1. Følgende kan σ_4 i bruddkriteriene Tsai-Wu og Tsai-Hill settes lik denne spenningen som sin midlere verdi, dvs. $\sigma_{4,mean} = 7.230$ MPa.

I underkapittel 7.4.2 ble den statiske ortogonale strekkspenningen, σ_{90} , kalkulert til 0.085 MPa. Dermed kan den midlere spenningen, $\sigma_{2,mean}$, settes lik 0.085 MPa i bruddkriteriene Tsai-Wu og Tsai-Hill.

Karakteristiske skjærspenninger og ortogonale strekkspenninger fra biaksial test:

For å bruke bruddkriteriet i henhold til SIA:2003 (SIA 2003), er det nødvendig å bestemme de karakteristiske spenningene, τ_k og $\sigma_{t,90,k}$, som prøvestykkene utsettes for. I tillegg er det ønskelig å sammenligne alle bruddkriteriene, og derfor nødvendig å bestemme de karakteristiske verdiene $\sigma_{4,k}$ og $\sigma_{2,k}$ i formlene til bruddkriteriene Tsai-Wu og Tsai-Hill. I likhet med de karakteristiske fasthetene, kan de karakteristiske påsatte spenningene beregnes fra punkt 3.2.2 (d), (e) og (f) i NS-EN 14358:2016 (Standard-Norge 2016).

De påsatte karakteristiske skjærspenningene uttrykkes både ved $\sigma_{4,k}$ og τ_k , hvor $\sigma_{4,mean}$ er deres midlere spenning. Punkt 3.2.2 (c) i NS-EN 14358:2016 (Standard-Norge 2016) anbefaler at den logaritmiske fordelingen bør brukes når den karakteristiske verdien skal bestemmes fra den midlere. I likhet med $f_{t,90,k}$ beregnes den karakteristiske verdien etter ligningene 2.18, 6.9 og 8.10.

I underkapittel 7.5.1 ble $s_{y,ln}$ beregnet til 0.080 og \bar{y}_{ln} til 1.975. Med n lik 6, settes $k_s(6)$, med ligning 2.18, lik 2.344. Til slutt kalkuleres den karakteristiske verdien med ligning 8.10, med følgende verdier:

$$m_k = e^{\bar{y}_{ln} - k_s(6)s_{y,ln}} = e^{1.975 - 2.344 \cdot 0.080} \approx 5.979$$

Dermed blir $\sigma_{4,k} = \tau_k = \underline{5.979}$ MPa.

Parameterne $\sigma_{t,90,k}$ og $\sigma_{2,k}$ representerer den samme karakteristiske spenningen for den påsatte ortogonale strekkraften, med $\sigma_{2,mean}$ som den midlere verdien. Det antas også her en logaritmisk normalfordeling som for $f_{t,90}$, og beregnes med ligningene 2.18, 6.9 og 8.10. Etter anbefaling fra veileder, ble det besluttet at $s_{y,ln}$ settes lik 0 da den påsatte strekkspenningen er lik på alle prøvestykkene. Dette til tross for at ligning 6.9 har en minimumsverdi på 0.05. Dermed gir ligning 8.10, med $\bar{y}_{ln} = \ln(\sigma_{2,mean}) = \ln(0.085)$, $\sigma_{t,90,k} = \sigma_{2,k} = \sigma_{2,mean} = \underline{0.085}$ MPa.

Oppsummering av beregnede verdier til bruddkriteriene: Tabell 8.1 og 8.2 oppsummerer de beregnede fasthetene og påsatte spenningene fra underkapittelet.

Tabell 8.1: Tabellen oppsummerer de midlere og karakteristiske fasthetene som er funnet for furu (GL30h), og som skal brukes til bruddkriteriene i underkapittel 8.2.2, 8.2.3 og 8.2.4. Verdiene inkluderer to desimaler.

Spenninger	$f_{c,90,mean}$	$f_{t,0,mean}$	$f_{t,90,mean}$	$f_{v,mean}$	$f_{c,90,k}$	$f_{t,0,k}$	$f_{t,90,k}$	$f_{v,k}$
Verdier [MPa]	2.99	32.71	1.76	6.93	2.50	24.00	1.15	5.02

Tabell 8.2: Tabellen oppsummerer de midlere og karakteristiske påsatte spenningene på prøvestykkene av furu (GL30h), og som skal brukes i bruddkriteriene i underkapittel 8.2.2, 8.2.3 og 8.2.4. Verdiene inkluderer tre desimaler.

Spenninger	τ_k	$\sigma_{t,90,k}$	$\sigma_{4,mean}$	$\sigma_{2,mean}$	$\sigma_{4,k}$	$\sigma_{2,k}$
Verdier [MPa]	5.979	0.085	7.230	0.085	5.979	0.085

8.2.2 Bruddkriterium i henhold til SIA 265:2003

Nøyaktigheten til bruddkriteriet i henhold til SIA 265:2003 (SIA 2003) for biaksiale spenninger i langsgående skjær og ortogonal fiberretning, skal vurderes mot resultatene fra de biaksiale testene. Kriteriet uttrykkes som vist nedenfor ved en påsatt ortogonal strekkspenning:

$$\left(\frac{f_{c,90,d} + \sigma_{t,90,d}}{f_{c,90,d} + f_{t,90,d}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_d}{f_{v,d}}\right) \left[1 - \left(\frac{f_{c,90,d}}{f_{c,90,d} + f_{t,90,d}}\right)^2\right] \leq 1$$

hvor τ_d beskriver påført dimensjonerende skjærspenning og $\sigma_{t,90,d}$ for en påsatt dimensjonerende ortogonal strekkspenning. Videre er $f_{v,d}$, $f_{t,90,d}$ og $f_{c,90,d}$ den dimensjonerende fastheten til trevirket i henholdsvis skjær, ortogonalt strekk og ortogonalt trykk.

Fasthetsfaktoren k_{mod} og partialfaktoren γ_M er identiske for alle fasthetene i ligningen ovenfor ifølge NS-EN 1995-1-1:2004 (Standard-Norge 2010a). Etter diskusjon med veileder, kan antagelsen om at faktorene også gjelder for τ_d og $\sigma_{t,90,d}$ brukes når de gjøres om til karakteristiske verdier. Følgende får en ligning 8.11:

$$\left(\frac{f_{c,90,k} + \sigma_{t,90,k}}{f_{c,90,k} + f_{t,90,k}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_k}{f_{v,k}}\right) \left[1 - \left(\frac{f_{c,90,k}}{f_{c,90,k} + f_{t,90,k}}\right)^2\right] \leq 1 \quad (8.11)$$

Spenningene i ligning 8.11 er nå karakteristiske. Videre skal verdiene fra tabell 8.3 puttes inn i ligning 8.11 for å kalkulere τ_k , når venstresiden settes lik høyresiden i ligningen. Karakteristisk skjærspenning, τ_k , i ligningen tilsvarende $\tau_{k,SIA}$ i tabell 8.4, og skal sammenlignes opp mot τ_k fra tabell 8.2.

Tabell 8.3: Fasthetene $f_{t,90,k}$, $f_{c,90,k}$ og $f_{v,k}$ er hentet fra tabell 8.1. $\sigma_{t,90,k}$ er gitt i tabell 8.2.

Spenning	$f_{t,90,k}$ [MPa]	$f_{c,90,k}$ [MPa]	$f_{v,k}$ [MPa]	$\sigma_{t,90,k}$ [MPa]
Verdier	1.15	2.50	5.02	0.085

Tabell 8.4: I tabellen sammenlignes spenningene τ_k og $\tau_{k,SIA}$ opp mot hverandre. τ_k er hentet fra tabell 8.2. $\tau_{k,SIA}$ er kalkulert med ligning 8.11 ved å bruke verdiene fra tabell 8.3.

Spenning	τ_k [MPa]	$\tau_{k,SIA}$ [MPa]	$\tau_{k,SIA}/\tau_k$
Verdier	5.979	4.713	0.788

8.2.3 Tsai-Wu bruddkriterium

I underkapittelet vurderes nøyaktigheten til Tsai-Wu bruddkriterium opp mot resultatene fra de biaksiale testene. For dette bruddkriteriet skal ligning 2.8 benyttes for det gjennomførte forsøket, og kan uttrykkes ved ligning 8.12 for σ_4 :

$$F_2\sigma_2 + F_{22}\sigma_2^2 + F_{44}\sigma_4^2 = 1 \rightarrow \sigma_4 = \sqrt{\frac{1 - F_2\sigma_2 - F_{22}\sigma_2^2}{F_{44}}} \quad (8.12)$$

med $F_2 = \frac{1}{f_{t,90}} - \frac{1}{f_{c,90}}$, $F_{22} = \frac{1}{f_{t,90}f_{c,90}}$ og $F_{44} = \frac{1}{f_v^2}$. I tabell 8.5 presenteres de beregnede gjennomsnittsverdiene som skal settes inn i ligning 8.12 og videre løse ligningen for σ_4 . Løsningen er lagt inn i tabell 8.6, som $\sigma_{4,mean,Tsai-Wu}$ og sammenlignes opp mot $\sigma_{4,mean}$ fra tabell 8.2. Tilsvarende gjøres for de karakteristiske verdiene fra tabell 8.7, hvor den beregnede spenningen er presentert som $\sigma_{4,k,Tsai-Wu}$ i tabell 8.8. Verdien sammenlignes i tabellen med $\sigma_{4,k}$ fra tabell 8.2.

Tabell 8.5: Fasthetene $f_{t,90,mean}$, $f_{c,90,mean}$ og $f_{v,mean}$ er hentet fra tabell 8.1. $F_{2,mean}$, $F_{22,mean}$ og $F_{44,mean}$ er beregnet fra fasthetene. $\sigma_{2,mean}$ er gitt i tabell 8.2.

Uttrykk	$f_{t,90,mean}$ [MPa]	$f_{c,90,mean}$ [MPa]	$f_{v,mean}$ [MPa]	$F_{2,mean}$ [MPa ⁻¹]	$F_{22,mean}$ [MPa ⁻²]	$F_{44,mean}$ [MPa ⁻²]	$\sigma_{2,mean}$ [MPa]
Verdier	1.76	2.99	6.93	0.2337	0.1900	0.0208	0.085

Tabell 8.6: I tabellen sammenlignes spenningene $\sigma_{4,mean}$ og $\sigma_{4,mean,Tsai-Wu}$ opp mot hverandre. $\sigma_{4,mean}$ er hentet fra tabell 8.2. $\sigma_{4,mean,Tsai-Wu}$ er kalkulert med ligning 8.12 ved å bruke verdiene fra tabell 8.5.

Spenning	$\sigma_{4,mean}$ [MPa]	$\sigma_{4,mean,Tsai-Wu}$ [MPa]	$\sigma_{4,mean,Tsai-Wu}/\sigma_{4,mean}$
Verdier	7.230	6.860	0.949

Tabell 8.7: Fasthetene $f_{t,90,k}$, $f_{c,90,k}$ og $f_{v,k}$ er hentet fra tabell 8.1. $F_{2,k}$, $F_{22,k}$ og $F_{44,k}$ er beregnet fra fasthetene. $\sigma_{2,k}$ er gitt i tabell 8.2.

Uttrykk	$f_{t,90,k}$ [MPa]	$f_{c,90,k}$ [MPa]	$f_{v,k}$ [MPa]	$F_{2,k}$ [MPa ⁻¹]	$F_{22,k}$ [MPa ⁻²]	$F_{44,k}$ [MPa ⁻²]	$\sigma_{2,k}$ [MPa]
Verdier	1.15	2.50	5.02	0.4696	0.3478	0.0397	0.085

Tabell 8.8: I tabellen sammenlignes spenningene $\sigma_{4,k}$ og $\sigma_{4,k,Tsai-Wu}$ opp mot hverandre. $\sigma_{4,k}$ er hentet fra tabell 8.2. $\sigma_{4,k,Tsai-Wu}$ er kalkulert med ligning 8.12 ved å bruke verdiene fra tabell 8.7.

Spenning	$\sigma_{4,k}$ [MPa]	$\sigma_{4,k,Tsai-Wu}$ [MPa]	$\sigma_{4,k,Tsai-Wu}/\sigma_{4,k}$
Verdier	5.979	4.911	0.821

8.2.4 Tsai-Hill bruddkriterium

Nøyaktigheten til Tsai-Hill bruddkriterium skal i dette underkapittelet vurderes når kriteriet sammenlignes opp mot resultatene fra de biaksiale testene. Ligning 2.10 benyttes for bruddkriteriet, og kan uttrykkes ved ligning 8.13 for σ_4 :

$$(F + H)\sigma_2^2 + 2L\sigma_4^2 = 1 \rightarrow \sigma_4 = \sqrt{\frac{1 - (F + H) \cdot \sigma_2^2}{2L}} \quad (8.13)$$

hvor $F = \frac{1}{2} \left[\frac{2}{f_{t,90}^2} - \frac{1}{f_{t,0}^2} \right]$, $H = \frac{1}{2f_{t,0}^2}$ og $L = \frac{1}{2f_v^2}$. I tabell 8.9 presenteres de beregnede gjennomsnittsverdiene som skal settes inn i ligning 8.13 og videre løse ligningen for σ_4 . Løsningen er

lagt inn i tabell 8.10, som $\sigma_{4,mean,Tsai-Hill}$ og sammenlignes opp mot $\sigma_{4,mean}$ fra tabell 8.2. Tilsvarende gjøres for de karakteristiske verdiene fra tabell 8.11, hvor den beregnede spenningen er presentert som $\sigma_{4,k,Tsai-Hill}$ i tabell 8.12. Verdien sammenlignes i tabellen med $\sigma_{4,k}$ fra tabell 8.2.

Tabell 8.9: Fasthetene $f_{t,90,mean}$, $f_{t,0,mean}$ og $f_{v,mean}$ er hentet fra tabell 8.1. F_{mean} , H_{mean} og L_{mean} er beregnet fra fasthetene. $\sigma_{2,mean}$ er gitt i tabell 8.2.

Uttrykk	$f_{t,90,mean}$ [MPa]	$f_{t,0,mean}$ [MPa]	$f_{v,mean}$ [MPa]	F_{mean} [MPa ⁻²]	H_{mean} [MPa ⁻²]	L_{mean} [MPa ⁻²]	$\sigma_{2,mean}$ [MPa]
Verdier	1.76	32.71	6.93	0.3224	0.0005	0.0104	0.085

Tabell 8.10: I tabellen sammenlignes spenningene $\sigma_{4,mean}$ og $\sigma_{4,mean,Tsai-Hill}$ opp mot hverandre. $\sigma_{4,mean}$ er hentet fra tabell 8.2. $\sigma_{4,mean,Tsai-Hill}$ er kalkulert med ligning 8.13 ved å bruke verdiene fra tabell 8.9.

Spenning	$\sigma_{4,mean}$ [MPa]	$\sigma_{4,mean,Tsai-Hill}$ [MPa]	$\sigma_{4,mean,Tsai-Hill}/\sigma_{4,mean}$
Verdier	7.230	6.926	0.958

Tabell 8.11: Fasthetene $f_{t,90,k}$, $f_{t,0,k}$ og $f_{v,k}$ er hentet fra tabell 8.1. F_k , H_k og L_k er beregnet fra fasthetene. $\sigma_{2,k}$ er gitt i tabell 8.2.

Uttrykk	$f_{t,90,k}$ [MPa]	$f_{t,0,k}$ [MPa]	$f_{v,k}$ [MPa]	F_k [MPa ⁻²]	H_k [MPa ⁻²]	L_k [MPa ⁻²]	$\sigma_{2,k}$ [MPa]
Verdier	1.15	24.00	5.02	0.7553	0.0009	0.0198	0.085

Tabell 8.12: I tabellen sammenlignes spenningene $\sigma_{4,k}$ og $\sigma_{4,k,Tsai-Hill}$ opp mot hverandre. $\sigma_{4,k}$ er hentet fra tabell 8.2. $\sigma_{4,k,Tsai-Hill}$ er kalkulert med ligning 8.13 ved å bruke verdiene fra tabell 8.11.

Spenning	$\sigma_{4,k}$ [MPa]	$\sigma_{4,k,Tsai-Hill}$ [MPa]	$\sigma_{4,k,Tsai-Hill}/\sigma_{4,k}$
Verdier	5.979	5.011	0.838

8.3 Observasjon og diskusjon

De beregnede karakteristiske skjærspenningene i tabell 8.4, 8.8 og 8.12, og de midlere i tabell 8.6 og 8.10 fra de ulike bruddkriteriene, er alle konservative, ettersom spenningene er lavere enn både de eksperimentelle karakteristiske og midlere skjærspenningene fra kapittel 7. Dette er forventet da alle ligningene gir lavere påsatt skjærspenning for høyere påsatt ortogonal strekkspenning. Det var derfor forventet en lavere karakteristisk og midlere spenning enn henholdsvis 5.02 MPa og 6.93 MPa, noe som ble tilfredsstillende for alle de beregnede skjærspenningene.

Bruddkriteriet i henhold til SIA 265:2003 ser ut til å være det mest konservative, med $\tau_{k,SIA}/\tau_k$ lik 0.788 i tabell 8.4. Videre er forholdene $\sigma_{4,k,Tsai-Wu}/\sigma_{4,k}$ og $\sigma_{4,k,Tsai-Hill}/\sigma_{4,k}$ på henholdsvis 0.821 i tabell 8.8 og 0.838 i tabell 8.12. Det er mulig forventet at Tsai-Hill bruddkriterium er det minst konservative, da de ortogonale fasthetene tilhørende styrkeparameterne F og H tar hensyn til om de påsatte ortogonale spenningene er i strekk eller trykk. Det gjør derimot ikke de to andre bruddkriteriene, hvor kun fortegnet på den påsatte ortogonale spenningen endrer seg mellom trykk og strekk. En kan derfor forvente at en mindre generell ligning er mer nøyaktig. Forholdet $\tau_{k,SIA}/\tau_k$ avviker med 3.3 % mer enn $\sigma_{4,k,Tsai-Wu}/\sigma_{4,k}$. Det kan skyldes at standarder krever svært konservative verdier og ligninger. Steiger og Gehri (2011) sammenlignet modellen til SIA 265:2003 med tidligere utførte tester, som beskrevet i delkapittel 3.4.2, og ønsket at det ble gjennomført enda flere tester på prøvestykker av forskjellige størrelser og trevirker. Det tyder på at modellen fremdeles er under

utforskning, og mulig kan forbedres.

For bruddkriteriene Tsai-Wu og Tsai-Hill ble også $\sigma_{4,mean,Tsai-Wu}/\sigma_{4,mean}$ og $\sigma_{4,mean,Tsai-Hill}/\sigma_{4,mean}$ kalkulert i henholdsvis tabell 8.6 og 8.10. I likhet med de karakteristiske verdiene, ga Tsai-Hill bruddkriterium en skjærspenning som var nærmere de eksperimentelle resultatene med $\sigma_{4,mean,Tsai-Hill}/\sigma_{4,mean}$ lik 0.958, sammenlignet med 0.949 ved $\sigma_{4,mean,Tsai-Wu}/\sigma_{4,mean}$. Ettersom dette er beregnede middelveier, var det noe forventet at forholdsverdiene ble høyere enn ved de karakteristiske. Bruddkriteriene viser også at de små påførte ortogonale spenningene reduserer skjærspenningene fra 6.93 MPa til 6.926 MPa for Tsai-Hill og til 6.860 MPa med Tsai-Wu. Resultatene virker mer fornuftige enn de eksperimentelle resultatene i kapittel 7, hvor gjennomsnittspenningen ble større enn 6.93 MPa. Bruddkriterium Tsai-Hill gir en reduksjon, i forhold til $f_{v,mean}$ på 6.93 MPa, på rett i overkant av 0 %. Reduksjonen er på rett over 1 % for bruddkriterium Tsai-Wu. Hvor mye reduksjonen burde blitt med en ortogonal spenningsbelastning i strekk på rundt 5 % av kapasiteten, er usikkert. Det bør derfor gjennomføres betraktelig flere forsøk med de biaksiale spenningene, hvor det i tillegg påsettes både lave og høye ortogonale strekkspenninger. Det ville forhåpentligvis gitt mer nøyaktige eksperimentelle resultater og dermed gitt bedre forutsetninger for å vurdere bruddkriteriene mer i detalj.

Fasthetene og de påsatte spenningene i underkapittel 8.2.1 ble beregnet og bestemt på diverse måter, med utgangspunkt i enten de eksperimentelle resultatene fra kapittel 6 og 7, Isaksen (2021) og Johansen (2021), eller NS-EN 14080:2013 (Standard-Norge 2013). Resultatene fra kapittel 6 og 7 var begge kun basert på seks godkjente tester, som hver ga relativt store utslag på de gjennomsnittlige verdiene. Videre er de karakteristiske fasthetene fra NS-EN 14080:2013 svært konservative, og ga nok lavere verdier enn det de ville blitt gjennom egne forsøk. Ligningene tilhørende bruddkriteriene inneholdt derfor en kombinasjon av eksperimentelle resultater, basert på få tester, og svært konservative verdier fra standard. Samtidig ble ligningene sammenlignet mot resultater fra kapittel 7, som ga uventede høye midlere og karakteristiske påsatte skjærspenninger.

8.4 Konklusjon

Mye tyder på at Tsai-Hill bruddkriterium er det mest nøyaktige ettersom det er mindre generelt ved ortogonale spenninger. Bruddkriteriet tilhørende SIA 265:2003 er på sin side mest konservativ, og skyldes trolig at standarder generelt er konservative. Reduksjonen i skjærspenningene med ortogonale strekkspenninger er forventet, og tilfredsstillt av alle bruddkriteriene. Det er likevel knyttet en usikkerhet til hvor stor reduksjon en burde forventet, da de eksperimentelle resultatene fra kapittel 7 gir lite grunnlag for å sammenligne reduksjonen. I tillegg påvirker valget av karakteristiske og midlere spenningsverdier resultatene, med noen verdier som trolig er for konservative, og andre som er mindre nøyaktige.

9 Oppsummering og videre arbeid

I hvert inndelte kapittel nedenfor inneholder første avsnitt en oppsummering av de viktigste funnene fra kapitlet. Deretter vil forslag til videre arbeid legges fram i de resterende avsnittene.

Kapittel 4 - Skjærutmatting

Den lineære S-N-kurven for den sykliske belastningen ved $R = -1$ er som forventet mer kritisk enn ved $R = 0.1$. Kurvene korrelerer relativt godt, men regresjonskurven ved $R = 0.1$ korrelerer i noen grad mer enn ved $R = -1$. Målepunktene tilhørende testene ved $R = -1$ viser antydninger til å flate ut ved lavere normaliserte spenningsnivåer. Dette bekreftes både ved kurvene som sammenligner høy- mot lavsyklus utmatting, og sigmoid-kurven som korrelerer bedre enn den lineære S-N-kurven. Ved $R = -1$ gir k_{fat} en tilstrekkelig modell, men er for konservativ ved $R = 0.1$. Videre er hverken spredningskurven eller den bilineære kurven foreslått av Mohr tilstrekkelig konservative ved $R = -1$. Derimot er begge for konservative ved $R = 0.1$. Det er i tillegg antydninger til at prøvestykker med fingerskjøt i bruddplanet har et lengre utmattingsliv enn de resterende ved $R = -1$, men ser ikke ut til å være noen sammenheng mellom antall åringer og lastsykler ved samme sykliske belastning. Til slutt er det foreløpig liten eller ingen sammenheng mellom konstant utmattingsliv-diagrammene for de utførte testene ved spenningsforholdene $R = -1$ og $R = 0.1$ på furu (GL30h) og det tilsvarende diagrammet i henhold til NS-EN 1995-2:2004.

For flere av kurvene i delkapittel 4.4 er det nødvendig med betraktelig flere målepunkter for lavere normaliserte spenninger. Dette vil gjøre det lettere å vurdere om den lineære S-N-kurven for $R = -1$, bør skiftes ut med en annen kurve, som for eksempel en sigmoid-kurve, dersom flere målepunkter gir en enda større utflating av kurven. Videre vil det bli enklere å vurdere hvor gode k_{fat} -kurvene og Mohrs utmattingsmodeller er.

Den sigmoid-formede kurven tilhørende målepunktene ved $R = -1$, virker som en lovende regresjonskurve. Det vil være interessant å undersøke om den korrelerer enda bedre dersom flere målepunkter tilføres, og om det vises tydeligere tendenser til en utmattingsgrense.

For å vurdere spenningsintervallene for utmattingsstestene ved $R = -1$, bør det også gjennomføres enda flere tester spesielt ved lavere normaliserte spenninger, da dette spenningsområdet har færrest målepunkter per intervall. Videre kan det være fordelaktig å dele opp i enda flere intervaller, hvor hvert intervall overlapper i enda større grad. Dette vil gjøre det lettere å observere en eventuell kurvatur.

Det er foreløpig kun blitt testet tre prøvestykker med fingerskjøt i bruddplanet ved spenningsforholdet $R = -1$. Til tross for delte meninger om fingerskjøtenes innvirkning i strekk og trykk, er det likevel ønskelig at dette blir sett videre på for langsgående skjær da de foreløpige resultatene er interessante.

Det vil naturligvis også være behov for å gjennomføre flere tester ved $R = 0.1$, for å kunne vurdere egnetheten til S-N-kurvene og andre kurver i større grad. Den maksimale testgrensen på 10 millioner sykler bør isåfall økes, iallfall for spenningsnivåer lavere enn 50 % av den statiske fastheten.

Konstant utmattingsliv-diagrammene er svært interessante, og bør studeres videre. Følgende bør det gjennomføres utmattingsstester for flere spenningsforhold i intervallet, $-1 < R < 1$, slik at konstant utmattingsliv-diagrammet blir mer fullstendig.

Kvister blir sett på som svake flekker som reduserer trevirkets styrke i bøyning og strekk, men er studert lite i skjær. Til nå har kun tre prøvestykker totalt inneholdt kvister i skjærsonen, to tilhørende $R = -1$

og en tilhørende $R = 0.1$. Dersom framtidige prøvestykker inneholder kvister i skjærsonen, er det ønskelig at det tegnes S-N-kurver for de respektive prøvestykkene.

Resultatene som er funnet for de sykliske belastningene ved $R = -1$ og $R = 0.1$ for furu (GL30h), bør sammenlignes med tidligere resultater på gran (GL30c) for tilsvarende belastninger som fra masteroppgavene til Nygaard (2020) og Isaksen (2021). Isaksen gjorde en grundig sammenligning av sine resultater ved $R = -1$, og kan brukes som et utgangspunkt.

Det kan være interessant å undersøke bruddplanene for de ulike prøvestykkene nærmere, for å få mer grunnleggende innsikt i utmattingsforløpet til trevirket ved langsgående skjær.

Det er liten tvil om at fuktighetsinnholdet påvirker trevirket, men det er usikkert hvor stor reduksjonen i kapasitet blir ved høyere fuktighet under syklisk skjærbelastning. For å undersøke dette nærmere kan prøvestykker testes ved stor variasjon i fuktighetsinnhold lavere enn fibermetningspunktet på 28 %, både for lavere og høyere spenninger.

Det kan være fornuftig å sammenligne hvordan utmattingsegenskapene påvirkes i skjærbelastning for ulike bølgeformede belastninger, da trevirket i virkeligheten blir utsatt for diverse belastninger. I tillegg til den sinusformede belastningen, kan for eksempel trekantlast og kvadratiske laster være andre relevante alternativer.

Frekvensens innvirkning på utmattingskapasiteten bør videre studeres for langsgående skjær, ved å inkludere frekvens som en tredje dimensjon i S-N-kurvene. I første omgang kan frekvensene ligge i området mellom 0 og 10 Hz. Ulike fuktighetsinnhold kan også påvirkes ulikt av frekvens, som det ble funnet i underkapittel 3.3.6. Et forslag kan være å sammenligne prøver med RH lik 65 % og 85 %, da dette også er gjort tidligere for langsgående og ortogonale strekkspenninger.

Kapittel 5 - Hysteresekurver for $R = -1$

Fra kraft-forskyvningsdiagrammene som er plottet for utmattingsstestene utført ved $R = -1$, er det funnet at stivhetskurene for lavere spenningsnivåer har form som en sigmoid-kurve, mens kurvene for høye spenningsnivåer har en buet form. Videre er det funnet tilfeldige forskyvningsmønstre i strekk og trykk, som tyder på at skjærsonen påvirkes av andre krefter enn kun ren skjær. Felles for de fleste stivhetskurene er at de har et lineært parti langs kurven. For den lineære fasen er det funnet at endring i elastisk stivhet per lastsyklus har en høy positiv korrelasjon med både normalisert spenning og spredningsenergi per lastsyklus, som forventet. Tilsvarende er det en høy korrelasjon mellom spredningsenergi per lastsyklus og normalisert spenning. Det er dessuten funnet økende tap av spredningsenergi for økende antall lastsykler. Når det gjelder total endring i elastisk stivhet gjennom utmattingsforløpet, er det ikke funnet noen tydelige sammenhenger. Til slutt er det funnet at dempningsraten har en forventet positiv korrelasjon med spredningsenergi per lastsyklus, og en uventet positiv korrelasjon med normalisert spenning.

For å undersøke de tilfeldige forskyvningsmønstrene nærmere, bør det gjennomføres en grundig gjennomgang av diagrammene som plottes strekk- og trykkforskyvninger mot antall lastsykler, for alle 50 prøvestykkene som har blitt utmattingsstestet ved $R = -1$. Som Isaksen (2021) foreslo, kan det også gjennomføres en numerisk simulering av forsøkene, for å undersøke årsaken til at forskyvningene utvikler seg annerledes i de ulike retningene.

På grunn av tidsbegrensninger, var det ikke tid til å gjennomføre en tilstrekkelig analyse av diagrammene som plottes spredningsenergi mot antall lastsykler, så dette bør gjøres. Videre kan det være interessant å lage modeller for sprekkdannelse basert på diagrammene for spredningsenergi

og/eller elastisk stivhet.

Det kan i tillegg være interessant å se om *crack bridging* kan relateres til spredningsenergien målt fra hysteresekurvene for $R = -1$.

Til slutt kan det gjennomføres en ytterligere litteraturstudie på tidligere forskning på hysteresekurver, for å finne sammenlignbare verdier for total endring i elastisk stivhet og dempningsrate.

Kapittel 6 - Statisk ortogonal strekktesting

Den ortogonale strekkfastheten, $f_{t,90,mean}$, er etter eksperimentelle forsøk beregnet til 1.76 MPa for furu (GL30h), og benyttet i kapittel 7 og 8. Den karakteristiske fastheten, $f_{t,90,g,k}$, fra NS-EN 14080:2013 er for konservativ for de aktuelle prøvestykkene.

For å studere bruddkriteriene i kapittel 8 mer nøye, er det ønskelig at de beregnede fasthetene $f_{t,90,mean}$ og $f_{t,90,k}$ er så nøyaktige som mulig. Flere tester bør derfor gjennomføres for å undersøke om variasjonskoeffisienten kan reduseres og føre til en mer presis verdi for den midlere og karakteristiske fastheten.

Kapittel 7 - Biaksial testing

De biaksiale testene resulterte i en uventet høy gjennomsnittlig bruddspenning på 7.23 MPa for langsgående skjær, da verdien ble større enn $f_{u,furu}$, lik 6.93 MPa, fra testene utført av Isaksen (2021) og Johansen (2021) i ren langsgående skjær.

Videre studering av statisk biaksial spenning ved langsgående skjær og ortogonal strekk er ønskelig, da dette forhåpentligvis kan overføres til utmattingsforsøk etterhvert. Lignende oppsett kan benyttes, men det er ønskelig at større ortogonale strekkspenninger påføres. Det er derfor nødvendig å muligens bruke et annet system som tåler en god del høyere krefter i strekk. En biaksial maskin ville vært ideelt.

Det kan til slutt være fornuftig å utføre flere rene statiske skjærtester på furu (GL30h) for å kontrollere den beregnede statiske skjærfastheten $f_{u,furu}$ benyttet i utmattingsforsøkene, ettersom variasjonskoeffisientene tilhørende testene til Isaksen og Johansen var relativt høye.

Kapittel 8 - Bruddkriterier

Mye tyder på at Tsai-Hill bruddkriterium er det mest nøyaktige ettersom det er mindre generelt ved ortogonale spenninger. Bruddkriteriet tilhørende SIA 265:2003 (SIA 2003) er på sin side mest konservativt, og skyldes trolig et standarder generelt er konservative.

For å vurdere bruddkriteriene nærmere, er det nødvendig å være mer konsekvent i bruken av fasthetsverdiene. I tillegg til å gjennomføre flere tester for $f_{t,90}$ og f_v , bør de andre benyttede fasthetene i bruddformlene også kalkuleres fra egne forsøk.

Når det gjelder bruddkriteriet i henhold til SIA 265:2003, bør flere tester gjennomføres på prøvestykker med ulik form og størrelse, for diverse nivåer av ortogonale strekkspenninger.

Referanser

- Abendroth, R. E. og T. J. Wipf (1989). «Cyclic Behavior of Bolted Timber Joint». I: *Journal of Structural Engineering* 105.(10), s. 2496–2510.
- Aldi, P. og U. Kuhlmann (2010). «FATIGUE STRENGTH OF TIMBER-CONCRETE-COMPOSITE BRIDGES : DETERMINATION OF A SN-LINE FOR THE GROOVED CONNECTION AND THE " X-CONNECTOR "». I: *Proceedings of the 11th World Conference on Timber Engineering*. Trento, Italia.
- Almar-Næss, A. (2021). *utmatting (teknikk)*. Red. av SNL. URL: https://snl.no/utmatting_-_teknikk (sjekket 22.09.2021).
- Ando, K. mfl. (2005). «Torsional Fatigue Properties of Wood». I: *Journal of the Wood Society* 51.(2), s. 98–103. DOI: <https://doi.org/10.2488/jwrs.51.98>.
- AREA (1959). «Static and Repeated Load Strength of Bolted Timber Joints». I: *American Railway Engineering Association* 61.(551), s. 79–134.
- Astrup, T. mfl. (2006). «Size effect of glulam beams in tension perpendicular to grain». I: *Wood Sci Technol* 41, s. 361–372. DOI: <http://doi.org/10.1007/s00226-006-0113-6>.
- Azzi, V. D. og S. W. Tsai (1965). «Anisotropic strength of composites». I: *Experimental Mechanics* 5, s. 283–288. DOI: <https://doi.org/10.1007/BF02326292>.
- Bach, L. (1979). *Frequency-Dependent Fracture under Pulsating Loading*. 68. Universitet i Danmark.
- Barrett, J. D. (1974). «Effect of size on tension perpendicular to grain strength of douglas-fir». I: *Wood and fiber* 6.(2), s. 126–143. URL: <https://wfs.swst.org/index.php/wfs/article/view/1032> (sjekket 09.02.2022).
- Blaß, H.J. og C. Sandhaas, red. (2017). *Principles for design*. Scientific Publishing. DOI: <https://doi.org/10.5445/KSP/1000069616>.
- Bohannon, B. og K. Kanvik (1969). *Fatigue strength of finger joints*. 114. U.S.Department of Agriculture. URL: <https://www.fpl.fs.fed.us/documnts/fplrp/fplrp114.pdf> (sjekket 07.10.2021).
- Bond, I. P. og M. P. Ansell (1998). «Fatigue properties of jointed wood composites: Part 1 Statistical analysis, fatigue master curves and constant life diagrams». I: *Journal of materials science* 33, s. 2751–2762. DOI: <https://doi.org/10.1023/A:1017565215274>.
- Bonfield, P. W. og M. P. Ansell (1991). «Fatigue properties of wood in tension, compression and shear». I: *Journal of materials science* 26, s. 4765–4773. DOI: <https://doi.org/10.1007/BF00612416>.
- Borgström, E., red. (2016). *Volume 1: Structural aspects of timber construction*. 2. utg. Stockholm, Sverige: Swedish Wood. ISBN: 978-91-980304-8-8.
- Chen, Z., B. Gabbitas og D Hunt (2006). «The fracture of wood under torsional loading». I: *J Mater Sci* 41, s. 7247–7259. DOI: <https://doi.org/10.1007/s10853-006-0913-y>.

- Clerc, G. mfl. (2020). «Reaction kinetics investigation in relation to the influence of humidity on fatigue behavior of wood lap joints». I: *Holzforschung* 74.(9), s. 865–880. DOI: <https://doi.org/10.1515/hf-2019-0136>.
- Clorius, C. O. (2001). *Fatigue in Wood: An investigation in tension perpendicular to the grain*. Danmarks Tekniske Universitet. URL: <https://backend.orbit.dtu.dk/ws/portalfiles/portal/5424988/Odin.pdf>.
- Clorius, C. O. mfl. (2000). «Compressive fatigue in wood». I: *Wood Science and Technology* 34, s. 21–37. DOI: <https://doi.org/10.1007/s002260050005>.
- Crocetti, R. og A. Mårtensson (2016). «Design of structural timber elements in ultimate limit state (Chapter 3)». I: *Design of timber structures*. Red. av E. Borgström. 2. utg. Stockholm, Sverige: Swedish Wood, s. 69–108. ISBN: 978-91-980304-8-8.
- Edlund, B., B. S. Choo og P. Aune (2017). «Basic stresses (Chapter D1)». I: *Limtreboka*. Red. av H.J. Blaß og C. Sandhaas. Scientific Publishing, s. 161–176. DOI: <https://doi.org/10.5445/KSP/1000069616>.
- Faddoul, J. R. (1981). *Test Evaluation of a Laminated Wood Wind Turbine Blade Concept*. DOE/NASA/20320-30 NASA-TM-81719. NASA Lewis Research Center Cleveland, OH, United States.
- Faisal, A. (2021). *Defects in Timber : Defects types & Causes*. Red. av CivilToday. URL: https://civiltoday.com/civil-engineering-materials/timber/85-defects-in-timber-types-and-reasons#google_vignette (sjekket 06.10.2021).
- Fjellvåg, H. (2021). *Anisotropi*. Red. av SNL. URL: <https://snl.no/anisotropi> (sjekket 22.09.2021).
- Fridholm, M. (2021). *Properties of wood*. Red. av Swedish Wood. URL: <https://www.swedishwood.com/wood-facts/about-wood/from-log-to-plank/properties-of-softwood/> (sjekket 22.09.2021).
- Frøslie, K. F. (2022). *Korrelasjon*. Red. av SNL. URL: <https://snl.no/korrelasjon> (sjekket 21.03.2022).
- Gehri, E. og P. Haas (2009). *Zur Schubfestigkeit von Brettschichtholz: Bedeutung der Prüfkonfiguration*. Rüschlikon, Sveits.
- Gehri, E. og A. Mischler (1995). *Holztragwerke: Entwurfs- und Konstruktionsregeln*. 2. utg. Zürich, Sveits: Lignum, s. 1–23.
- Gerber, H. (1874). «Bestimmung der zulässigen spannungen in eisen-constructionen». I: *Zeitschrift des Bayerischen Architekten und Ingenieur-Vereins* 6, s. 101–110.
- Gong, M. og I. Smith (2003). «Effect of Waveform and Loading Sequence on Low-Cycle Compressive Fatigue Life of Spruce». I: *J. Mater. Civ. Eng* 15.(1), s. 93–99. DOI: [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(2003\)15:1\(93\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(2003)15:1(93)).
- (2004). «Effect of load type on failure mechanisms of spruce in compression parallel to grain». I: *Wood Sci Technol* 37, s. 435–445. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00226-003-0203-7>.
- Goodman, J. (1899). *Mechanics applied to engineering*. 1. utg. London, Longmans, Green & Co.

- Green, D., J. Winandy og D. Kretschmann (2010). «Mechanical Properties of Wood». I: *Wood Handbook, Wood as an Engineering Material*. Red. av R. J. Ross. Madison, Wisconsin, USA: Forest Products Laboratory, s. 100–145.
- Grosser, D., red. (1977). *Die Hölzer Mitteleuropas: Ein mikrophotographischer Lehratlas*. Berlin, Tyskland: Springer Verlag, s. 208. ISBN: 978-3642665776.
- Hancock, M. og I. P. Bond (1995). «The new generation of wood composite wind turbines rotor blades - design and verification». I: *Proc. of the 1995 Seventeenth British Wind Energy Association Wind Energy Conference* (19.–21. jul. 1995). Warwick, Storbritannia, s. 47–52.
- Hansen, L. P. (1991). «Experimental Investigation of Fatigue Properties of Laminated Wood Beams». I: *Proceedings of the 1991 International Timber Engineering Conference (Vol. 4)*. Aalborg Universitet, Danmark.
- Harris, B. (2003). *Fatigue in composites: Science and Technology of the Fatigue Response of Fibre-Reinforced Plastics*. 1. utg. Woodhead Publishing. ISBN: 978-1-85573-857-7.
- Hoffmeyer, P. (2017). «Wood anatomy (Chapter B1)». I: *Limtreboka*. Red. av H.J. Blaß og C. Sandhaas. Scientific Publishing, s. 21–35. DOI: <https://doi.org/10.5445/KSP/1000069616>.
- Hoffmeyer, P. og L. D. Andriamitantoa (2017). «Wood physics (Chapter B2)». I: *Limtreboka*. Red. av H.J. Blaß og C. Sandhaas. Scientific Publishing, s. 37–51. DOI: <https://doi.org/10.5445/KSP/1000069616>.
- Isaksen, M. B. (2021). «Fatigue Of Glued Laminated Timber». Masteroppgave. NTNU Trondheim.
- JCSS (2006). *JCSS PROBABILISTIC MODEL CODE, Part 3: RESISTANCE MODELS*. Standard.
- Jockwer, R. mfl. (2017). «Impact of knots on the fracture propagating along grain in timber beams». I: *International Wood Products Journal* 8, s. 39–44. DOI: <https://doi.org/10.1080/20426445.2016.1275093>.
- Johansen, K. (2021). «Kort- og langtids materialegenskaper til limtre av furu i skjær og trykk». Masteroppgave. NTNU Trondheim.
- Johansson, M. (2016). «Structural properties of sawn timber and engineered wood products (Chapter 2)». I: *Design of timber structures*. Red. av E. Borgström. 2. utg. Stockholm, Sverige: Swedish Wood, s. 26–66. ISBN: 978-91-980304-8-8.
- Kabanov, V., A. Masalov og J. Solianik (1998). «Normalisation of Exploitation Loading of Wood Composites for Building Structures». I: *Proc. of the World Conference on timber Engeneering* (17.–20. aug. 1998). Montreux, Sveits, s. 796–797.
- Kohara, M. og T. Okuyama (1992). «Mechanical Responses of Wood to Repeated Loading V: Effect of duration time and number of repetitions on the time to failure in bending». I: *Journal of the Japan Wood Research Society* 38.(1), s. 753–758.
- Kolios, A. J. og S. Proia (2012). «Evaluation of the Reliability Performance of Failure Criteria for Composite Structures». I: *World Journal of Mechanics* 2, s. 162–170. DOI: <https://doi.org/10.4236/wjm.2012.23019>.

- Kollmann, F. (1941). *Die Esche und ihr Holz*. 1. utg. Berlin: Springer-Verlag. ISBN: 978-3-642-90915-3.
- Kreuzinger, H. og B. Mohr (1973). *Holz und Holzverbindungen unter nicht vorwiegend ruhenden Einwirkungen*. T 2637. IRB-Verlag.
- Kuklik, P. (2008). «Wood Properties (Chapter 2)». I: *Handbook 1, Timber Structures*. 1. utg. European Commission, s. 15–27.
- Kvittingen, A. F. (2017). «Fatigue Strength of Glued-Laminated Timber Loaded in Shear Along Grain and Withdrawal of Threaded Rods». Masteroppgave. NTNU Trondheim.
- Kyanka, G. H. (1980). «Fatigue properties of wood and wood composites». I: *International Journal of Fracture* 16.(6). DOI: <https://doi.org/10.1007/BF02265220>.
- Lewis, W. C. (1951). «Fatigue of Wood and Glued Joints Used in Laminated Construction». I: *Proc. US Forest Prod. Res.* 5, s. 221–229.
- Malo, K. A. (2020). *Quantification of energy dissipation in timber joints for low-level cyclic loading or small vibrations*. NTNU Trondheim.
- Malo, K. A., A. Holmestad og P.K. Larsen (2006). «Fatigue strength of dowel joints in timber structures». I: *9th World Conference on Timber Engineering*. Norge.
- Malo, K. A., F. M. Massaro og H. Stamatopoulos (2022). «Exploring fatigue rules for timber structures in Eurocode 5». I: *4th International Conference on Timber Bridges* (9.–12. mai 2022). Biel/Bienne, Sveits, s. 1–13.
- Marsoem, S.N., P. A. Bordonne og T. Okuyoma (1987). «Mechanical responses of Wood to Repeated Loading II.» I: *Journal of the Japan Wood Research Society* 33.(5), s. 354–360.
- Massaro, F. M. (2021). «Failure Criteria». I: *TKT4212 Timber Structures 2*. URL: <https://ntnu.blackboard.com> (sjekket 21.03.2022).
- Mendes, M.S. mfl. (2019). «Influence of timber grain distribution on orientation of saw cuts during application: Reference to heritage structures in Sri Lanka». I: *Case Studies in Construction Materials* 11. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.cscm.2019.e00237>.
- Middleton, B. (2021). *Hardwood vs Softwood: What's the difference?* Red. av Laver. URL: <https://www.laver.co.uk/blog/hardwood-vs-softwood-whats-the-difference/> (sjekket 22.09.2021).
- Mistler, H. L. (1979). *Die Tragfähigkeit des am Endauflager unten rechtwinklig ausgeklinkten Brettschichtträgers*. Teknische universitet i Karlsruhe, Tyskland.
- Mohr, B. (2001). *Zur Interaktion der Einflüsse aus Dauerstands- und Ermüdungsbeanspruchung im Ingenieurholzbau*. Teknisk Universitet München.
- Möhler, K. og G. Maier (1973). *Untersuchungen über das Dauerschwingverhalten von Holzverbindungen*. Karlsruhe TH, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Abt. Ingenieurholzbau: EGH München.

- Nafa, Z. og M. Araar (2003). «Applied data for modeling the behavior in cyclic torsion of beams in glued-laminated wood: influence of amplitude». I: *J Wood Sci* 49, s. 36–41. DOI: <https://doi.org/10.1007/s100860300006>.
- Niebuhr, P. og M. Sieder (2020). «High-Cycle Fatigue Behavior of a Self-tapping Timber Screw Under Axial Tensile Loading». I: *Journal of Failure Analysis and Prevention* 20.(2), s. 580–589. DOI: [10.1007/s11668-020-00863-4](https://doi.org/10.1007/s11668-020-00863-4).
- Nygaard, K. T. (2020). «Fatigue in Timber: A State of the Art Review, Modeling Investigations, and Fatigue Tests of Glued Laminated Timber in Shear». Masteroppgave. NTNU.
- Ostapska, K. (2019). «Shear fatigue of Norway spruce». Masteroppgave. NTNU Trondheim.
- Ota, M. og Y. Tsubota (1967). I: *Journal of the Japan Wood Research Society* 13.
- Pedersen, M. U. mfl. (2003). «A simple size effect model for tension perpendicular to the grain». I: *Wood Sci Technol* 37, s. 125–140. DOI: <http://doi.org/10.1007/s00226-003-0168-6>.
- Sandstad, J. (2021). *Hysterese*. Red. av SNL. URL: <https://snl.no/hysterese> (sjekket 07.10.2021).
- Sasaki, Y., A. Oya og M. Yamasaki (2014). «Energetic investigation of the fatigue of wood». I: *Holzforschung* 68.(7), s. 843–848. DOI: <https://doi.org/10.1515/hf-2013-0147>.
- Sasaki, Y. og M. Yamasaki (2004). «Effect of pulsating tension-torsion combined loading on fatigue behavior in wood». I: *Holzforschung* 58.(6), s. 666–672. DOI: <https://doi.org/10.1515/HF.2004.121>.
- Sasaki, Y., M. Yamasaki og T. Sugimoto (2005). «FATIGUE DAMAGE IN WOOD UNDER PULSATING MULTIAXIAL-COMBINED LOADING». I: *Wood and Fiber Science* 37.(2), s. 232–241.
- Schijve, J. (2009). *Fatigue of Structures and Materials*. 2. utg. Springer. ISBN: 978-1-4020-6807-2.
- Serano, E. (2015). «Limtreboka som konstruksjonsmateriale (Kapittel 1)». I: *Limtreboka*. Red. av K. Bell. Norske Limtreprodusenters Forening, s. 2–24. ISBN: 978-82-7129-324-6.
- SIA (2003). *Swiss Standard SN 505 265 (SIA 265): Timber Structures*. Standard.
- Sieder, M. og P. Niebuhr (2018). «Fatigue behaviour of CLT under in-plane shear loading». I: *Properties, Testing and Design of Cross Laminated Timber*. Red. av R. Brandner mfl. Aachen, Tyskland: Shaker Verlag, s. 107–120. ISBN: 978-3-8440-6143-7.
- Sprengler, R. (1982). *Festigkeitsverhalten von Brettschichtholz unter zweiachsiger Beanspruchung, Teil 1: Ermittlung des Festigkeitsverhaltens von Brettelementen aus Fichte durch Versuche*. 96. Tekniske universitet i München, Tyskland.
- Stamatopoulos, H. og K. A. Malo (2017). «Fatigue strength of axially loaded threaded rods embedded in glulam at 45° to the grain». I: *Conference proceedings, ICTB 2017, 3rd International Conference on Timber Bridges* (17.–20. aug. 1998).
- Standard-Norge (1991). *Norsk Standard NS-ISO 6891: Trekonstruksjoner Mekaniske forbindelsesmidler Generelle prinsipper for bestemmelse av styrke og deformasjonsegenskaper*. Standard.

- Standard-Norge (2002). *Fuktinnhold i et virkestykke av skurlast; Del 1: Bestemmelse ved tørkemetode*. Standard.
- (2010a). *NS-EN 1995-1-1:2004+A1:2008+NA:2010 Eurokode 5: Prosjektering av trekonstruksjoner - Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger*. Standard.
- (2010b). *NS-EN 1995-2:2004+NA:2010 Eurokode 5: Prosjektering av trekonstruksjoner - Del 2: Bruer*. Standard.
- (2013). *Norsk Standard NS-EN 14080:2013+NA:2016: Trekonstruksjoner Limtre og limt laminert heltre, Krav*. Standard.
- (2016). *NS-EN 14358: Trekonstruksjoner - Beregning og verifisering av karakteristiske verdier*. Standard.
- Steiger, R. og E. Gehri (2011). «Interaction of shear stresses and stresses perpendicular to the grain». I: *INTERNATIONAL COUNCIL FOR RESEARCH AND INNOVATION IN BUILDING AND CONSTRUCTION: WORKING COMMISSION W18 - TIMBER STRUCTURES* (1.–31. aug. 2011), s. 1–13.
- Structural-Timber-Association (2014). «Glued laminated timber structures». I: URL: <https://www.structuraltimber.co.uk/assets/InformationCentre/eb8.pdf> (sjekket 24.09.2021).
- Sugimoto, T. og Y. Sasaki (2006). «Effect of loading frequency on fatigue life and dissipated energy of structural plywood under panel shear load». I: *Wood Sci Technol* 40, s. 501–515. DOI: <https://doi.org/10.1007/s00226-006-0080-y>.
- Sugimoto, T., Y. Sasaki og M. Yamasaki (2007). «Fatigue of structural plywood under cyclic shear through thickness I: fatigue process and failure criterion based on strain energy». I: *J Wood Sci* 53, s. 296–302. DOI: <https://doi.org/10.1007/s10086-006-0864-6>.
- Sugimoto, T., M. Yamasaki og Y. Sasaki (2006). «FATIGUE AND HYSTERESIS EFFECTS IN WOOD-BASED PANELS UNDER CYCLIC SHEAR LOAD THROUGH THICKNESS». I: *Wood and Fiber Science* 38.(2), s. 215–228.
- TreFokus (2021). *Hvorfor er tre et miljøvennlig byggemateriale?* URL: <http://www.trefokus.no/treveilederen/temaer/miljo-og-berekraft/hvorfor-er-tre-et-miljovennlig-byggemateriale-> (sjekket 22.09.2021).
- Tsai, K. T. og M. P. Ansell (1990). «The fatigue properties of wood in flexure». I: *Journal of Materials Science* 25, s. 865–878. DOI: <https://doi.org/10.1007/BF03372174>.
- Tsai, S. W. og E. M. Wu (1971). «A General Theory of Strength for Anisotropic Materials». I: *J. COMPOSITE MATERIALS* 5, s. 58–80. DOI: <https://doi.org/10.1177/002199837100500106>.
- Woltmann, Ando (2018). «Tidenes vekst for trebyggeri». I: URL: <https://www.arkitektnytt.no/nyheter/tidenes-vekst-for-trebyggeri> (sjekket 05.11.2021).
- Yeoh, D., M. Fragiaco og D. Carradine (2013). «Fatigue behaviour of timber–concrete composite connections and floor beams». I: *Engineering Structures* 56, s. 2240–2248. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.08.042>.

Zahreddine, N. og C. Myriam (2008). «Endommagement du bois lamellé-collé soumis à un chargement de torsion cyclique». I: *European Journal of Environmental and Civil Engineering* 12.(9-10), s. 1123–1135. DOI: <https://doi.org/10.1080/19648189.2008.9693070>.

Aasheim, E. (1997). «Cyclic Testing of Joints with Dowels and Slotted-in Steel Plates». I: *Proc. of the 30th CIB-W18 Conference* (1.–31. aug. 1997). Vancouver, Canada, s. 1–11.

Vedleggsliste

Vedleggene kommer i følgende rekkefølge:

- Vedlegg 1 - Prosedyre for utmattingstesting i M5 Instron 1325
- Vedlegg 2 - Kalibreringsrapport M5 Instron 1325
- Vedlegg 3 - Python-kode 1
Regresjonskurve, karakteristisk kurve og kurve for k_{fat} .
- Vedlegg 4 - Python-kode 2
Residualplott.
- Vedlegg 5 - Python-kode 3
Regresjonskurve og residualplott for lav- og høysyklus utmatting.
- Vedlegg 6 - Python-kode 4
Regresjonskurve og karakteristisk kurve med Mohrs spredningsmodell.
- Vedlegg 7 - Python-kode 5
Kraft-forskyvningsplott med tilhørende diagrammer.
- Vedlegg 8 - Testresultater fra utmattingstesting av furu (GL30h) ved $R = -1$
- Vedlegg 9 - Testresultater fra utmattingstesting av furu (GL30h) ved $R = 0.1$
- Vedlegg 10 - Testdata for total endring i elastisk stivhet
- Vedlegg 11 - Testdata for lineær fase av utmattingsforløpet
Elastisk stivhet og spredningsenergi for prøvestykkene av furu (GL30h), som ble testet ved $R = -1$.
- Vedlegg 12 - Testdata for hele utmattingsforløpet
Elastisk stivhet, spredningsenergi og dempningsrate for prøvestykkene av furu (GL30h), som ble testet ved $R = -1$.
- Vedlegg 13 - Diagrammer tilhørende kraft-forskyvningsplott
Diagrammer for elastisk stivhet og spredningsenergi, i tillegg til flere kraft-forskyvningsplott. Diagrammene er plottet for utmattingstestene av furu (GL30h) ved $R = -1$.
- Vedlegg 14 - Forskyvninger i strekk og trykk
Diagrammer som plottet strekk- og trykkforskyvninger mot antall lastsykler, NOC. Diagrammene er plottet for utmattingstestene av furu (GL30h) ved $R = -1$.
- Vedlegg 15 - Beregning av fuktighet og densitet ved statisk biaksial spenning
- Vedlegg 16 - Bilder av prøvestykkene etter brudd ved $R = -1$
- Vedlegg 17 - Bilder av prøvestykkene etter brudd ved $R = 0.1$
- Vedlegg 18 - Bilder av prøvestykkene etter brudd ved statisk ortogonal strekk
- Vedlegg 19 - Bilder av prøvestykkene etter brudd ved statisk biaksial spenning

Vedlegg 1

Prosedyre for utmattingstesting i M5 Instron 1325

KM004 Prosedyre for utmattingstesting av tre i testmaskin M5 Instron 1325

1. RAMMEN FOR PROSEDYRE

1.1 FORMÅL

Formålet med denne prosedyren er å bruke M5 Instron 1325 til å montere, kjøre og demontere forsøk av treprøvestykker i utmatting under vekslende last og med treet klemt fast mellom bakkene.

1.2 OMFANG

Prosedyren gjelder for prosjekt- eller masterstudenter e.l. som skal drive med forsøksarbeid over lengre tid. Studenten har ansvaret for å følge prosedyren og tilkalle hjelp om noe er uklart eller noe uforutsett skulle skje. Soneansvarlig har det overordnede ansvaret og er ansvarlig for at studenten har fått tilstrekkelig opplæring. Denne prosedyren gjelder spesifikt for utmattingstester på tre med geometrien angitt i figur 1.

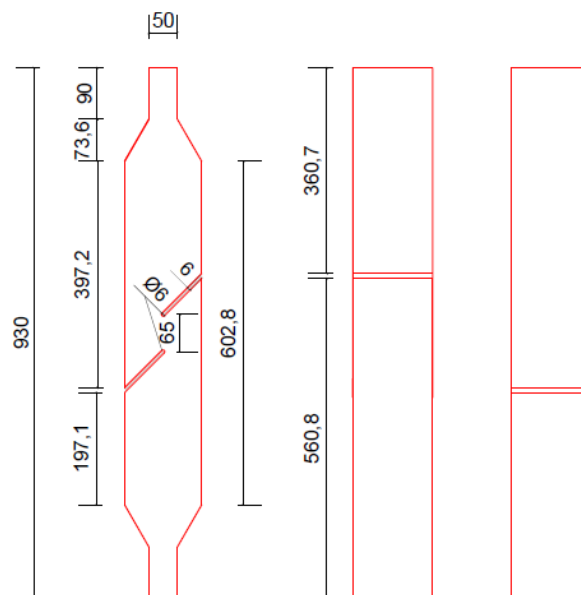


Figure 1: Mål og geometri på treprøvestykke

1.3 DEFINISJONER

Clamps – Maskindelene som klemmer prøvestykket fast.

Load protect – Beskytter prøvestykket slik at det er belastet med maks 1 kN

Konsoll – Kontrollerer maskinen

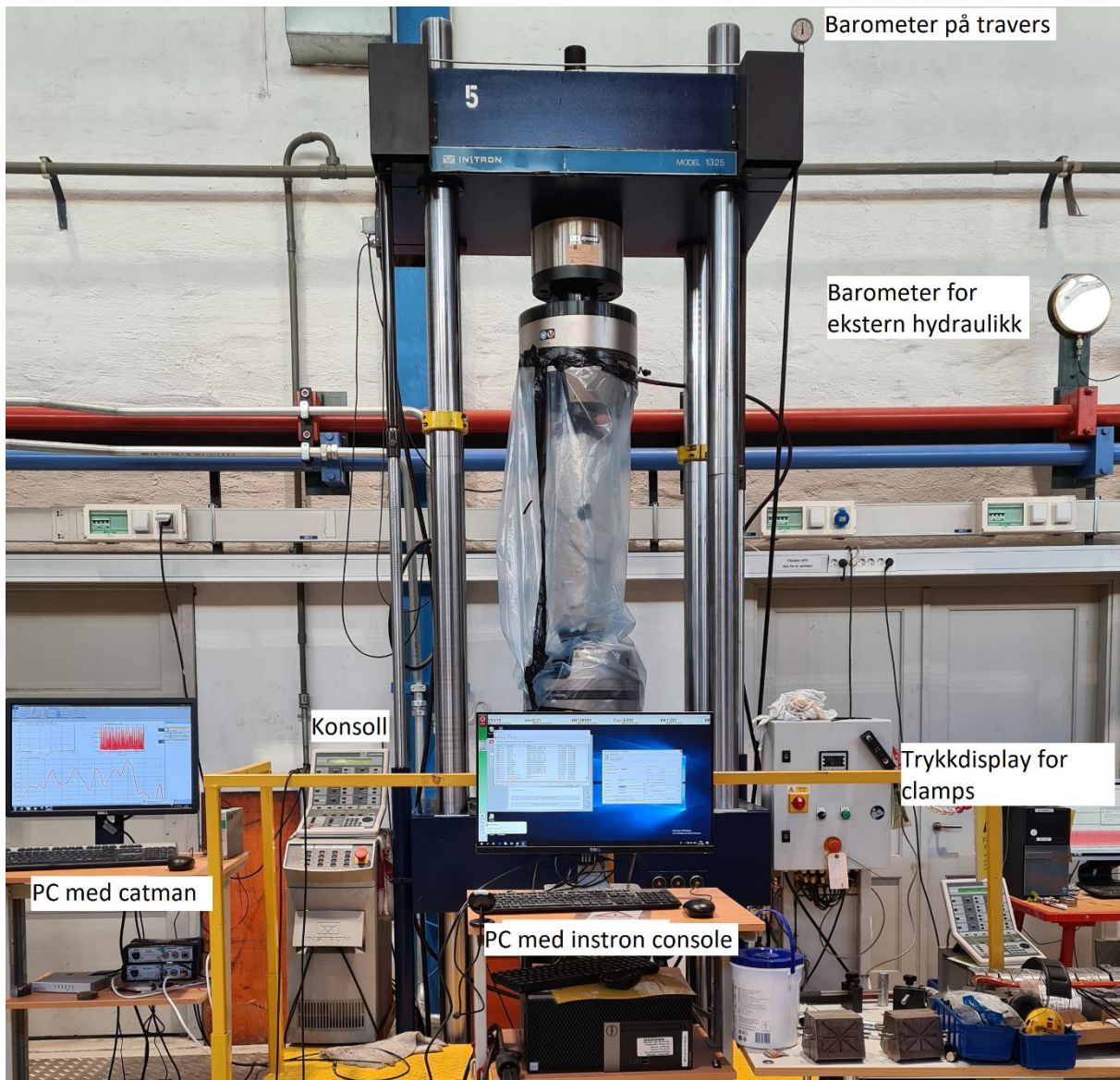
Catman – Programvare som loggfører data fra testen

Load Control – Maskinen opererer etter angitt last

Displacement control – Maskinen opererer etter angitt posisjon

Envelope time – Gradvis start

Runout – Når maskinen overstiger et bestemt antall syklar og stopper



Figur 2 Oversiktsbilde over de ulike delene av oppsettet

2 Prosedyre

2.1 BESKRIVELSE AV GJENNOMFØRING

På forhånd er det produsert prøvestykker av tre slik som illustrert på figur 1. Både på treprøvestykker og clamps er senterlinjen markert. Dette er for at prøvestykket skal være plassert så sentrisk som mulig i maskinen ved å la merkingene sammenfalle.

Forberedelser før montering

Det må aldri være noe i maskinen når den skrur på da den kan oppføre seg ukontrollert.

Oljetrykket på barometeret på traversen må være på samme nivå som måleren på veggen, se figur 2. For å få disse på samme nivå må man først sørge for at oljetrykket er på, dvs. at den står på high på konsollen, se figur 3. Deretter skrur man på «brake» ut til oljetrykket på barometeret blir det samme som på veggen, for så å stramme den til igjen, se figur 4. Oljen i maskinen lekker, så dette må gjøres jevnlig.



Figur 3 Oljetrykk



Figur 4 Skruer mot klokken på "BRAKE" for å åpne og med klokken for å stenge

Loggføringen på konsollen må også tilbakestilles, se figur 5.

1. Skru av remote kontroll.
2. Trykk «counter/timer»
3. Trykk «Reset»
4. Trykk på de 3 nærmeste knappene, og sørg for at disse ikke henger seg opp.
5. Trykk på «Return»
6. Avslutt med å trykke på «Set point».



Figur 5: Framgangsmåte for å tilbakestille konsollen

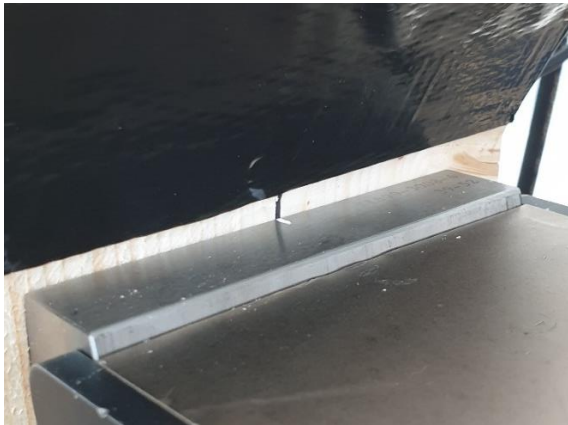
Sjekk om last er ca. 0 kN. Hvis den er mer enn 0.1-0.2 kN så må maskinen kalibreres.

Montering:

1. Sjekk at maskinen står i displacement control.
2. Skru på «load protect», se figur 8. Dette begrenser lasten til 1 kN.
3. Trykk på «set point». Tilpass lysåpning med hjulet.
4. Sett inn prøvestykket.
5. På «trykkdisplay for clamps» (se figur 2) må man skru av «recharge» for å tilpasse trykket fra clampsene manuelt. Trykk «settings» --> Trykk på «enter», tast inn koden «1234» og sett recharge til «off». Trykk «prev» for å gå tilbake og trykk på «system» for å følge med på trykket til clampsene.
6. Person 1 passer på at prøvestykket står riktig mellom clampsene i den øverste innfestningen. Det skal være 0,5-1,0 cm vertikal avstand mellom toppen av prøvestykket og maskinen. Senterlinjen på clampsene og treet må sammenfalle, se figur 6. Person 2 strammer til med kontrolleren til trykkmåleren viser rundt 10 bar. Det må etterstrammes et par ganger, da

treet vil gi etter når det trykkbelastes slik at trykket synker. Trykkdisplayet er avbildet i figur 7.

- Person 1 sveiver ned lysåpningen vha. det svarte hjulet på konsollen til det er ca. 1 cm klaring under prøvestykket.
- Person 2 setter på trykk på den nederste innfestningen med kontrolleren til det er oppnådd rundt 10 Bar.
- Setter «Recharge» til «on» så fort som mulig
- Taping av plast, montering av eventuelle instrumenter.



Figur 6: Senterlinjen til prøvestykket og clamps må sammenfalle



Figur 7: Display med trykkmåling



Figur 8: Load protect

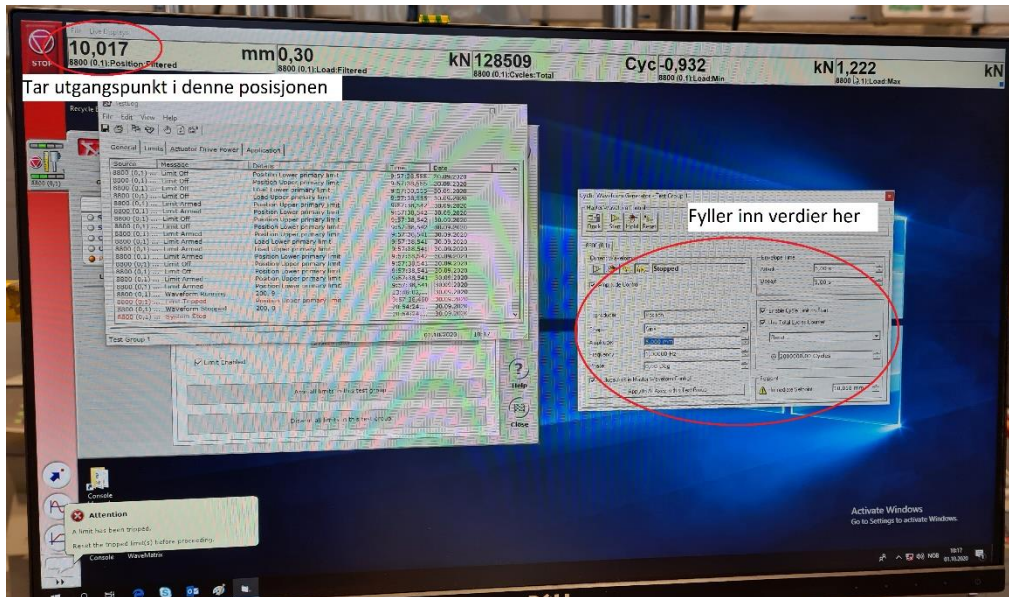
Testkjøring:

PC med Catman:

- Gå inn på «daq channels» -> «live update»
 - Sjekk at posisjon og kraft stemmer overens med konsoll
- Gå inn på «daq jobs» -> kopier det som står etter «test»
- Trykk på det lille mappesymbolet til høyre for feltet «test» -> lag ny testmappe
 - Lim inn det man kopierte som filnavn og lagre
- Redigere file comment: skriv inn detaljer som testkraft, testnavn osv.
- Start logging og sett fullscreen

PC med Instron console:

- Bytt til computer control
- Sett på «load protect».
- Sett grenser på last og posisjon.
 - Posisjon: +- 3mm. Må ta utgangspunkt i posisjonen som står på skjermen, se figur 8.
 - Last: +- 10% høyere av maks/min last
- Skru av load protect
- Gå inn på load control og trykk «immediate transfer».
- «Immediate setpoint» settes til 0 kN
- Skru på amplitude control.
- Sett inn amplitude load (testkraften under forsøket), angi frekvens (Hz) og maks antall syklere (runout). «Envelope time» settes til 5 sekunder.
- Trykk start.



Figur 9: Bilde av PC med instron console

Om noe uforutsett skulle skje, så eksisterer det en rød knapp for nødstop. Denne vil stoppe maskinen og oljetrykket til maskinen slår seg av. Sylinderen vil da sige nedover. Knappen finner man enten øverst i venstre hjørne på instron console (se figur 9), eller fysisk på konsollet nede til høyre (se figur 2). Catman vil ikke bli påvirket.

Demontering:

1. Avslutt logging
2. Hvis det stanset på runout så er ikke grenser brutt og det må det byttes til displacement control manuelt.
3. Trykk «Clear system stop»
4. Trykk «Disarm all limits in this test group»
5. Skru på load protect
6. Åpne clamps

3 UTSTYR

M5 Instron 1325 (hydraulisk trykkmaskin til materialtesting) med tilhørende loggeprogram (Catman) som teller antall sykler.

4 Risiko

Uønskede hendelser: Klemskade fra prøvestykke og/eller maskin, maskin kommer ut av kontroll, personskaade pga sprut. For mer detaljer, se risikovurdering ID 40073.

Påkrevd verneutstyr er vernesko og vernebriller.

Kreves opplæring av soneansvarlig på maskinen.

Vedlegg 2

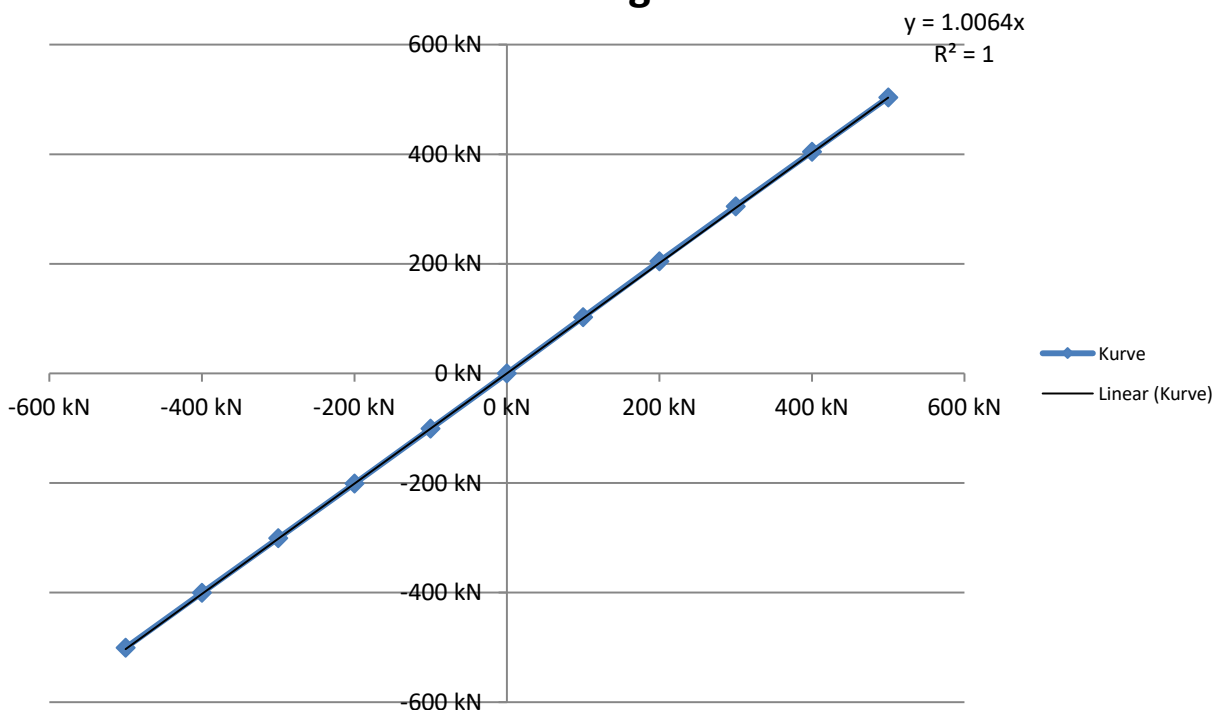
Kalibreringsrapport M5 Instron 1325

Kalibrerings skjema Lastceller

Maskin-/NKT-NR	M5	Linear faktor:	1.006435
Modell	Instron	Intersect:	0
F. nr.			
Type	500kN		
Følsomhet(mV/V)	2 mV/V		
Måleforsterker			
Kalibrator	NKT-102		
Sporbarhet	Teo Teknikk		
Akkreditert			
Kalibreringsdato	10/09/2018		
Neste kalibrering	10/09/2020		

Instron	Kal.celle	Kal.celle	Gj.snitt	Linear
-500	-500.750	-500.750	-500.75	-503.218
-400	-400.300	-400.790	-400.545	-402.574
-300	-300.150	-301.100	-300.625	-301.931
-200	-200.350	-201.350	-200.85	-201.287
-100	-101.000	-101.000	-101	-100.644
0	0.000	0.000	0.000	0
100	102.100	102.800	102.45	100.6435
200	203.880	204.500	204.19	201.287
300	304.500	304.900	304.7	301.9305
400	404.500	404.500	404.5	402.574
500	503.470	503.470	503.47	503.2175

Kalibreringskurve



TEST REPORT

Machine Number: M05

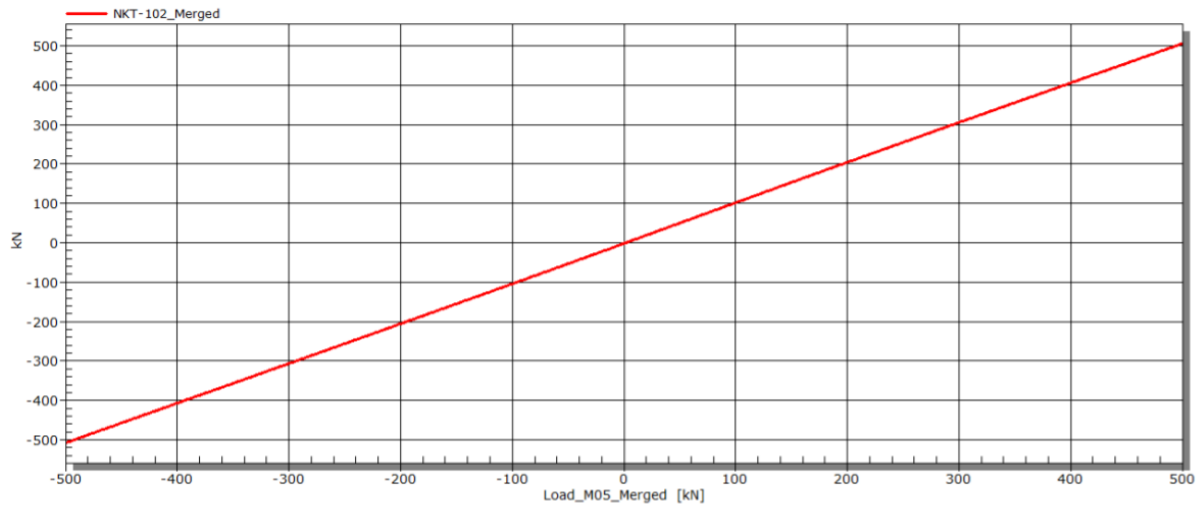
Load Cell: Instron Dynacell 2527-125

Control Cell: NKT-102

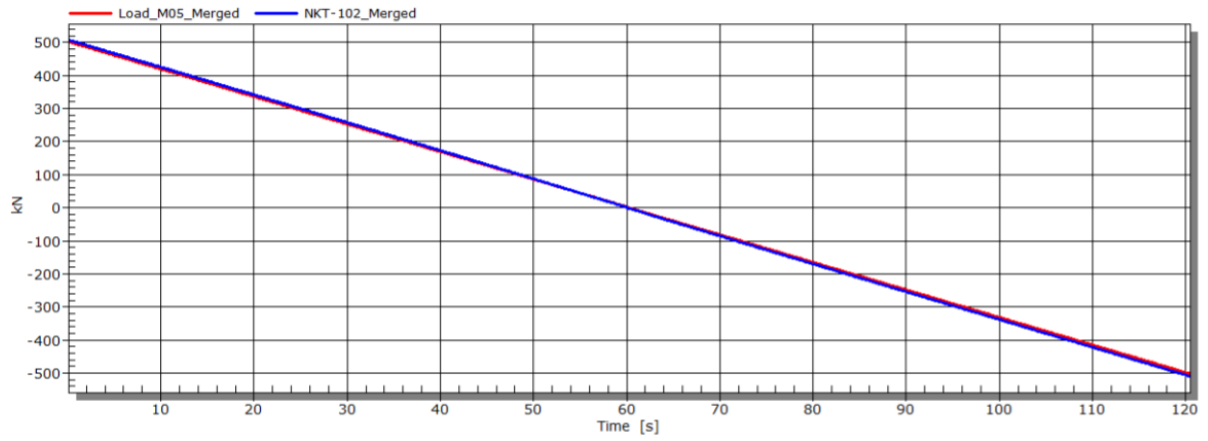
Electric data Calibration Cell: 2 mV/V = 981 kN

Test Type: Compression/Tension

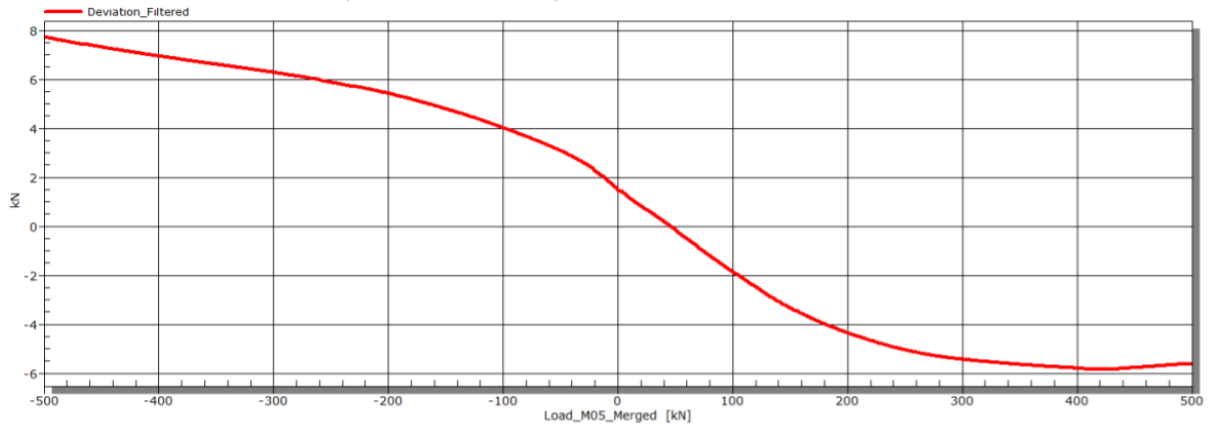
Load Cell vs Calibration Cell



Load Cell & Calibration Cell

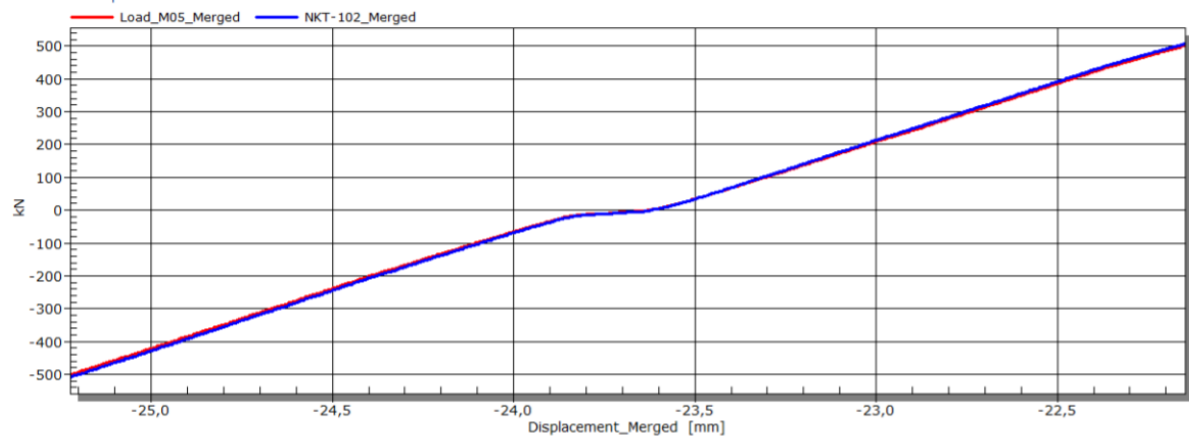


Deviation Load Cell & Calibration Cell(Load cell – Control cell)



Deviation in % of Max load: $\frac{7,804\text{kN}}{500\text{kN}} \times 100 = 1,56\%$

Load vs Displacement



Vedlegg 3

Python-kode 1

Python-kode 1 brukes til å plote lineær regresjonskurve, karakteristisk kurve og kurve for k_{fat} .

PYTHON KODE 1

```
...)\Prosjektoppgave_Tre (S-N-kurve_til_bruk)\Nummer 11.py 1
1 import numpy as np
2 import matplotlib.pyplot as plt
3 import pandas as pd
4 from scipy.stats import linregress
5 from scipy.optimize import curve_fit
6 import functools
7 from math import sqrt
8 from sympy import symbols, solve
9
10 #1) Martin sine resultater (S-N-kurve pluss karakteristisk kurve)
11 start = 0
12 slutt = 44
13 data = pd.read_excel(r'C:\Users\sandb\OneDrive - NTNU\Documents
    \Prosjektoppgave Tre\Test_for_kode.xlsx', sheet_name = 'Ark1') #Data sett
    fra målinger.
14 print(data)
15
16 Y2 = data.iloc[start:slutt, 10].values # 2 viser til hvilken kolonne i
    excelarket som det gjelder. -2 tar fra rad nummer 3.
17 X2 = data.iloc[start:slutt, 9].values # 1 viser til hvilken kolonne i
    excelarket som det gjelder. -1 tar fra rad nummer 2.
18 X2 = np.array(X2)
19 Y2 = np.array(Y2)
20 print(Y2)
21 X2 = X2.astype(float)
22 Y2 = Y2.astype(float)
23 print(Y2)
24
25 print(X2, Y2) #Printer ut to rader med X og Y verdier for videre
    beregninger.
26
27 print('len y =', len(Y2))
28 Char_val2 = (6.5*len(Y2)+6)/(3.7*len(Y2)-3)
29 print('k_s(n) furu syklisk =', Char_val2)
30
31
32 lin = linregress((X2, Y2)) #lingress er en innebygd funksjon, som ble
    importert inn helt i starten. Søk opp lingress() in Python for mer
    informasjon.
33 A = lin[0] #Stigningstall
34 B = lin[1] #Krysser y-aksen
35 R = lin[2]**2 # rvalue (R^2 verdien hentes ut her. Det tredje leddet i den
    innebygde funksjonen linregress.)
36 A_inv = lin[0]**-1
37 B_inv = lin[1]*(-lin[0])**-1
38
39
40
41 print('A=',A_inv, 'B=',B_inv, 'R2=',R)
42 y_mean = sum(Y2)/float(len(Y2))
43 SStot = sum( [(x - y_mean)**2 for x in Y2])
44 SSres = sum( [(y - (A*x + B))**2 for x, y in zip(X2, Y2) ])
45 R2 = 1 - SSres/SStot
```



```

46
47 N = -B_inv/A_inv
48 print('N = ',N)
49 N_halvsykel = 0.251189
50 Static_strength = A_inv*np.log10(N_halvsykel)+B_inv
51
52 print('static strength = ', Static_strength)
53
54
55 s = ((len(Y2) - 2)) ** (-1) * SSres
56 std = sqrt(s) #Standardavviket tilhørende karakteristisk kurve, som plottes ↗
    inn nedenfor.
57
58 print('s =', std)
59 print('s*char_val =', std*Char_val2)
60 Coefficient_of_variation_Y = y_mean/s
61 if Coefficient_of_variation_Y < 0.05:
62     print('CV er mindre enn 0.05')
63 else:
64     print('CV_Y =',Coefficient_of_variation_Y)
65
66
67 xax = np.linspace(-1, 11) #-1,11 (Hvor langt kurvene skal gå langs aksene)
68
69
70 plt.plot(Y2, X2, 'b.', label = 'Målinger') #De ulike målingspunktene. Her er ↗
    koordinatene lagt inn rett her.
71 plt.plot(7,0.16,'+',color='black', label = 'Gikk ikke til brudd') #Prøver ↗
    som ikke gikk til brudd.
72 plt.plot(lin[0]*xax + lin[1], xax, color='red',label = 'Regresjonskurve') ↗
    #Regresjonskurven
73 plt.plot(lin[0]*xax + lin[1]-Char_val2*std,xax, color='green',label = ↗
    'Karakteristisk kurve') #1.644854 Karakteristisk kurve, her benyttes ↗
    Char_val2
74 plt.plot(-0.6,1,'bx',label = r'$f_{u}$ furu') # Bruddspenningen til furu.
75 plt.ylim((0, 1.1)) #0, 1.1 # 0, 1.3 # Her er limit for S-N diagrammet satt
76 plt.xlim((-1, 8)) # Her er også grensen langs x-aksene satt.
77 plt.xlabel('Antall logaritmiske sykler (Log N)')
78 plt.ylabel('Normalisert spenning ($f_{a}/f_{u}$)')
79 plt.title('Furu: \n S-N kurve basert på utmattingstest')
80
81 #k_fat legges til
82 a = 6.7 #8.2 # org 6.7
83 b = 1.3
84 beta = 1 #0.37 # org 1
85 t = 100
86 R = -1
87 beta_3 = 3
88
89 N = np.linspace(0,1, 10000)
90 N_1 = np.linspace(1,50000000)
91 k_fat = 1 - (1-R)/(a*(b-R))*np.log10(beta*N[1:-1]*t)
92 k_fat_1 = 1 - (1-R)/(a*(b-R))*np.log10(beta*N_1*t)

```

Vedlegg 4

Python-kode 2

Python-kode 2 brukes til å plote residualplott for målepunktene og de lineære regresjonskurvene.

PYTHON KODE 2

```
...k)\Prosjektoppgave_Tre (S-N-kurve_til_bruk)\Nnummer 7.py 1
1 import numpy as np
2 import matplotlib.pyplot as plt
3 import pandas as pd
4 from scipy.stats import linregress
5 from scipy.optimize import curve_fit
6 import functools
7 from math import sqrt
8 from sympy import symbols, solve
9
10 data = pd.read_excel(r'C:\Users\sandb\OneDrive - NTNU\Documents
    \Prosjektoppgave Tre\Test_for_kode.xlsx', sheet_name = 'Ark1') #Data sett
    fra målinger.
11 print(data)
12
13 Y2 = data.iloc[0:44, 10].values
14 X2 = data.iloc[0:44, 9].values
15 X2 = np.array(X2)
16 Y2 = np.array(Y2)
17 print(Y2)
18 X2 = X2.astype(float)
19 Y2 = Y2.astype(float)
20
21 lin = linregress((X2, Y2)) #lingress er en innebygd funksjon, som ble
    importert inn helt i starten. Søk opp lingress() in Python for mer
    informasjon.
22 A = lin[0]
23 B = lin[1]
24 R = lin[2]**2 #R^2 verdien hentes ut her. Det tredje leddet i den innebygde
    funksjonen linregress.
25
26 res = [(y - (A*x + B)) for x, y in zip(X2, Y2)]
27 print(res)
28 plt.plot(X2,res,'b.', label = 'Avvik')
29 plt.plot([0,7],[0,0])
30 plt.xlim(0,0.7)
31 plt.xlabel('Normalisert spenning ($f_{a}$/$f_{u}$)')
32 plt.ylabel('Avvik')
33 plt.title('Furu: \n Avviksplott')
34 plt.legend() #Plotter alt til nå av det som skal plottes ovenfor (Residual -
    plottet).
35 plt.show() #Plotter alt til nå av det som skal plottes ovenfor (Residual -
    plottet).
36 #####
```

Vedlegg 5

Python-kode 3

Python-kode 3 brukes til å plote lineær regresjonskurve og residualplott for lav- og høysyklus utmatting.

PYTHON KODE 3

...ource\repos\Prosjektoppgave\Prosjektoppgave\Nummer 8.py

1

```
import numpy as np
import matplotlib.pyplot as plt # To visualize
import pandas as pd # To read data
from scipy.stats import linregress
from scipy.optimize import curve_fit
import functools
from math import sqrt
from sympy import symbols, solve

data = pd.read_excel(r'C:\Users\Olav\Documents\Skule\9. semester\Prosjektoppgave \MartinsVerdier.xlsx', sheet_name = 'Ark1') #Data sett fra målinger.
print(data)

Y2 = data.iloc[:, 10].values # 2 viser til hvilken kolonne i excelarket som det
gjelder.
X2 = data.iloc[:, 9].values # 1 viser til hvilken kolonne i excelarket som det
gjelder.
X2 = np.array(X2)
Y2 = np.array(Y2)

print('len y =', len(Y2))
Char_val2 = (6.5*len(Y2)+6)/(3.7*len(Y2) -3)
print('k_s(n) furu sykklisk =',Char_val2)

y1 = []
x1 = []
yh = []
xh = []

for i in range(0,len(Y2)-1):
    if Y2[i]<4:
        y1.append(Y2[i])
        x1.append(X2[i])
    else:
        yh.append(Y2[i])
        xh.append(X2[i])

y1 = np.array(y1)
x1 = np.array(x1)
yh = np.array(yh)
xh = np.array(xh)

lin = linregress((x1, y1)) #lingress er en innebygd funksjon, som ble importert
inn helt i starten. Søk opp lingress() i Python for mer informasjon.
A1 = lin[0] #Slope
B1 = lin[1] #Intercept
R1 = lin[2]**2 #R^2 verdien hentes ut her.

lin1 = linregress((xh, yh)) #lingress er en innebygd funksjon, som ble importert
inn helt i starten. Søk opp lingress() i Python for mer informasjon.
Ah = lin1[0] #Slope
Bh = lin1[1] #Intercept
```

```
Rh = lin1[2]**2 #R^2 verdien hentes ut her
```

```
xax = np.linspace(-1, 11) #-1,11 (Hvor langt kurvene skal gå langs aksene)
```

```
plt.plot(y1, x1, 'b.',color='red', label = 'Målinger for log(N) < 4')
plt.plot(yh, xh, 'b.', color='blue', label = 'Målinger for log(N) > 4')
# plt.plot(7,0.16,'+',color='black', label = 'Gikk ikke til brudd') #Prøver som
ikke gikk til brudd.
plt.plot(lin[0]*xax + lin[1], xax, color='red',label = 'Regresjonskurve for log
(N) < 4') #Regresjonskurven
plt.plot(lin1[0]*xax + lin1[1], xax, color='blue',label = 'Regresjonskurve for
log(N) > 4')
```

```
plt.plot(-0.6,1,'bx',label = r'$f_{u}$ furu') # Bruddspenningen til furu
plt.ylim((0, 1.1)) #0, 1.1 # 0, 1.3 # Her er limit for S-N diagrammet satt
plt.xlim((-1, 8)) # Her er også grensen langs x-aksene satt.
plt.xlabel('Antall lastsykler i logaritmisk skala (Log N)')
plt.ylabel(r'Normalisert spenning ($f_{a}/f_{u}$)')
plt.title('Furu: \n S-N kurver for lav- og høysyklus utmatting')
plt.legend() #Plotter alt til nå av det som skal plottes ovenfor (Residual -
plottet).
plt.show() #Plotter alt til nå av det som skal plottes ovenfor.
```

```
print('Rl =',Rl,'Rh =',Rh)
```

```
res = [(y - (A1*x + B1)) for x, y in zip(x1, y1)]
print(res)
plt.plot(x1,res,'b.', label = 'Avvik')
plt.plot([0,7],[0,0])
plt.xlim(0,0.7)
plt.xlabel('Normalisert spenning (fa/fu)')
plt.ylabel('Avvik')
plt.title('Furu: \n Avviksplott for log(N) < 4')
plt.legend() #Plotter alt til nå av det som skal plottes ovenfor (Residual -
plottet).
plt.show() #Plotter alt til nå av det som skal plottes ovenfor (Residual -
plottet).
#####
```

```
res = [(y - (Ah*x + Bh)) for x, y in zip(xh, yh)]
print(res)
plt.plot(xh,res,'b.', label = 'Avvik')
plt.plot([0,7],[0,0])
plt.xlim(0,0.7)
plt.xlabel('Normalisert spenning (fa/fu)')
plt.ylabel('Avvik')
plt.title('Furu: \n Avviksplott for log(N) > 4')
plt.legend() #Plotter alt til nå av det som skal plottes ovenfor (Residual -
plottet).
plt.show() #Plotter alt til nå av det som skal plottes ovenfor (Residual -
plottet).
#####
```

Vedlegg 6

Python-kode 4

Python-kode 4 brukes til å plote diagram for Mohrs spredningsmodell.

PYTHON KODE 4

```
...)\Prosjektoppgave_Tre (S-N-kurve_til_bruk)\Nummer 17.py 1
1 import numpy as np
2 import matplotlib.pyplot as plt
3 import pandas as pd
4 from scipy.stats import linregress
5 from scipy.optimize import curve_fit
6 import functools
7 from math import sqrt
8 from sympy import symbols, solve
9
10 #1) Martin sine resultater (S-N-kurve pluss karakteristisk kurve)
11 start = 0
12 slutt = 44
13 data = pd.read_excel(r'C:\Users\sandb\OneDrive - NTNU\Documents
    \Prosjektoppgave Tre\Test_for_kode.xlsx', sheet_name = 'Ark1') #Data sett
    fra målinger.
14 print(data)
15
16 Y2 = data.iloc[start:slutt, 10].values # 2 viser til hvilken kolonne i
    excelarket som det gjelder. -2 tar fra rad nummer 3.
17 X2 = data.iloc[start:slutt, 9].values # 1 viser til hvilken kolonne i
    excelarket som det gjelder. -1 tar fra rad nummer 2.
18 X2 = np.array(X2)
19 Y2 = np.array(Y2)
20 print(Y2)
21 X2 = X2.astype(float)
22 Y2 = Y2.astype(float)
23 print(Y2)
24
25 print(X2, Y2) #Printer ut to rader med X og Y verdier for videre
    beregninger.
26
27 print('len y =', len(Y2))
28 Char_val2 = (6.5*len(Y2)+6)/(3.7*len(Y2)-3)
29 print('k_s(n) furu syklisk =', Char_val2)
30
31
32 lin = linregress((X2, Y2)) #lingress er en innebygd funksjon, som ble
    importert inn helt i starten. Søk opp lingress() in Python for mer
    informasjon.
33 A = lin[0]
34 B = lin[1]
35 R = lin[2]**2 #R^2 verdien hentes ut her. Det tredje leddet i den innebygde
    funksjonen linregress.
36 A_inv = lin[0]**-1
37 B_inv = lin[1]*(-lin[0])**-1
38
39
40
41 print('A=',A_inv, 'B=',B_inv, 'R2=',R)
42 y_mean = sum(Y2)/float(len(Y2))
43 SStot = sum( [(x - y_mean)**2 for x in Y2])
44 SSres = sum( [(y - (A*x + B))**2 for x, y in zip(X2, Y2) ])
45 R2 = 1 - SSres/SStot
```



```

46
47 N = -B_inv/A_inv
48 print('N = ',N)
49 N_halvsykel = 0.251189
50 Static_strength = A_inv*np.log10(N_halvsykel)+B_inv
51
52 print('static strength = ', Static_strength)
53
54
55 s = ((len(Y2) - 2)) ** (-1) * SSres
56 std = sqrt(s) #Standardavviket tilhørende karakteristisk kurve, som plottes ↗
    inn nedenfor.
57
58 print('s =', std)
59 print('s*char_val =', std*Char_val2)
60 Coefficient_of_variation_Y = y_mean/s
61 if Coefficient_of_variation_Y < 0.05:
62     print('CV er mindre enn 0.05')
63 else:
64     print('CV_Y =',Coefficient_of_variation_Y)
65
66
67 # 2) Lineærregresjon for Mohr
68 xax = np.linspace(-1, 11) #-1,11 (Hvor langt kurvene skal gå langs aksene)
69 XE1 = lin[1]
70 XE2 = lin[1]-Char_val2*std
71 YE=0
72
73 YM1 = [-0.6, XE1 ]
74 YM2 = [-0.6, XE2 ]
75 XM = [0.7237,YE ]
76
77
78 lin1 = linregress((XM, YM1))
79 lin2 = linregress((XM, YM2))
80 plt.plot(lin1[0]*xax + lin1[1], xax, color='black',label = 'Mohr ↗
    regresjonskurve')
81 plt.plot(lin2[0]*xax + lin2[1], xax, color='orange',label = 'Mohr ↗
    karakteristisk kurve')
82 #####
83
84 xax = np.linspace(-1, 11)
85
86
87 plt.plot(Y2, X2, 'b.', label = 'Målinger') #De ulike målingspunktene. Her er ↗
    koordinatene lagt inn rett her.
88 plt.plot(7,0.16, '+',color='black', label = 'Gikk ikke til brudd') #Prøver ↗
    som ikke gikk til brudd.
89 plt.plot(lin[0]*xax + lin[1], xax, color='red',label = 'Regresjonskurve') ↗
    #Regresjonskurven
90 plt.plot(lin[0]*xax + lin[1]-Char_val2*std,xax, color='green',label = ↗
    'Karakteristisk kurve') #1.644854 Karakteristisk kurve, her benyttes ↗
    Char_val2

```

```
91 plt.plot(-0.6,1,'bx',label = r'$f_{u}$ furu') # Bruddspenningen til furu.
92 plt.plot(-0.6,0.7237,'bx', color= 'green', label = 'Karakteristisk verdi
    furu')
93 plt.ylim((0, 1.1)) #0, 1.1 # 0, 1.3 # Her er limit for S-N diagrammet satt
94 plt.xlim((-1, 8)) # Her er også grensen langs x-aksen satt.
95 plt.xlabel('Antall logaritmiske sykler (Log N)')
96 plt.ylabel('Normalisert spenning ($f_{a}/f_{u}$)')
97 plt.title('Furu: \n S-N kurve basert på utmattingstest vs Mohr`s modell')
98 plt.legend() #Plotter alt til nå av det som skal plottes ovenfor (S-N-
    diagrammet).
99 plt.show() #Plotter alt til nå av det som skal plottes ovenfor (S-N-
    diagrammet).
```

100

Vedlegg 7

Python-kode 5

Python-kode 5 brukes til å plote alle diagrammene tilhørende kraft-forskyvningsplottene. Dette innebærer diagrammene der elastisk stivhet og spredningsenergi plottes mot antall lastsykler. De overnevnte diagrammene er å finne i vedlegg 13. Koden plotter dessuten diagrammene for forskyvninger i strekk og trykk, som er å finne i vedlegg 14.

PYTHON KODE 5

```
...ource\repos\Prosjektoppgave\Prosjektoppgave\3_Energi.py 1
1 import numpy as np
2 import matplotlib.pyplot as plt
3 from math import pi
4 from numba import jit, prange
5 import pandas as pd
6 import os
7 from scipy.signal import find_peaks
8 from IPython import get_ipython
9
10
11 filename = r'C:\Users\Olav\Documents\Skule\10. semester\Lab.tester\Tester,  ↗
    utmatting tre\Test3_K2-234.ASC'
12 F_amp = 36.892
13
14 my_path = os.path.abspath(r'c:\Users\Olav\Documents\Skule\10. semester  ↗
    \Lab.tester\Tester, utmatting tre')
15 data = pd.read_csv(filename,sep="\t",skiprows = 960, decimal=',',names =  ↗
    ['Time','Force','Displacement','Amber','Heard','Lyver'], dtype={'Time':  ↗
    float, 'Force': float, 'Displacement': float, 'Amber':  ↗
    float, 'Heard':float, 'Lyver': float})
16
17 lendata = data.shape[0]
18 start = 0
19 slutt = lendata
20 print(data)
21
22 t = data.iloc[start:slutt,0].values
23 d = data.iloc[start:slutt,2].values
24 f = data.iloc[start:slutt,1].values
25
26 t = np.array(t)
27 d = np.array(d)
28 f = np.array(f)
29
30 print(t,d,f)
31
32 for i in range(lendata):
33     if abs(f[i]) + abs(f[i]) > F_amp*2-1:
34         #print(i)
35         start = start+i
36         #slutt = slutt-i
37         t = data.iloc[start:slutt,0].values
38         d = data.iloc[start:slutt,2].values
39         f = data.iloc[start:slutt,1].values
40         break
41
42 peaks1 = find_peaks(f)[0]
43 peaks2 = find_peaks(-f)[0]
44 peaks = np.array(peaks1)
45 peaks2 = np.array(peaks2)
46
47 @jit(nopython=True, parallel=True)
48 def finn_stigningstallet(start, slutt, F_amp, t, d, f, stigningstall, tid,  ↗
```

```

    antall_sykler, E, peaks):
49     for i in prange(antall_sykler):
50         liten_liste_x = d[peaks[i]:peaks[(i+1)]+1]
51         liten_liste_y = f[peaks[i]:peaks[(i+1)]+1]
52         tid_a = t[peaks[i]:peaks[(i+1)]]
53         A = np.vstack((np.ones_like(liten_liste_x), liten_liste_x)).T
54         offset, scale = np.linalg.lstsq(A, liten_liste_y)[0]
55         stigningstall[i] = scale
56         tid[i] = np.mean(tid_a)
57         E[i] = np.sum(0.5*(liten_liste_y[1:]+liten_liste_y[:-1])*
                        (liten_liste_x[1:]-liten_liste_x[:-1]))
58     return tid, stigningstall, E
59
60 def finn_stigningstallene(start, slutt, F_amp, t, d, f, peaks):
61     antall_sykler = len(peaks)
62     stigningstall = np.zeros(antall_sykler)
63     tid = np.zeros(antall_sykler)
64     E = np.zeros(antall_sykler)
65     tid, stigningstall, E = finn_stigningstallet(start, slutt, F_amp, t, d,
66         f, stigningstall, tid, antall_sykler, E, peaks)
67     #derivert = (stigningstall[15:]-stigningstall[:-15])/(tid[15:]-tid
68         [:-15])
69     E_sum = np.sum(E)
70     return tid, stigningstall, E_sum, E
71
72 tid, stigningstall, E_sum, E = finn_stigningstallene(start, slutt, F_amp, t,
73     d, f, peaks)
74
75
76 NOC = np.arange(1,len(stigningstall)+1)
77 max_value = np.max(stigningstall)
78 index = np.argmax(d)
79
80 for i in range(len(stigningstall)):
81     if stigningstall[i]<=0:
82         lol = i
83         asd = len(d)-((len(d)-peaks[i])
84             break
85
86 plt.plot(d[0:asd], f[0:asd],color='red',label = 'Stiffness')
87
88 plt.title('Force - Displacement')
89 plt.ylabel('Force [kN]')
90 plt.xlabel('Displacement [mm]')
91 plt.show() #Plotter kraft-forskyvningsplott her
92
93 ###
94
95 plt.plot(NOC[0:lol], E[0:lol],color='red',label = 'Stiffness')
96 plt.title('Energy - NOC')
97 plt.ylabel('Energy [J]')
98 plt.xlabel('Number of cycles')

```

```
97 plt.show() #Plotter spredningsenergi mot antall lastsykler her
98
99 ###
100
101 plt.plot(NOC[0:lol], stigningstall[0:lol],color='red',label = 'Stiffness')
102 plt.title('NOC - Stiffness')
103 plt.ylabel('Stiffness [kN/mm]')
104 plt.xlabel('Number of cycles')
105 plt.show() #Her plottes ordinær stivhetskurve
106
107 ###
108
109 s1 = int(lol*0.076) #Start lineær del av stivhetskurve
110 s2 = int(lol*0.881) #Slutt lineær del av stivhetskurve
111
112 plt.plot(NOC[0:lol], stigningstall[0:lol],color='red',label = 'Stiffness')
113 plt.plot(s1,stigningstall[s1], 'x',color='black',label='Start')
114 plt.plot(s2,stigningstall[s2], 'bx',label='Stop')
115
116 plt.title('Stiffness - NOC')
117 plt.ylabel('Stiffness [kN/mm]')
118 plt.xlabel('Number of cycles')
119 #plt.ylim(47,52)
120 plt.ylim(max_value-6,max_value+0.2) #ylim må justeres for enkelte      ↗
    prøvestykker
121 plt.legend()
122 plt.show() #Her plottes elastisk stivhet med kryss som markerer start og  ↗
    stopp
123
124 ###
125
126 plt.plot(NOC[0:lol], stigningstall[0:lol]/stigningstall[1],color='red',      ↗
    label = 'Stiffness') #max_value
127
128 plt.title('Stiffness - NOC')
129 plt.ylabel('Stiffness [kN/mm]')
130 plt.xlabel('Number of cycles')
131 #plt.ylim(47/stigningstall[1],52/stigningstall[1])
132 plt.ylim((max_value-6)/stigningstall[1],(max_value)/stigningstall[1]) #ylim ↗
    må justeres for enkelte prøvestykker
133 plt.show() #Her plottes normalisert stivhetskurve
134
135 ###
136
137 ### Lineær del av stivhetskurve
138
139 print('s1 =',s1)
140 print('s2 =',s2)
141
142 print('Modus 2')
143 endring = stigningstall[s1]-stigningstall[s2]
144 endring_sykel = endring/(s2-s1)
145 print('Stiffness')
```

```
146 print('Endring s1-s2=', endring)
147 print('Endring % =', endring/stigningstall[s1], '%')
148 print('Endring per sykel =', endring_sykel)
149
150 print('E mod 2 =', sum(E[s1:s2]))
151 print('E / cycle =', sum(E[s1:s2])/(s2-s1), 'J/cycle')
152 k1 = np.average(stigningstall[s1:s2])
153 ksi1 = ((sum(E[s1:s2])/(s2-s1)) * k1) * (2*pi * (F_amp)**2)**-1
154 print('ksi1 =', ksi1)
155
156 ### Energi og demping for hele utmattingslivet
157 print('Energy')
158 print('sum(E[0:lol] =', sum(E[0:lol]))
159 print('E_tot =', E_sum, 'J')
160 k = np.average(stigningstall[0:lol])
161 print('Average k =', k)
162
163 ###
164
165 plt.plot(NOC[0:lol], d[peaks[0:lol]], color='blue', label = 'Tension')
166 plt.plot(NOC[0:lol], d[peaks2[0:lol]], color='red', label = 'Compression')
167 plt.title('Displacement - NOC')
168 plt.ylabel('Displacement [mm]')
169 plt.xlabel('NOC')
170 plt.legend()
171 plt.show() #Her plottes forskyvninger i strekk og trykk mot antall      ↗
    lastsykler
172
173 plt.plot(NOC[0:(lol)], d[peaks[0:(lol)]]/d[peaks[0]], color='blue', label =      ↗
    'Tension')
174 plt.plot(NOC[0:(lol)], d[peaks2[0:(lol)]]/d[peaks2[0]], color='red', label =      ↗
    'Compression')
175 plt.title('Displacement - NOC')
176 plt.ylabel('Normalized displacement')
177 plt.xlabel('NOC')
178 #plt.ylim(0.97,1.06) #ylim må justeres for enkelte prøvestykker
179 plt.legend()
180 plt.show() #Her plottes normaliserte forskyvninger i strekk og trykk mot      ↗
    antall lastsykler
```

Vedlegg 8

Testresultater fra utmattingstesting av furu (GL30h) ved $R = -1$

Vedlegget viser en total oversikt over hvert enkelt prøvestykke fra utmattingstestene ved $R = -1$, fra tabell 4.1. Tabellen inkluderer prøvestykkenes masse, skjæronegeometri, lastparametre, antall lastsykler til brudd (NOC) og tiden til brudd (DOL), og visuelle trekk. Øverst i vedlegget ligger en tabell med sentrale beskrivelser for hovedtabellen i vedlegget.

Beskrivelser for tabellene i vedlegget:	
	Isaksens målinger
	Nye målinger
	Ugyldige resultat
	Ingen data
bp	Bruddplan

Prøvestykke		G2-234	G2-678	G3-234	G3-678	G4-234	G4-678	G5-234	G5-678	
Masse										
Vekt før	m1start	[g]	6989,6	6935,5	7103,1	7175,9	7488,4	6895,7	6726,5	7131,8
Vekt etter	m1slutt	[g]	6988,4	6906	7082,8	7155,3	7489,4	6920,3	6748,4	7149,7
Vekttap		[g]	-1,2	-29,5	-20,3	-20,6	1	24,6	21,9	17,9
Vekttap i prosent		[%]	-0,017168	-0,425348	-0,285791	-0,287072	0,013354	0,356744	0,325578	0,250989
Geometri skjærsone										
Bredde	B	[mm]	140,15	139,64	140,3	139,94	140,15	140	140,5	141,25
Høyde	h	[mm]	57,77	60,09	60	57,62	57,96	57,67	57,74	57,76
Areal = B*h	A	[mm ²]	8096,47	8390,97	8418,00	8063,34	8123,09	8073,80	8112,47	8158,60
Lastparametre										
Skjærfasthet	f _u	[MPa]	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93
Normalisert spenning	f _a /f _u		0,4	0,25	0,2	0,2	0,25	0,3	0,3	0,3
Skjærkapasitet = f _u *A	F _u	[kN]	56,1085	58,1494	58,3367	55,8790	56,2930	55,9514	56,2194	56,5391
Lastamplitude = f _a *A	F _a	[kN]	22,4434	14,5374	11,6673	11,1758	14,0733	16,7854	16,8658	16,9617
NOC & DOL										
Frekvens		[Hz]	4	5	5	5	5	5	5	5
NOC			9828	315131	1022113	3203332	877303	47700	57550	131201
logN			3,992465148	5,498491128	6,009498912	6,505601952	5,943149614	4,678518379	4,760045328	5,117937145
DOL i sekunder		[s]	2457,0	63026,2	204422,6	640666,4	175460,6	9540,0	11510,0	26240,2
DOL i minutter		[min]	40,95	1050,44	3407,04	10677,77	2924,34	159,00	191,83	437,34
DOL i timer		[h]	0,6825	17,5073	56,7841	177,9629	48,7391	2,6500	3,1972	7,2889
DOL i dager		[d]	0,028438	0,729470	2,366002	7,415120	2,030794	0,110417	0,133218	0,303706
Visuelle trekk										
Kvist					Ja					
Beskrivelse kvist					Senter bp					
Observasjoner										
Antall årringer i skjærsone			43	63	55	56	42	46	63	63
Tetthet		[kg/m ³]	453,4	392,12	479,08	406,79	489,88	418,51	449,36	459,83
Fuktighetsinnhold		[%]	10,12	9,97	10,54	10,29	10,41	10,27	9,5	10,16

Prøvestykke	G6-678	G6-234	H1-234	H1-678	H2-234	H2-678	H3-234	H3-678		
Masse										
Vekt før	m1start	[g]	7318,3	6855,2	7598	8028,3	7295,1	8057	7589,5	7590,7
Vekt etter	m1slutt	[g]	7276,4	6794,4	7591,4	8026,4	7292,1	8054	7585,3	7588,6
Vekttap		[g]	-41,9	-60,8	-6,6	-1,9	-3	-3	-4,2	-2,1
Vekttap i prosent		[%]	-0,572537	-0,886918	-0,086865	-0,023666	-0,041123	-0,037235	-0,055340	-0,027665
Geometri skjærsone										
Bredde	B	[mm]	140,5	140	140,29	140,4	140,38	139,84	140,16	139,67
Høyde	h	[mm]	57,69	60,11	58,37	60,23	57,88	60,71	60,22	58,22
Areal = B*h	A	[mm ²]	8105,45	8415,40	8188,73	8456,29	8125,19	8489,69	8440,44	8131,59
Lastparametre										
Skjærfasthet	f_u	[MPa]	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93
Normalisert spenning	f_a/f_u		0,17	0,16	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6
Skjærkapasitet = f_u*A	F_u	[kN]	56,1707	58,3187	56,7479	58,6021	56,3076	58,8335	58,4922	56,3519
Lastamplitude = f_a*A	F_a	[kN]	9,5490	9,3310	28,3739	29,3011	28,1538	29,4168	29,2461	33,8111
NOC & DOL										
Frekvens		[Hz]	6	6	4	4	4	4	4	4
NOC			1043567	15132137	10995	47	2800	2081	6141	93
logN			6,018520337	7,179900265	4,041195234	1,672097858	3,447158031	3,31827208	3,788239097	1,968482949
DOL i sekunder		[s]	173927,8	2522022,8	2748,8	11,8	700,0	520,3	1535,3	23,3
DOL i minutter		[min]	2898,80	42033,71	45,81	0,20	11,67	8,67	25,59	0,39
DOL i timer		[h]	48,3133	700,5619	0,7635	0,0033	0,1944	0,1445	0,4265	0,0065
DOL i dager		[d]	2,013054	29,190079	0,031814	0,000136	0,008102	0,006021	0,017769	0,000269
Visuelle trekk										
Kvist										
Beskrivelse kvist										
Observasjoner				Fingerskjøt						
Antall årringer i skjærsonen			35	42/67	53	30	33	35	23	
Tetthet		[kg/m ³]	453,4		479,08	406,79	489,88	418,51	449,36	459,83
Fuktighetsinnhold		[%]	9,79		11,52	10,76	11,46	10,91	11,62	9,83

Prøvestykke	H4-234	H4-678	H5-234	I1-234	I1-678	J1-234	J1-678	J2-234		
Masse										
Vekt før	m1start	[g]	7696,8	7529,9	7792,4	7453,8	7645,5	6998,4	7397,8	7205,3
Vekt etter	m1slutt	[g]	7694	7510,6	7790	7446,8	7644,8	6996,1	7393,9	7203,6
Vekttap		[g]	-2,8	-19,3	-2,4	-7	-0,7	-2,3	-3,9	-1,7
Vekttap i prosent		[%]	-0,036379	-0,256312	-0,030799	-0,093912	-0,009156	-0,032865	-0,052718	-0,023594
Geometri skjærsone										
Bredde	B	[mm]	139,47	139,93	139,52	140,35	139,9	140,04	140,05	139,92
Høyde	h	[mm]	60,11	57,68	60,51	57,67	60,3	60,13	57,76	60,19
Areal = B*h	A	[mm ²]	8383,54	8071,16	8442,36	8093,98	8435,97	8420,61	8089,29	8421,78
Lastparametre										
Skjærfasthet	f_u	[MPa]	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93
Normalisert spenning	f_a/f_u		0,6	0,4	0,6	0,31267	0,4	0,6	0,55	0,55
Skjærkapasitet = f_u*A	F_u	[kN]	58,0979	55,9332	58,5055	56,0913	58,4613	58,3548	56,0588	58,3630
Lastamplitude = f_a*A	F_a	[kN]	34,8588	22,3733	35,1033	17,5381	23,3845	35,0129	30,8323	32,0996
NOC & DOL										
Frekvens		[Hz]	4	4	4	6	6	4	4	4
NOC			1669	54525	464	4267	873	25	3395	80
logN			3,222456337	4,736595674	2,666517981	3,630122643	2,941014244	1,397940009	3,530839779	1,903089987
DOL i sekunder		[s]	417,3	13631,3	116,0	711,2	145,5	6,3	848,8	20,0
DOL i minutter		[min]	6,95	227,19	1,93	11,85	2,43	0,10	14,15	0,33
DOL i timer		[h]	0,1159	3,7865	0,0322	0,1975	0,0404	0,0017	0,2358	0,0056
DOL i dager		[d]	0,004829	0,157769	0,001343	0,008231	0,001684	0,000072	0,009823	0,000231
Visuelle trekk										
Kvist										
Beskrivelse kvist										
Observasjoner										
Antall årringer i skjærsonen			31	20	44	69	74	55	67	39
Tetthet		[kg/m ³]	551,81	522,91	545,23	487,92	538,46	441,25	607,19	466,18
Fuktighetsinnhold		[%]	11,51	10,3	11,2	10,11	9,86	9,83	9,86	10

Prøvestykke		J2-678	J3-234	J3-678	J4-234	J4-678	J5-234	J5-678	J6-234	J6-678	
Masse											
Vekt før	m1start	[g]	7136,6	7350,5	6941,3	7726,8	6921,3	8027,1	7053,1	7623,3	7106,6
Vekt etter	m1slutt	[g]	7135,4	7346,4	6939,4	7723,8	6918,7	8026,3	7052,3	7623,3	7105,6
Vekttap		[g]	-1,2	-4,1	-1,9	-3	-2,6	-0,8	-0,8	0	-1
Vekttap i prosent		[%]	-0,016815	-0,055779	-0,027372	-0,038826	-0,037565	-0,009966	-0,011343	0,000000	-0,014071
Geometri skjærsone											
Bredde	B	[mm]	139,91	140,01	139,93	140,31	140,24	140,06	140,09	140,11	139,5
Høyde	h	[mm]	59,93	58,19	57,88	60,3	57,77	60,85	57,84	61,31	57,79
Areal = B*h	A	[mm ²]	8384,81	8147,18	8099,15	8460,69	8101,66	8522,65	8102,81	8590,14	8061,71
Lastparametre											
Skjærfasthet	f_u	[MPa]	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93
Normalisert spenning	f_a/f_u		0,55	0,45	0,45	0,45	0,4	0,35	0,4	0,5	0,35
Skjærkapasitet = f_u*A	F_u	[kN]	58,1067	56,4600	56,1271	58,6326	56,1445	59,0620	56,1524	59,5297	55,8676
Lastamplitude = f_a*A	F_a	[kN]	31,9587	25,4070	25,2572	26,3847	22,4578	20,6717	22,4610	29,7648	19,5537
NOC & DOL											
Frekvens		[Hz]	4	5	5	5	5	5	5	4	5
NOC			79	7876	528	2780	1395	21973	20898	1256	9345
logN			1,897627091	3,896305707	2,722633923	3,444044796	3,144574208	4,341889356	4,320104725	3,098989639	3,970579306
DOL i sekunder		[s]	19,8	157,2	105,6	556,0	279,0	4394,6	4179,6	314,0	1869,0
DOL i minutter		[min]	0,33	26,25	1,76	9,27	4,65	73,24	69,66	5,23	31,15
DOL i timer		[h]	0,0055	0,4376	0,0293	0,1544	0,0775	1,2207	1,1610	0,0872	0,5192
DOL i dager		[d]	0,000229	0,018231	0,001222	0,006435	0,003229	0,050863	0,048375	0,003634	0,021632
Visuelle trekk											
Kvist				Ja							
Beskrivelse kvist				Midt i bp							
Observasjoner										Fingerskjøt	
Antall årringer i skjærsonen			77	37	79	96	80	91	55	86/91	66
Tetthet		[kg/m ³]	484,2	496,41	487,83	575,14	508,7	597,76	529,27	638,18	498
Fuktighetsinnhold		[%]	9,41	10,16	10	9,93	10,01	9,96	10,17	10,2	9,78

Prøvestykke		K1-234	K2-234	K2-678	K3-234	K3-678	K4-234	K4-678	K5-234	K5-678	
Masse											
Vekt før	m1start	[g]	7637,7	7805,2	7656,2	8263,8	8027,1	7612,4	7901,1	7386,6	7766,8
Vekt etter	m1slutt	[g]	7633,8	7801,6	7651,2	8260,2	8026,3	7609,2	7890	7383,4	7766,8
Vekttap		[g]	-3,9	-3,6	-5	-3,6	-0,8	-3,2	-11,1	-3,2	0
Vekttap i prosent		[%]	-0,051062	-0,046123	-0,065307	-0,043563	-0,009966	-0,042037	-0,140487	-0,043322	0,000000
Geometri skjærsone											
Bredde	B	[mm]	140	140	140	140	140	140	140	140	140
Høyde	h	[mm]	58,5	58,5	60	59	58,5	59	59	58	59
Areal = B*h	A	[mm ²]	8190,00	8190,00	8400,00	8260,00	8190,00	8260,00	8260,00	8120,00	8260,00
Lastparametre											
Skjærfasthet	f_u	[MPa]	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93
Normalisert spenning	f_a/f_u		0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,65	0,6	0,6	0,55
Skjærkapasitet = f_u*A	F_u	[kN]	56,7567	56,7567	58,2120	57,2418	56,7567	57,2418	57,2418	56,2716	57,2418
Lastamplitude = f_a*A	F_a	[kN]	36,8919	36,8919	37,8378	37,2072	36,8919	37,2072	34,3451	33,7630	31,4830
NOC & DOL											
Frekvens		[Hz]	4	4	4	4	4	4	4	4	4
NOC			1	463	20	118	55	32	1880	39	1669
logN			0	2,665580991	1,301029996	2,071882007	1,740362689	1,505149978	3,274157849	1,591064607	3,222456337
DOL i sekunder		[s]	0,3	115,8	5,0	29,5	13,8	8,0	470,0	9,8	417,3
DOL i minutter		[min]	0,00	1,93	0,08	0,49	0,23	0,13	7,83	0,16	6,95
DOL i timer		[h]	0,0001	0,0322	0,0014	0,0082	0,0038	0,0022	0,1306	0,0027	0,1159
DOL i dager		[d]	0,000003	0,001340	0,000058	0,000341	0,000159	0,000093	0,005440	0,000113	0,004829
Visuelle trekk											
Kvist											
Beskrivelse kvist											
Observasjoner										Fingerskjøt	
Antall årringer i skjærsonen			51	38	44	84	47	37	39	66	43
Tetthet		[kg/m ³]									
Fuktighetsinnhold		[%]									

Prøvestykke		K6-234	K6-678	L1-234	L1-678	N1-234	N1-678	N2-234	N5-678	
Masse										
Vekt før	m1start	[g]	7745,4	7570,4	7836,2	7873,1	7200,5	7269,2	7300	7901,1
Vekt etter	m1slutt	[g]	7742	7568	7828,3	7871,4	7201,1	7265,7	7294	7897,8
Vekttap		[g]	-3,4	-2,4	-7,9	-1,7	0,6	-3,5	-6	-3,3
Vekttap i prosent		[%]	-0,043897	-0,031702	-0,100814	-0,021593	0,008333	-0,048148	-0,082192	-0,041766
Geometri skjærsoner										
Bredde	B	[mm]	140	140	140	140	140	140	140	140
Høyde	h	[mm]	58,5	58	58,5	59	52	52	52	52
Areal = B*h	A	[mm ²]	8190,00	8120,00	8190,00	8260,00	7280,00	7280,00	7280,00	7280,00
Lastparametre										
Skjærfasthet	f_u	[MPa]	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93
Normalisert spenning	f_a/f_u		0,55	0,55	0,2	0,25	0,3	0,3	0,25	0,35
Skjærkapasitet = f_u*A	F_u	[kN]	56,7567	56,2716	56,7567	57,2418	50,4504	50,4504	50,4504	50,4504
Lastamplitude = f_a*A	F_a	[kN]	31,2162	30,9494	11,3513	14,3105	15,1351	15,1351	12,6126	17,6576
NOC & DOL										
Frekvens		[Hz]	4	4	6	6	7	7	7	7
NOC			618	303	8471280	305557	152458	455775	3025520	8527
logN			2,790988475	2,481442629	6,927949037	5,485092237	5,183150218	5,6587505	6,480800028	3,930796263
DOL i sekunder		[s]	154,5	75,8	1411880,0	50926,2	21779,7	65110,7	432217,1	1218,1
DOL i minutter		[min]	2,58	1,26	23531,33	848,77	363,00	1085,18	7203,62	20,30
DOL i timer		[h]	0,0429	0,0210	392,1889	14,1462	6,0499	18,0863	120,0603	0,3384
DOL i dager		[d]	0,001788	0,000877	16,341204	0,589423	0,252080	0,753596	5,002513	0,014099
Visuelle trekk										
Kvist										
Beskrivelse kvist										
Observasjoner										
Antall årringer i skjærsonen			45	54			43	49		
Tetthet		[kg/m ³]								
Fuktighetsinnhold		[%]								

Vedlegg 9

Testresultater fra utmattingstesting av furu (GL30h) ved $R = 0.1$

Vedlegget viser en total oversikt over hvert enkelt prøvestykke fra utmattingstestene ved $R = 0.1$, fra tabell 4.13. Tabellen inkluderer prøvestykkenes masse, skjærsonegeometri, lastparametre, antall lastsykler til brudd (NOC) og tiden til brudd (DOL), og visuelle trekk. Øverst i vedlegget ligger en tabell med sentrale beskrivelser for hovedtabellen i vedlegget.

Beskrivelser for tabellen i vedlegget:	
	Stoppet
	Nye målinger
	Ingen data
bp	Bruddplan

Prøvestykke	L4-678	L5-234	N3-234	N3-678	N4-234	N4-678	N5-234		
Masse									
Vekt før	m1start	[g]	7400,2	7353,6	7669,4	7279,1	7539,6	7771	7467,3
Vekt etter	m1slutt	[g]	7389,4		7668,6		7533,4	7770,7	7460,7
Vekttap		[g]	-10,8		-0,8		-6,2	-0,3	-6,6
Vekttap i prosent		[%]	-0,145942		-0,010431		-0,082232	-0,003861	-0,088385
Geometri skjærsone									
Bredde	B	[mm]	140	140	140	140	140	140	140
Høyde side 1	h1	[mm]	55,0	58,0	52,0	52,0	55,0	55,0	52,0
Høyde side 2	h2	[mm]	58,0	61,0	52,0	52,0	58,0	58,0	52,0
Høyde middel	h_mid	[mm]	56,5	59,5	52,0	52,0	56,5	56,5	52,0
Areal = B*h_mid	A	[mm^2]	7910,00	8330,00	7280,00	7280,00	7910,00	7910,00	7280,00
Lastparametre									
Skjærfasthet	f_u	[MPa]	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93	6,93
Normalisert spenning	f_max/f_u		0,52	0,4	0,6	0,45	0,535	0,6	0,5
Skjærkapasitet = f_u*A	F_u	[kN]	54,82	57,73	50,45	50,45	54,82	54,82	50,45
Maks. last = f_max*A	F_max	[kN]	28,50	23,09	30,27	22,70	29,33	32,89	25,23
Min. last = F_max*0.1	F_min	[kN]	2,85	2,31	3,03	2,27	2,93	3,29	2,52
Lastamplitude = (F_max-F_min)/2	F_a	[kN]	12,83	10,39	13,62	10,22	13,20	14,80	11,35
Middellast = (F_max+F_min)/2	F_mid	[kN]	15,68	12,70	16,65	12,49	16,13	18,09	13,87
NOC & DOL									
Frekvens		[Hz]	7	5	7	7	7	7	7
NOC			2126900	10000000	114238	10000000	1306043	420753	9803504
logN			6,327747071	7	5,057810591	7	6,115957476	5,624027221	6,99138133
DOL i sekunder		[s]	303842,9	2000000,0	16319,7	1428571,4	186577,6	60107,6	1400500,6
DOL i minutter		[min]	5064,05	33333,33	272,00	23809,52	3109,63	1001,79	23341,68
DOL i timer		[h]	84,4008	555,5556	4,5333	396,8254	51,8271	16,6965	389,0279
DOL i dager		[d]	3,516700	23,148148	0,188886	16,534392	2,159463	0,695689	16,209497
Visuelle trekk									
Kvist								Ja	
Beskrivelse kvist									
Observasjoner									
Antall årringer i skjærsonen									
Tetthet		[kg/m^3]							
Fuktighetsinnhold		[%]							

Vedlegg 10

Testdata for total endring i elastisk stivhet under utmatting av furu (GL30h) ved $R = -1$

Navn:	Spenningsnivå (f_a/f_u):	Endring i elastisk stivhet, k , før brudd [%]:
G2-234	0,4	5
G2-678	0,25	6
G3-234	0,2	8
G3-678	0,2	7
G4-234	0,25	8
G4-678	0,3	7
G5-234	0,3	7
G5-678	0,3	7
G6-678	0,17	6
H1-234	0,5	6
H1-678	0,5	7
H2-234	0,5	5
H2-678	0,5	6
H3-234	0,5	11
H3-678	0,6	5
H4-234	0,6	6
H4-678	0,4	12
H5-234	0,6	6
I1-234	0,31267	5
I1-678	0,4	3
J1-678	0,55	4
J2-234	0,55	3
J2-678	0,55	2,5
J3-234	0,45	9
J3-678	0,45	2,5
J4-234	0,45	4
J4-678	0,4	3
J5-234	0,35	4
J5-678	0,4	6
J6-234	0,5	7
J6-678	0,35	4
K2-234	0,65	7
K2-678	0,65	2
K3-234	0,65	2
K3-678	0,65	4
K4-234	0,65	0,4
K4-678	0,6	7
K5-234	0,6	2,7
K5-678	0,55	4
K6-234	0,55	5
K6-678	0,55	13,5
L1-234	0,2	6
L1-678	0,25	10,5
N1-234	0,3	13
N1-678	0,3	7,5
N2-234	0,25	8
N5-678	0,35	4,5

Vedlegg 11

Testdata for lineær fase av utmattingsforløpet

Her presenteres sentrale verdier for elastisk stivhet og spredningsenergi, tilhørende den lineære fasen av utmattingsforløpet. Verdiene gjelder for prøvestykkene av furu (GL30h), som ble testet ved $R = -1$. Øverst i vedlegget ligger en tabell med sentrale beskrivelser for hovedtabellen i vedlegget.

Beskrivelser for tabellene i vedlegget:	
k	Elastisk stivhet
NOC lineær	Antall lastsykler for lineær fase
E_tot	Total spredningsenergi (for lineær fase)

Navn:	NOC lineær:	log(NOC lineær):	f _a /f _u :	Delta k:	Delta k /NOC lineær:	Log(Delta k /NOC lineær):	E_tot:	E_tot /NOC lineær:	Log(E_tot /NOC lineær):
G2-234	7924	3,899	0,4	1,2990	1,64E-04	-3,785156	4295,520	0,54210	-0,26592
G2-678	266266	5,425	0,25	1,6690	6,27E-06	-5,202732	53131,500	0,19950	-0,70006
G3-234	671573	5,827	0,2	1,3320	1,98E-06	-5,703335	70625,320	0,10520	-0,97798
G3-678	2264727	6,355	0,2	0,7010	3,10E-07	-6,508638	217986,360	0,09630	-1,01637
G4-234	517629	5,714	0,25	0,5870	1,13E-06	-5,946922	76511,800	0,14780	-0,83033
G4-678	33833	4,529	0,3	1,6600	4,91E-05	-4,308919	8827,450	0,26090	-0,58353
G5-234	51711	4,714	0,3	1,9770	3,82E-05	-4,417937	13603,130	0,26310	-0,57988
G5-678	98438	4,993	0,3	1,8980	1,93E-05	-4,714443	26345,200	0,26760	-0,57251
G6-678	647058	5,811	0,17	1,1440	1,77E-06	-5,752027	42516,500	0,06570	-1,18243
H1-234	8506	3,930	0,5	2,2350	2,63E-04	-3,580044	7139,610	0,83940	-0,07603
H1-678	10	1,000	0,5	0,3960	3,96E-02	-1,402305	12,460	1,24580	0,09545
H2-234	2255	3,353	0,5	1,5880	7,04E-04	-3,152427	1973,850	0,87530	-0,05784
H2-678	1521	3,182	0,5	1,4800	9,73E-04	-3,011887	1646,270	1,08240	0,03439
H3-234	3614	3,558	0,5	2,3300	6,45E-04	-3,190440	3542,520	0,98020	-0,00869
H3-678	30	1,477	0,6	0,3840	1,28E-02	-1,892790	57,140	1,90470	0,27983
H4-234	1096	3,040	0,6	1,8140	1,65E-03	-2,782516	2013,240	1,83690	0,26409
H4-678	34490	4,538	0,4	2,2660	6,57E-05	-4,182435	18774,990	0,54440	-0,26408
H5-234	251	2,400	0,6	1,2020	4,79E-03	-2,319664	566,150	2,25560	0,35326
I1-234	2512	3,400	0,31267	0,9880	3,93E-04	-3,405607	1161,570	0,46240	-0,33498
I1-678	518	2,714	0,4	0,9250	1,79E-03	-2,747147	421,620	0,81390	-0,08943
I1-678	1966	3,294	0,55	1,1780	5,99E-04	-3,222573	2179,050	1,10840	0,04470
J2-234	42	1,623	0,55	0,9420	2,24E-02	-1,649752	56,680	1,34950	0,13017
J2-678	28	1,447	0,55	0,7040	2,51E-02	-1,600326	46,600	1,66430	0,22123
J3-234	6656	3,823	0,45	4,3590	6,55E-04	-3,183759	5561,350	0,83550	-0,07805
J3-678	343	2,535	0,45	1,1030	3,22E-03	-2,492144	290,300	0,84640	-0,07242
J4-234	1710	3,233	0,45	1,1850	6,93E-04	-3,159267	1889,850	1,10520	0,04344
J4-678	942	2,974	0,4	0,8630	9,16E-04	-3,038105	525,210	0,55750	-0,25376
J5-234	15810	4,199	0,35	1,3070	8,27E-05	-4,082494	5826,750	0,36850	-0,43356
J5-678	15436	4,189	0,4	1,3290	8,61E-05	-4,064997	8203,980	0,53150	-0,27450
J6-234	858	2,933	0,5	2,9560	3,45E-03	-2,462181	1218,880	1,42060	0,15247
J6-678	4477	3,651	0,35	0,3260	7,29E-05	-4,137272	1158,770	0,39280	-0,40583
K2-234	368	2,566	0,65	2,5676	6,98E-03	-2,156326	765,474	2,08009	0,31808
K3-234	32	1,505	0,65	0,3602	1,13E-02	-1,948631	75,182	2,34943	0,37096
K4-678	1466	3,166	0,6	2,1030	1,43E-03	-2,843294	2312,445	1,57738	0,19794
K5-234	12	1,079	0,6	0,2434	2,03E-02	-1,692908	28,258	2,35482	0,37196
K5-678	1309	3,117	0,55	1,2107	9,25E-04	-3,033908	2445,77	1,86843	0,27148
K6-234	228	2,358	0,55	0,8707	3,82E-03	-2,418056	292,95	1,28485	0,10885
K6-678	125	2,097	0,55	0,2566	2,05E-03	-2,687679	189,74	1,51793	0,18125
L1-234	5463946	6,738	0,2	1,0488	1,92E-07	-6,716821	459582,52	0,08411	-1,07514
L1-678	200989	5,303	0,25	1,5659	7,79E-06	-5,108408	24362,91	0,12122	-0,91644
N1-234	112664	5,052	0,3	3,6974	3,28E-05	-4,483888	19062,25	0,16920	-0,77161
N1-678	273899	5,438	0,3	1,1972	4,37E-06	-5,359430	41835,87	0,15274	-0,81605
N2-234	1991190	6,299	0,25	1,3044	6,55E-07	-6,183697	213925,06	0,10744	-0,96885
N5-678	5663	3,753	0,35	1,2675	2,24E-04	-3,650105	1233,48	0,21781	-0,66192

Vedlegg 12

Testdata for hele utmattingsforløpet

Her presenteres sentrale verdier for elastisk stivhet, spredningsenergi og dempningsrate, tilhørende hele utmattingsforløpet. Verdiene gjelder for prøvestykkene av furu (GL30h), som ble testet ved $R = 0.1$. Øverst i vedlegget ligger en tabell med sentrale beskrivelser for hovedtabellen i vedlegget.

Beskrivelser for tabellene i vedlegget:	
k_{mean}	Midlere elastisk stivhet
NOC	Antall lastsykler før utmattingsbrudd
E_{tot}	Total spredningsenergi
E_d	Spredningsenergi per lastsyklus
F_a	Lastamplitude
ξ	Dempningsrate

Navn:	f_a/f_u :	NOC	$\log N = \log(NOC)$:	E_{tot} :	$\log(E_{tot})$:	$E_d = E/NOC$:	$\log(E_d)$:	k_{mean} :	F_a :	$\xi = (E_d * k) / (2 * \pi * F_a^2)$:
G2-234	0,4	9828	3,99247	5378,910	3,73069428	0,547	-0,261771	53,740	22,44	9,29611E-03
G2-678	0,25	315131	5,49849	63018,080	4,79946517	0,200	-0,699026	51,620	14,54	7,77112E-03
G3-234	0,2	1022113	6,00950	109771,530	5,04048972	0,107	-0,969009	56,020	11,68	7,01889E-03
G3-678	0,2	3203332	6,50560	312719,010	5,49515428	0,098	-1,010448	52,880	11,18	6,57325E-03
G4-234	0,25	877303	5,94315	130545,700	5,11576257	0,149	-0,827387	56,030	14,07	6,70294E-03
G4-678	0,3	47700	4,67852	12558,790	4,0989478	0,263	-0,579571	53,440	16,79	7,94355E-03
G5-234	0,3	57550	4,76005	15245,040	4,18312857	0,265	-0,576917	50,570	16,87	7,49145E-03
G5-678	0,3	131201	5,11794	35462,170	4,54976531	0,270	-0,568172	55,230	16,96	8,25984E-03
G6-678	0,17	1043567	6,01852	70903,950	4,85067043	0,068	-1,167850	55,230	9,55	6,54845E-03
H1-234	0,5	10995	4,04120	9311,010	3,96899679	0,847	-0,072198	63,420	28,37	1,06201E-02
H1-678	0,5	47	1,67210	34,660	1,53982856	0,737	-0,132269	65,570	29,3	8,96439E-03
H2-234	0,5	2800	3,44716	2466,100	3,39201068	0,881	-0,055147	60,440	28,15	1,06915E-02
H2-678	0,5	2081	3,31827	2276,600	3,35728673	1,094	0,039015	67,750	29,42	1,36288E-02
H3-234	0,5	6141	3,78824	6414,390	3,80715536	1,045	0,018916	59,600	29,25	1,15806E-02
H3-678	0,6	93	1,96848	137,140	2,13716415	1,475	0,168681	58,900	33,81	1,20928E-02
H4-234	0,6	1669	3,22246	3174,010	3,50160829	1,902	0,279152	60,410	34,86	1,50462E-02
H4-678	0,4	54525	4,73660	30529,650	4,48472183	0,560	-0,251874	55,730	22,37	9,92438E-03
H5-234	0,6	464	2,66652	1034,860	3,0148816	2,230	0,348364	60,110	35,1	1,73187E-02
I1-234	0,31267	4267	3,63012	1999,960	3,30102131	0,469	-0,329101	58,630	17,53	1,42323E-02
I1-678	0,4	873	2,94101	707,690	2,84984306	0,811	-0,091171	62,330	23,38	1,47115E-02
J1-678	0,55	3395	3,53084	3848,630	3,58530616	1,134	0,054466	65,810	30,83	1,24920E-02
J2-234	0,55	80	1,90309	80,400	1,90525605	1,005	0,002166	57,080	32,0996	8,86076E-03
J2-678	0,55	79	1,89763	102,450	2,01051196	1,297	0,112885	58,460	31,96	1,18127E-02
J3-234	0,45	7876	3,89631	6595,590	3,81925365	0,837	-0,077052	55,080	25,41	1,13698E-02
J3-678	0,45	528	2,72263	434,270	2,63775983	0,822	-0,084874	57,690	25,26	1,18353E-02
J4-234	0,45	2780	3,44404	3118,320	3,49392068	1,122	0,049876	65,250	26,38	1,67389E-02
J4-678	0,4	1395	3,14457	783,930	2,89427728	0,562	-0,250297	61,610	22,46	1,09233E-02
J5-234	0,35	21973	4,34189	8172,780	3,91236981	0,372	-0,429520	68,570	20,67	9,50066E-03
J5-678	0,4	20898	4,32010	11188,610	4,04877614	0,535	-0,271329	61,070	22,46	1,03157E-02
J6-234	0,5	1256	3,09899	1805,160	3,2565157	1,437	0,157526	60,830	29,76	1,57108E-02
J6-678	0,35	9345	3,97058	3742,460	3,57315717	0,400	-0,397422	59,070	19,55	9,85080E-03
K2-234	0,65	463	2,66558	987,127	2,99437303	2,132	0,328792	58,710	36,89	1,46389E-02
K2-678	0,65	20	1,30103	59,861	1,77714752	2,993	0,476118	60,039	37,84	1,99742E-02
K3-234	0,65	118	2,07188	311,929	2,49405516	2,643	0,422173	63,108	37,21	1,91760E-02
K3-678	0,65	55	1,74036	169,446	2,2290308	3,081	0,488668	54,423	36,89	1,96089E-02
K4-234	0,65	32	1,50515	97,012	1,98682759	3,032	0,481678	61,516	37,21	2,14372E-02
K4-678	0,6	1880	3,27416	3015,291	3,47932928	1,604	0,205171	66,163	34,35	1,43138E-02
K5-234	0,6	39	1,59106	88,334	1,9461283	2,265	0,355064	55,911	33,76	1,76838E-02
K5-678	0,55	1699	3,23019	3334,25	3,52299874	1,962	0,292805	59,58	31,48	1,87798E-02
K6-234	0,55	618	2,79099	836,28	2,9223518	1,353	0,131363	65,86	31,22	1,45525E-02
K6-678	0,55	303	2,48144	501,20	2,70000753	1,654	0,218565	61,23	30,95	1,68278E-02
L1-234	0,2	8471280	6,92795	727196,69	5,86165189	0,086	-1,066297	60,04	11,35	6,36732E-03
L1-678	0,25	305557	5,48509	38280,12	4,58297333	0,125	-0,902119	65,46	14,31	6,37374E-03
N1-234	0,3	152458	5,18315	26770,49	4,42765626	0,176	-0,755494	53,58	15,14	6,53295E-03
N1-678	0,3	455775	5,65875	70841,07	4,85028511	0,155	-0,808465	59,41	15,14	6,41171E-03
N2-234	0,25	3025520	6,48080	331944,63	5,52106564	0,110	-0,959734	57,88	12,61	6,35549E-03
N5-678	0,35	8527	3,93080	1907,05	3,28036116	0,224	-0,650435	62,95	17,66	7,18464E-03

Vedlegg 13

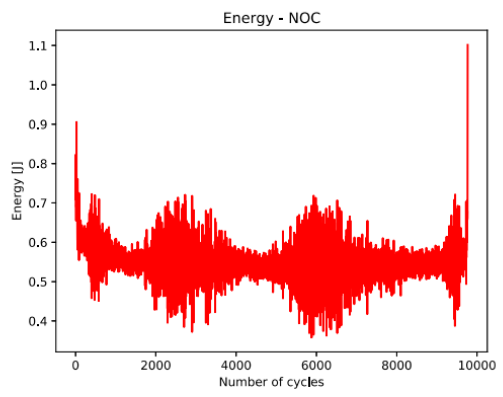
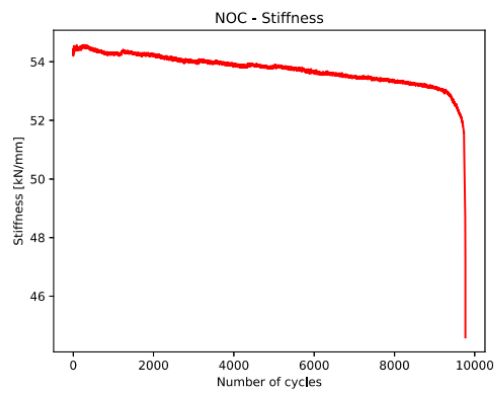
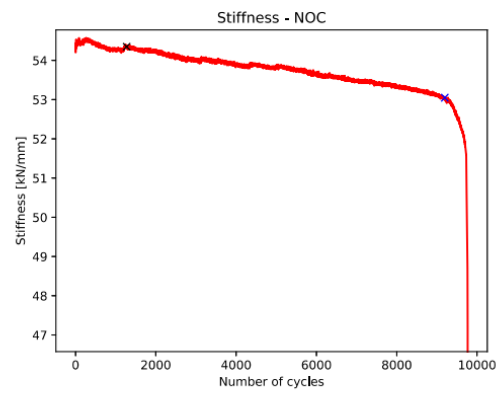
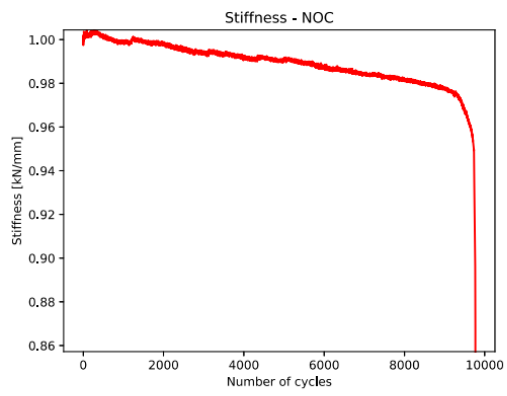
Diagrammer tilhørende kraft-forskyvningsplott

I dette vedlegget presenteres diagram for elastisk stivhet og spredningsenergi for prøvestykkene av furu (GL30h), som har blitt utmattningstestet ved $R = -1$. For flere av prøvestykkene foreligger det også kraft-forskyvningsplott. Det foreligger ikke kraft-forskyvningsplott for alle prøvestykkene som ble testet av Isaksen (2021), kun de som ble plottet i masteroppgaven hans.

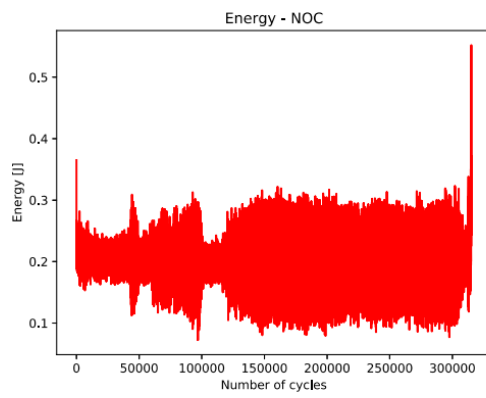
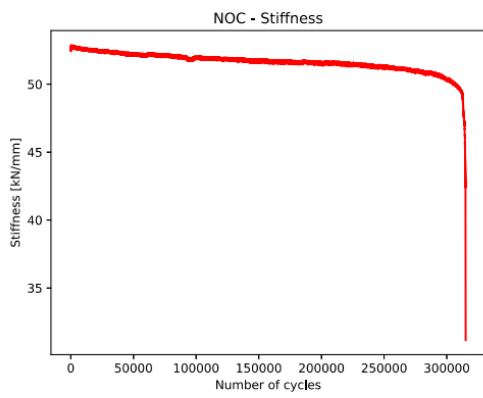
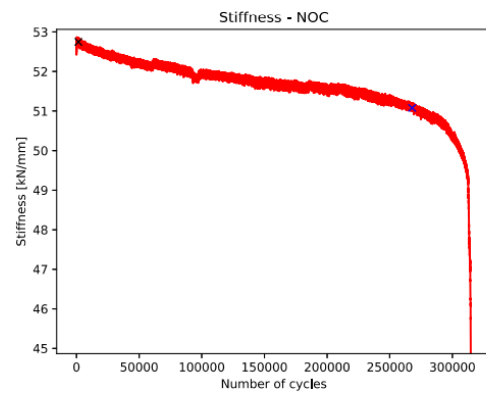
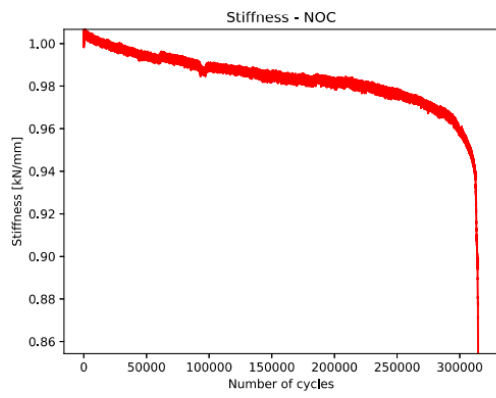
Diagrammene for elastisk stivhet plotter elastisk stivhet mot antall lastsykler før utmattingsbrudd, og utgjør tre diagrammer. Et av disse diagrammene har normaliserte verdier på vertikalaksen, der verdiene er normalisert ved den initiale elastiske stivheten til de respektive prøvestykkene. Det andre diagrammet har faktiske verdier for den elastiske stivheten på vertikalaksen, gitt i kN/mm. Det tredje diagrammet inneholder tilsvarende kurve som i det andre diagrammet, men med to kryss som markerer starten og slutten på den lineære delen av stivhetskurven. Det svarte og blå krysset markerer henholdsvis start og slutt.

Til slutt plottes spredningsenergi mot antall lastsykler før utmattingsbrudd.

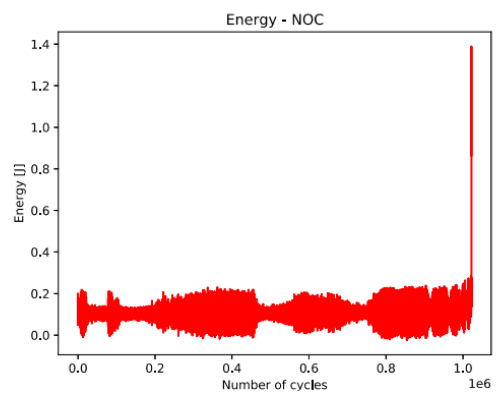
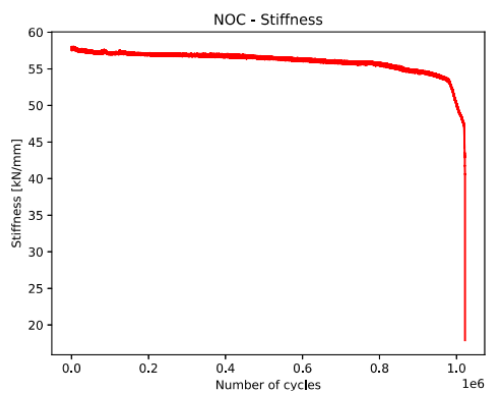
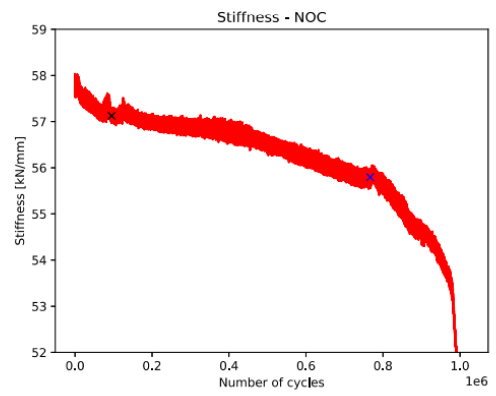
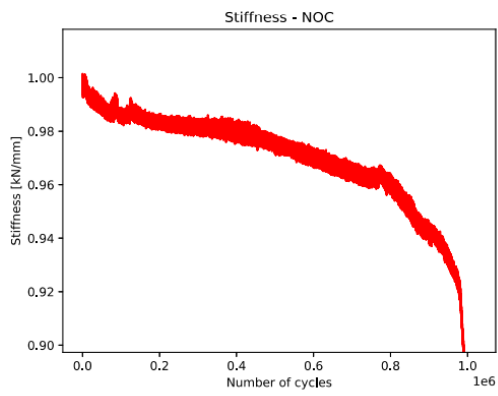
Prøvestykke G2-234



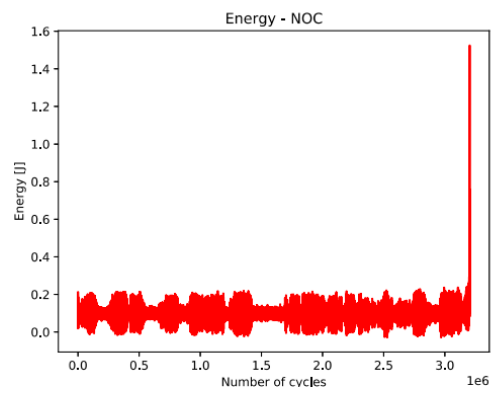
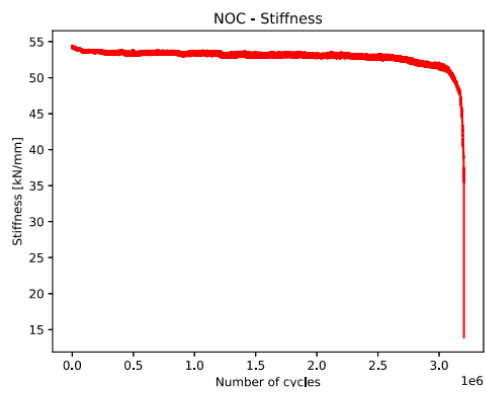
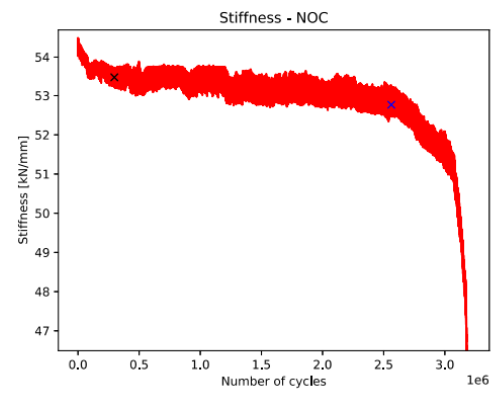
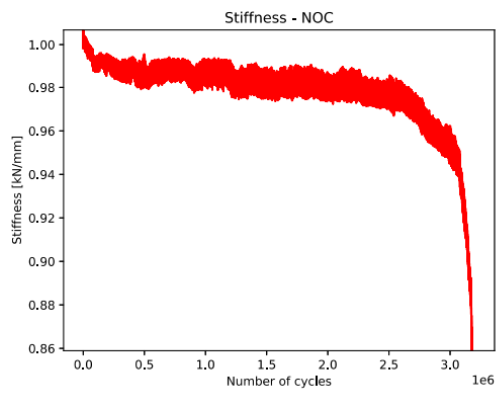
Prøvestykke G2-678



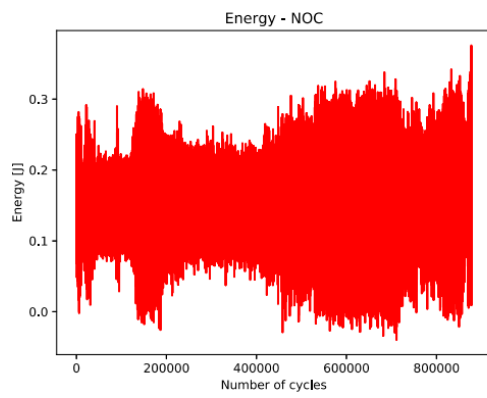
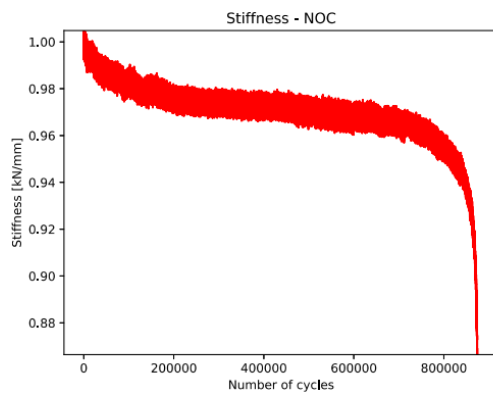
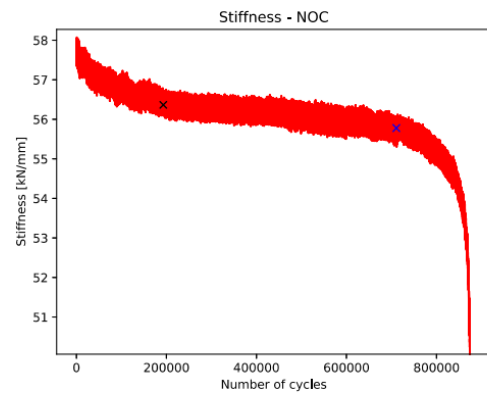
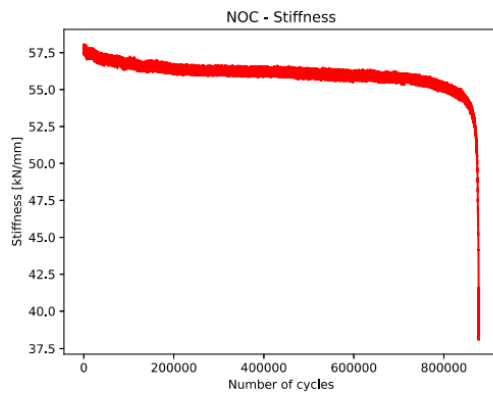
Prøvestykke G3-234



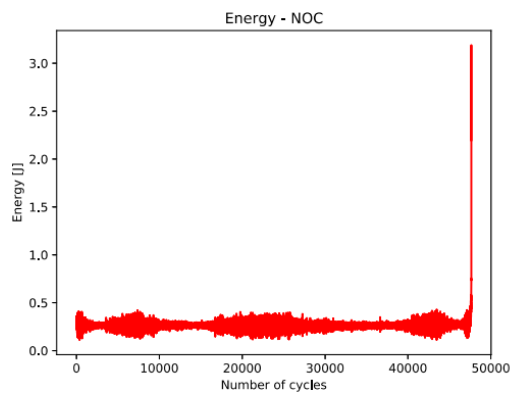
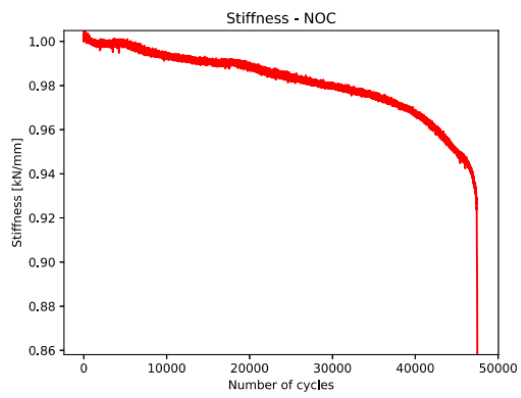
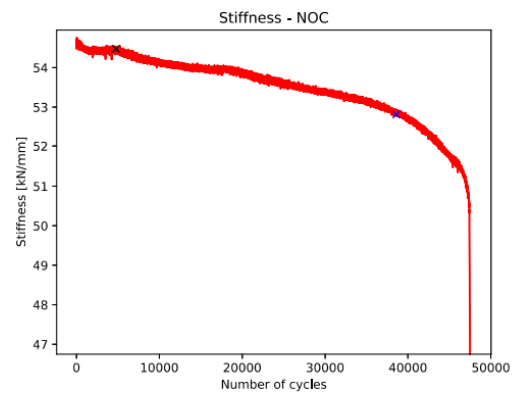
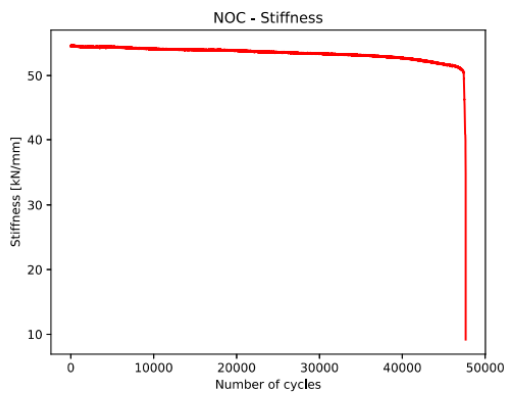
Prøvestykke G3-678



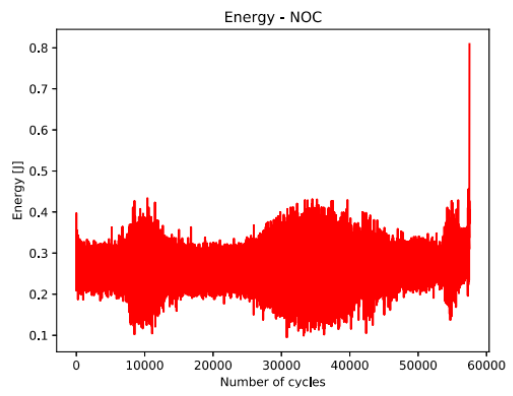
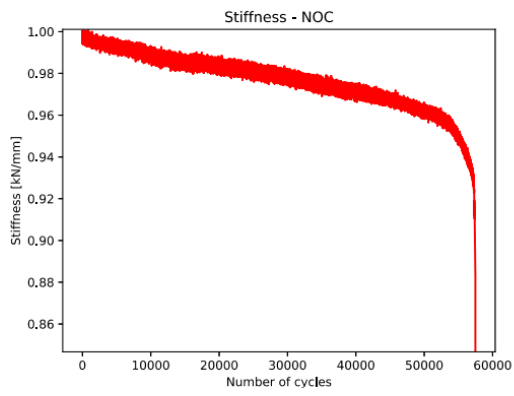
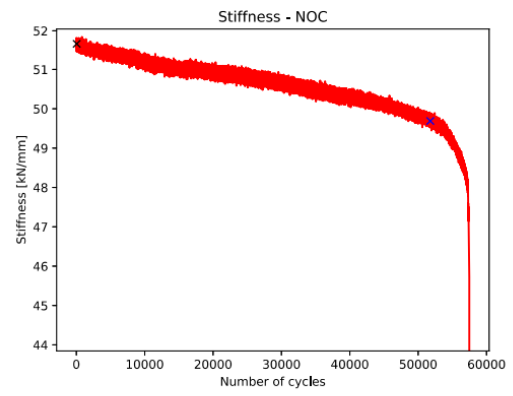
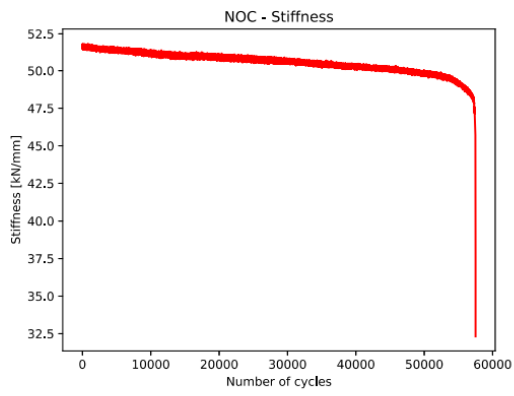
Prøvestykke G4-234



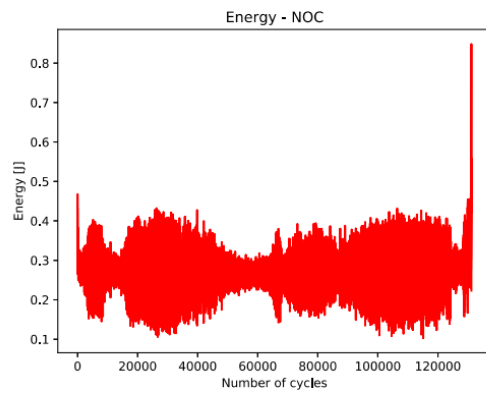
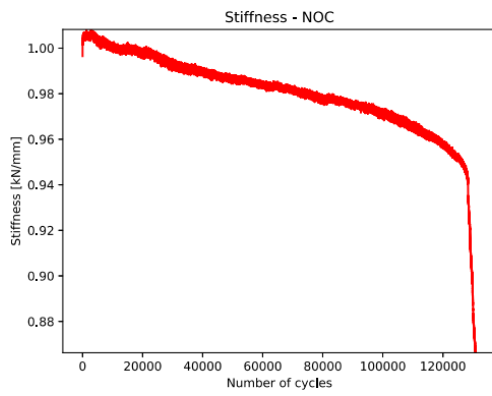
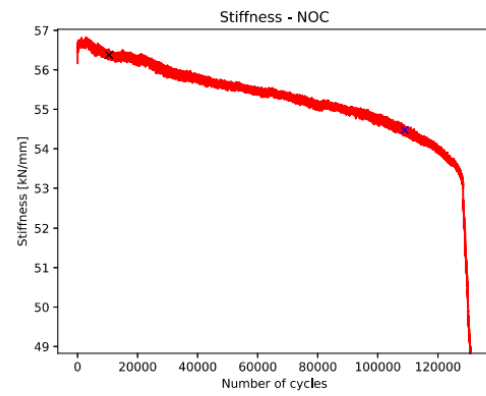
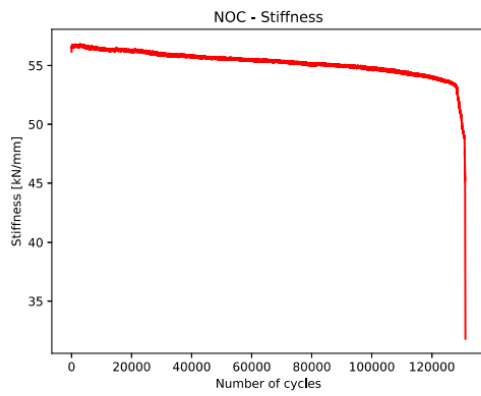
Prøvestykke G4-678



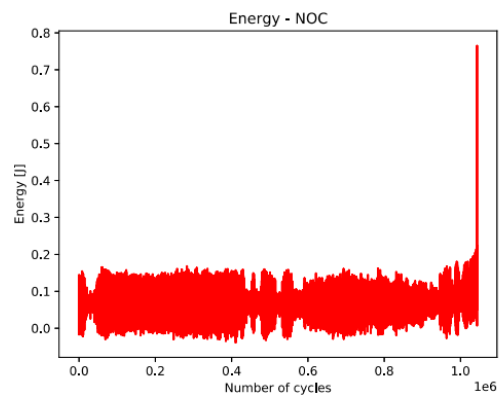
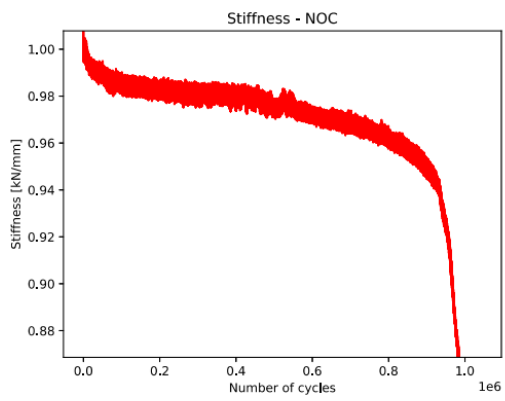
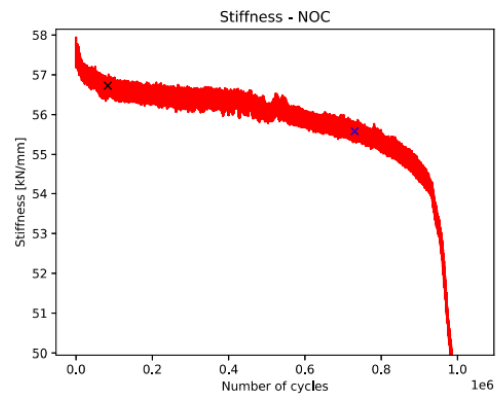
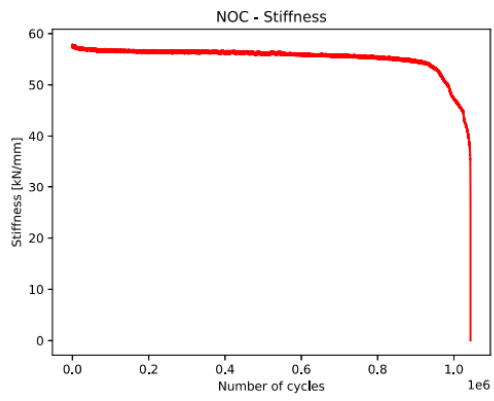
Prøvestykke G5-234



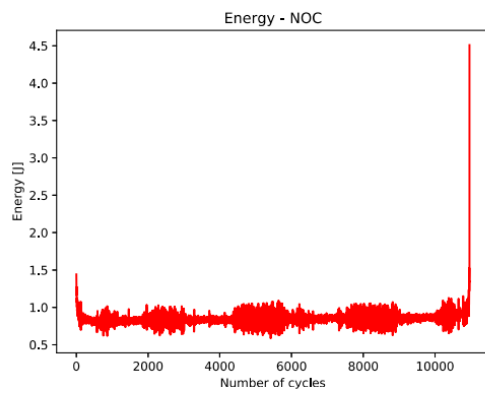
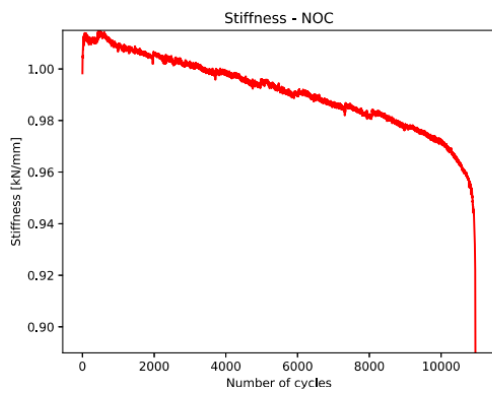
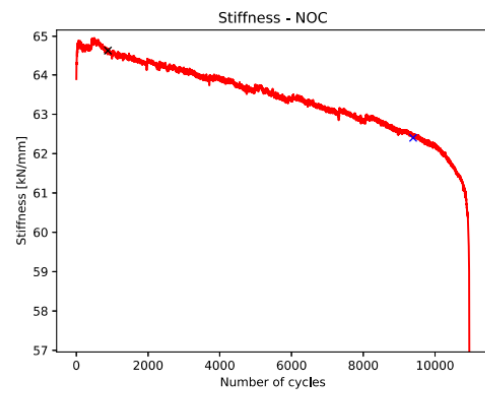
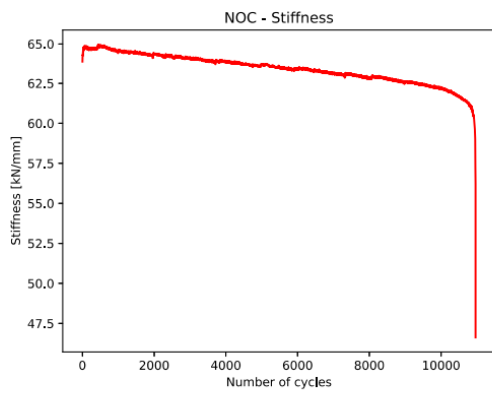
Prøvestykke G5-678



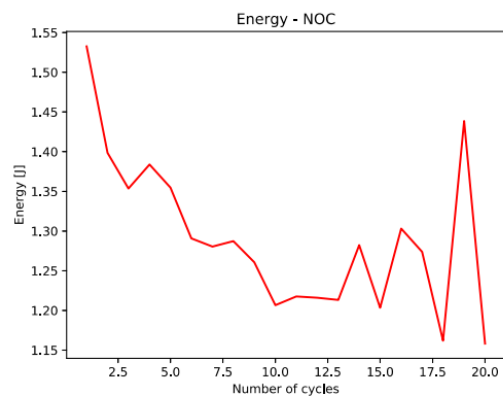
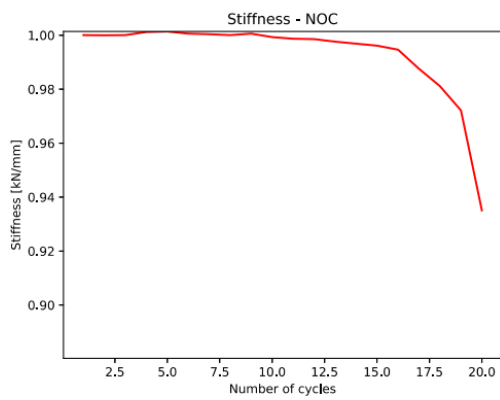
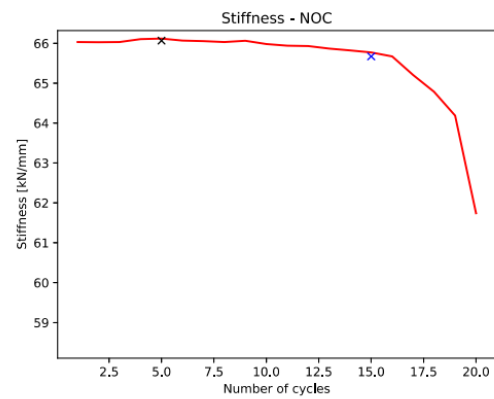
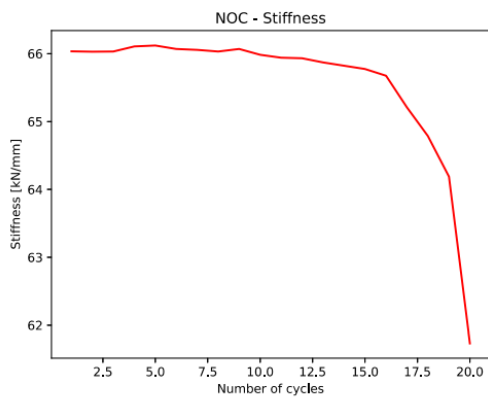
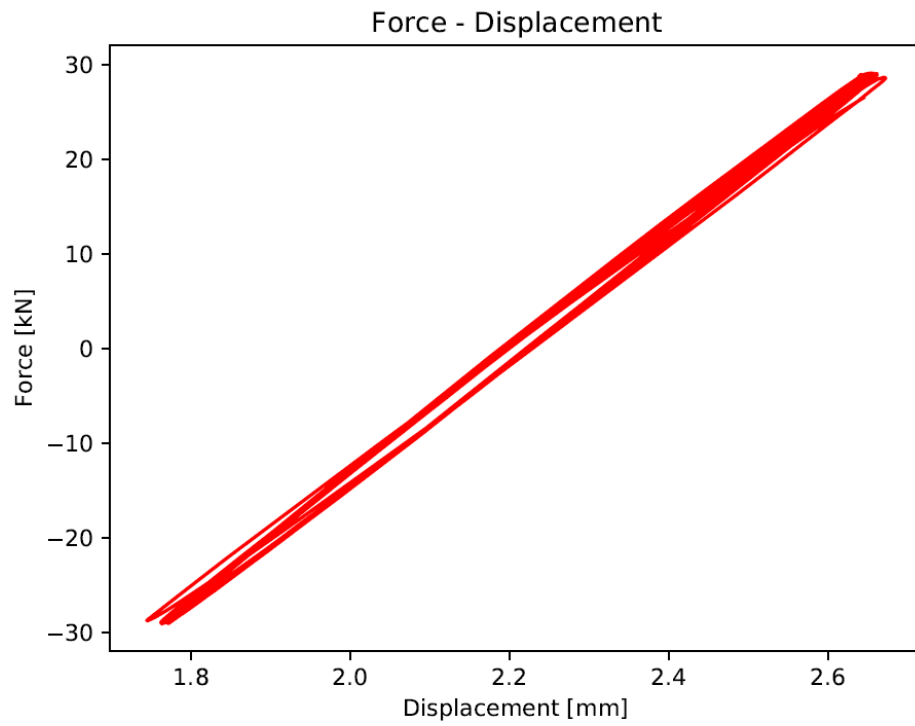
Prøvestykke G6-678



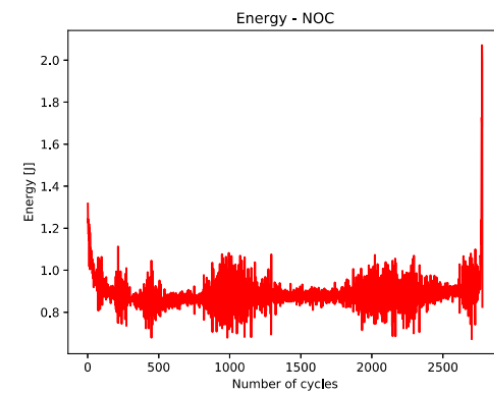
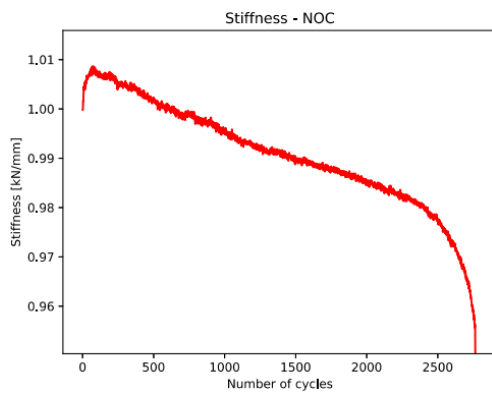
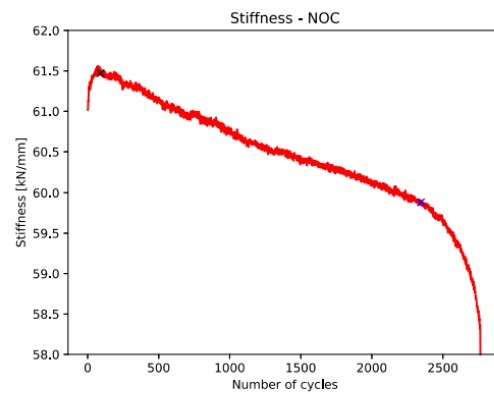
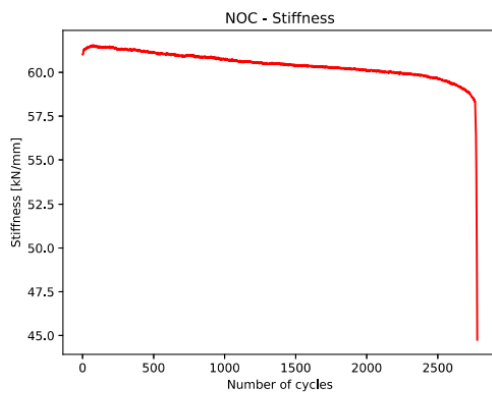
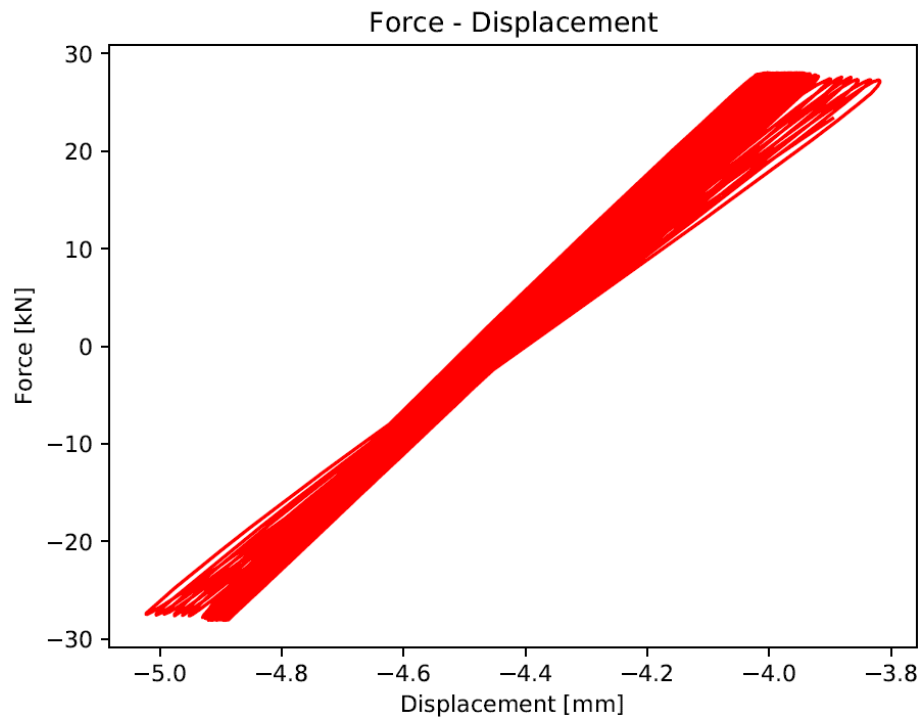
Prøvestykke H1-234



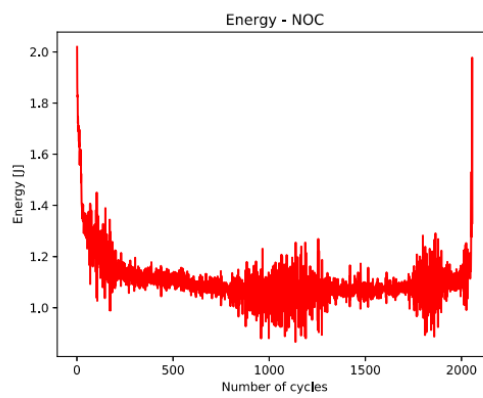
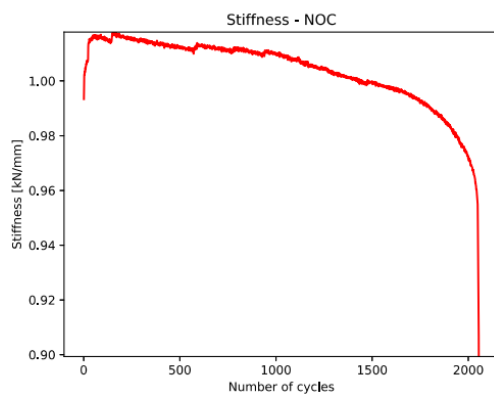
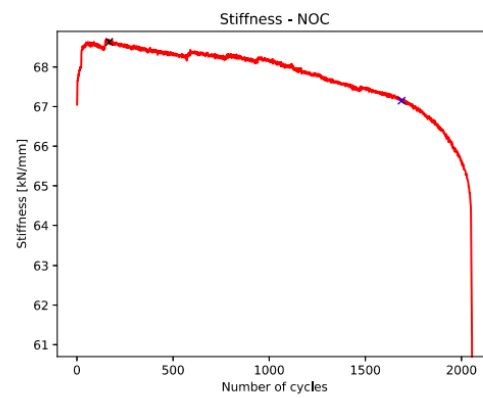
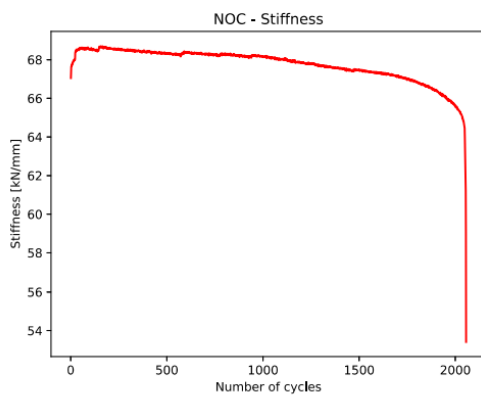
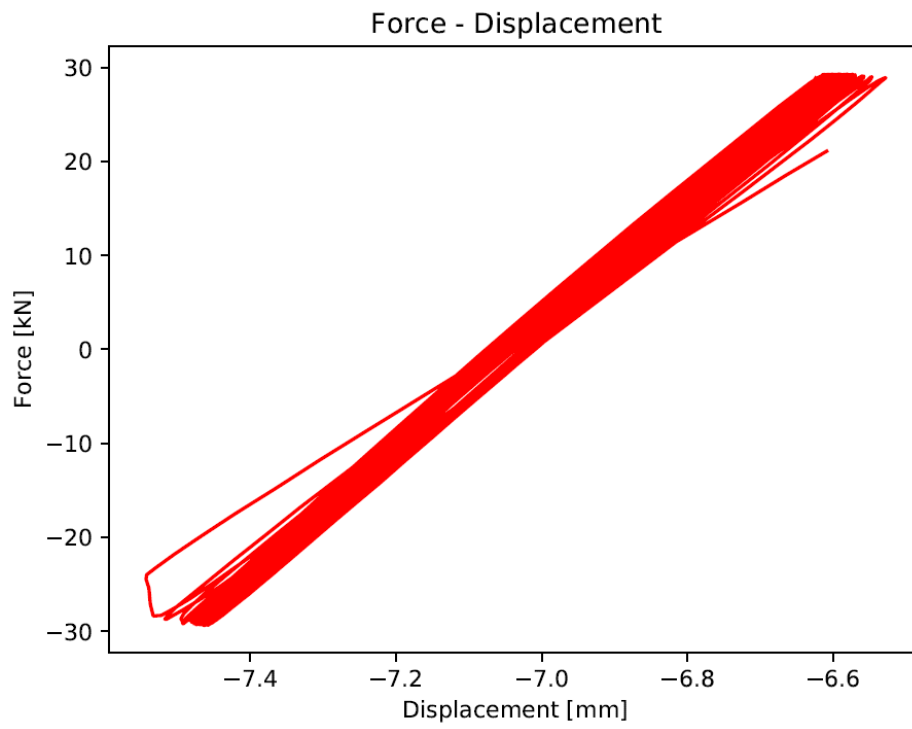
Prøvestykke H1-678



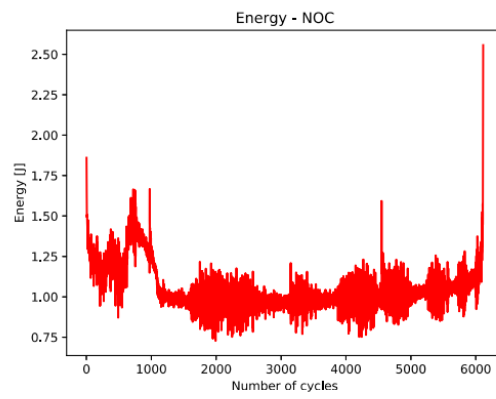
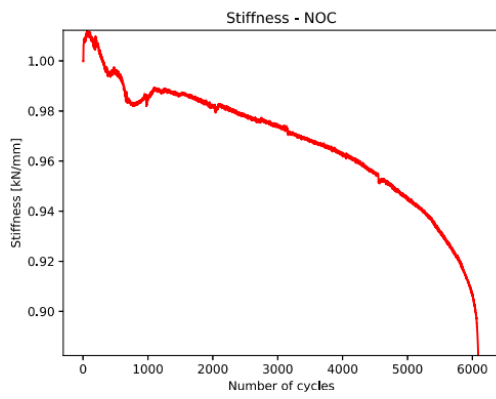
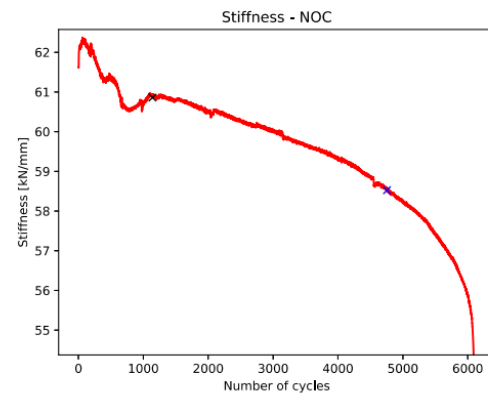
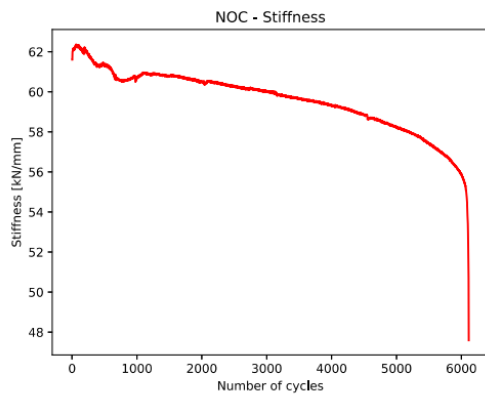
Prøvestykke H2-234



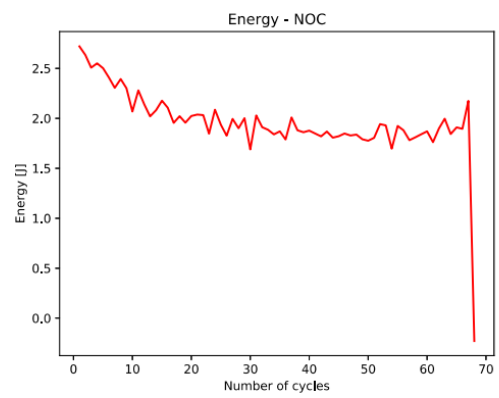
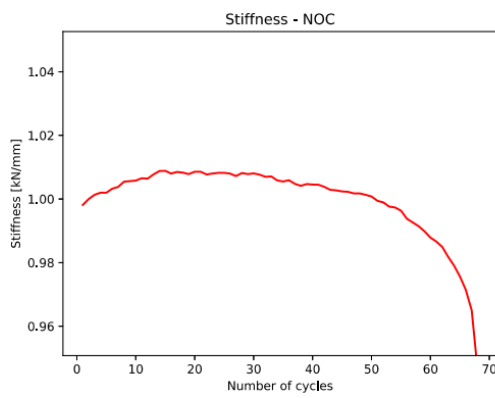
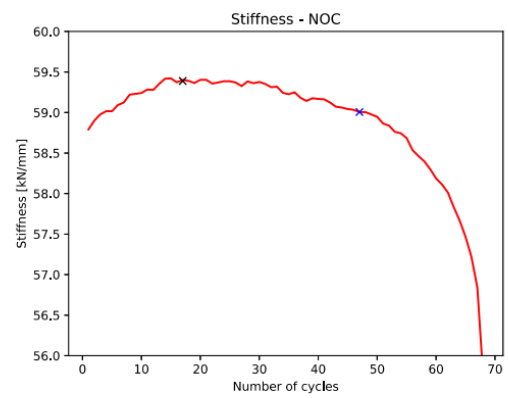
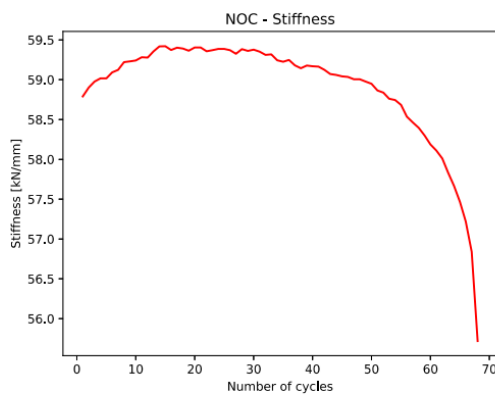
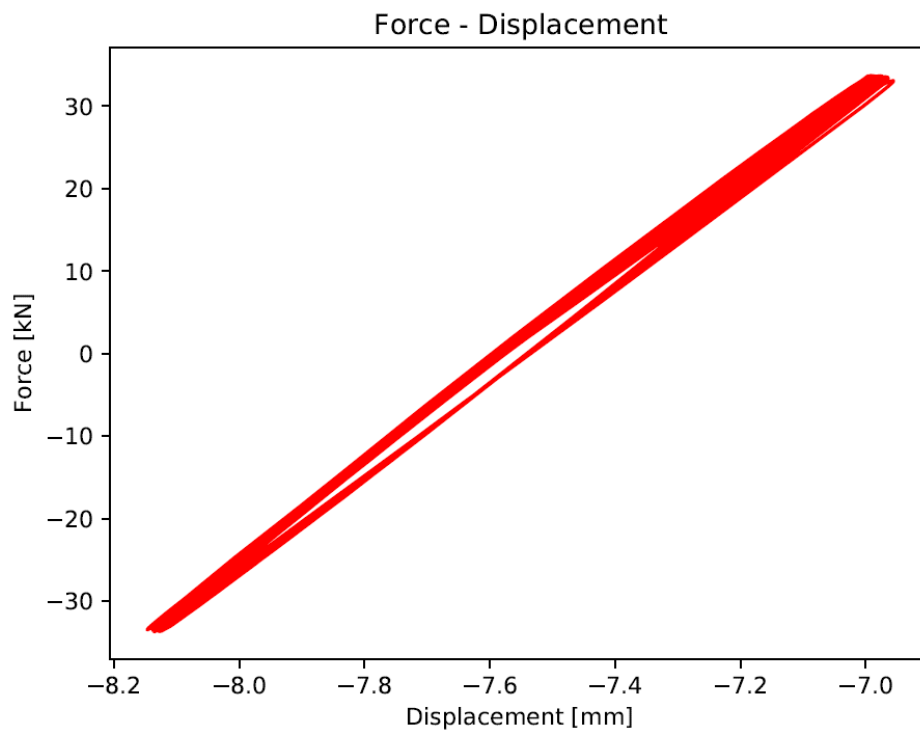
Prøvestykke H2-678



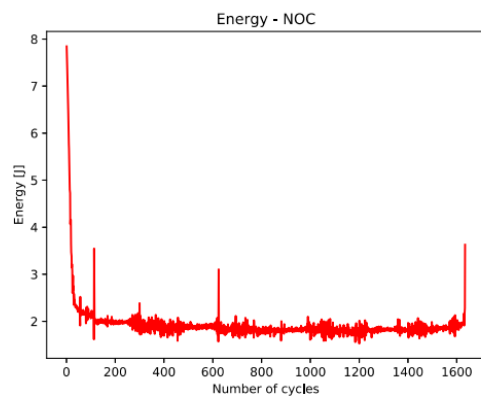
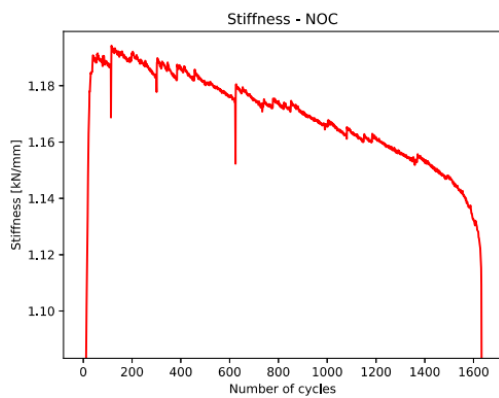
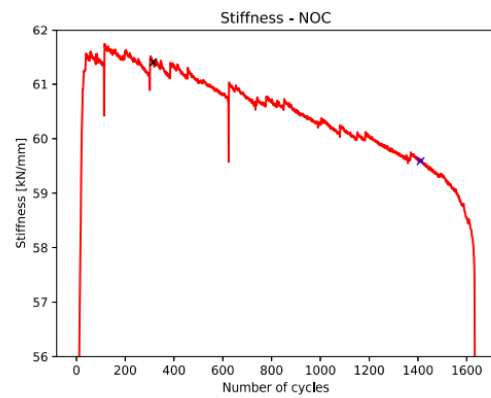
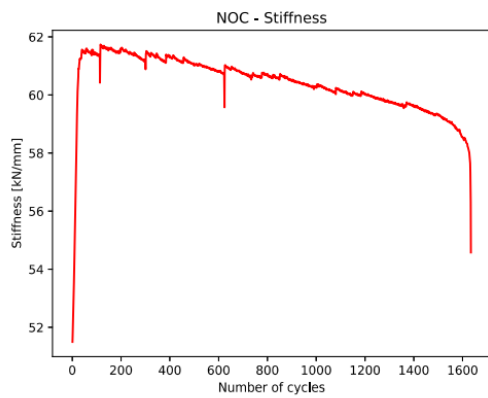
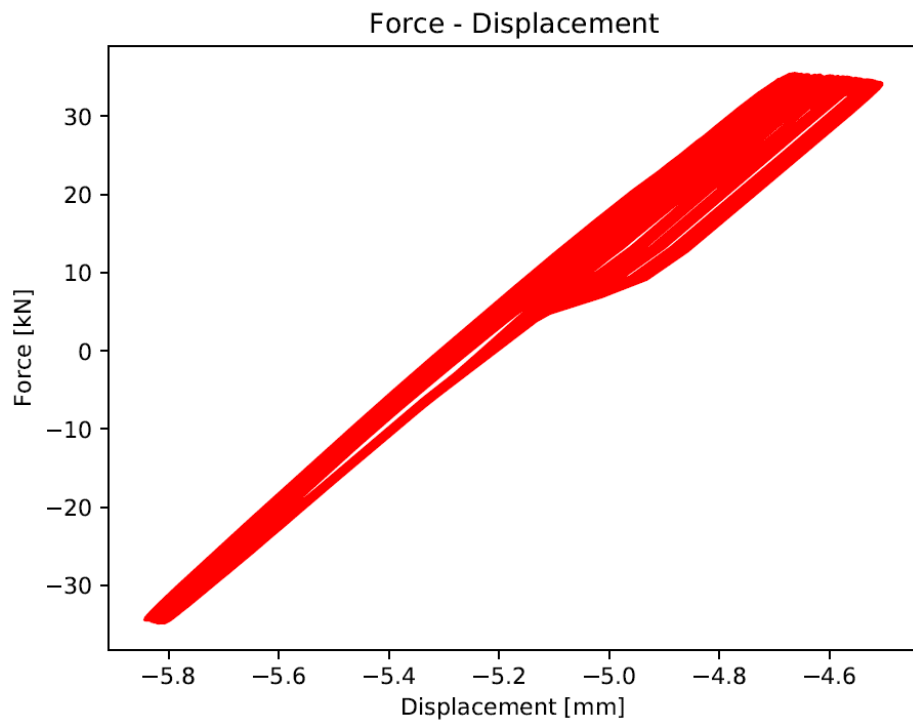
Prøvestykke H3-234



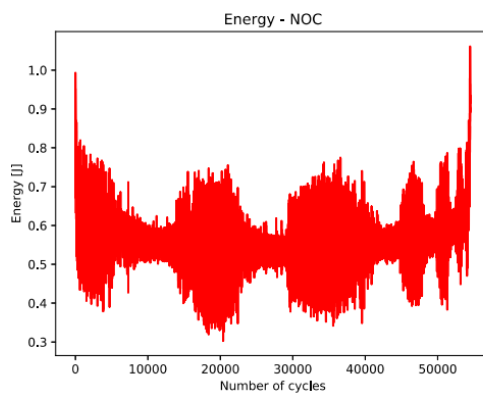
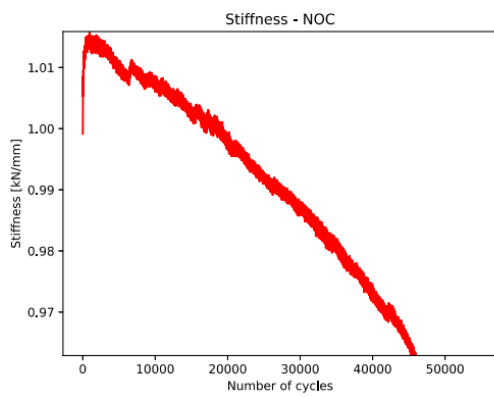
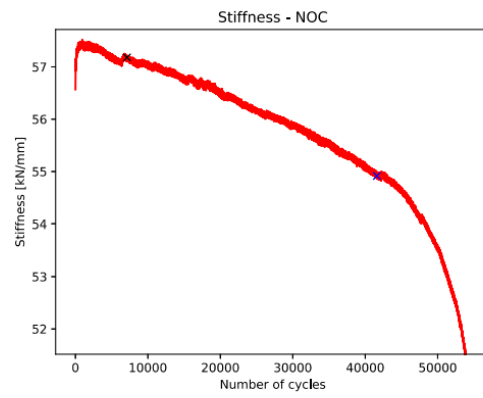
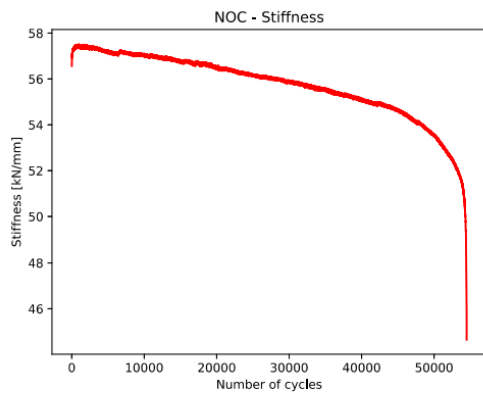
Prøvestykke H3-678



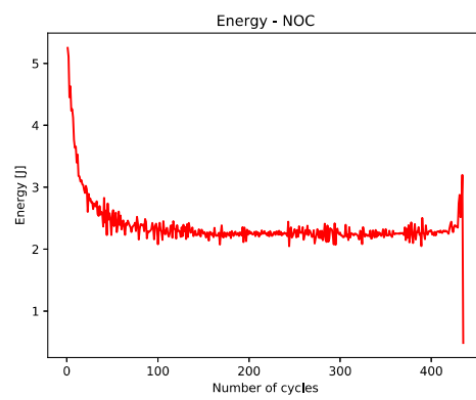
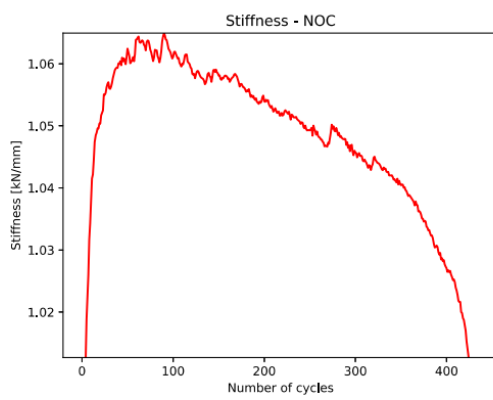
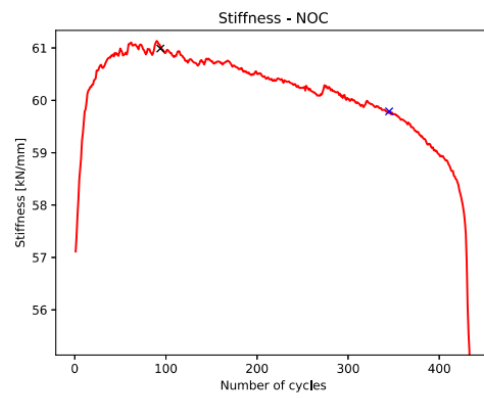
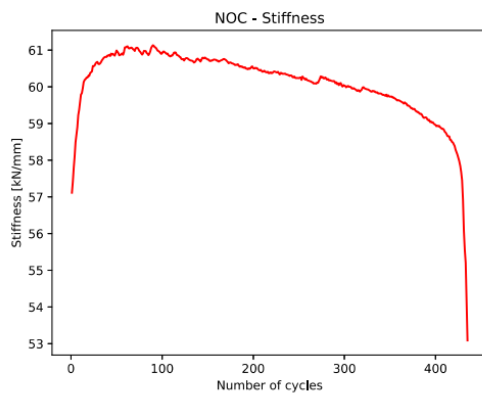
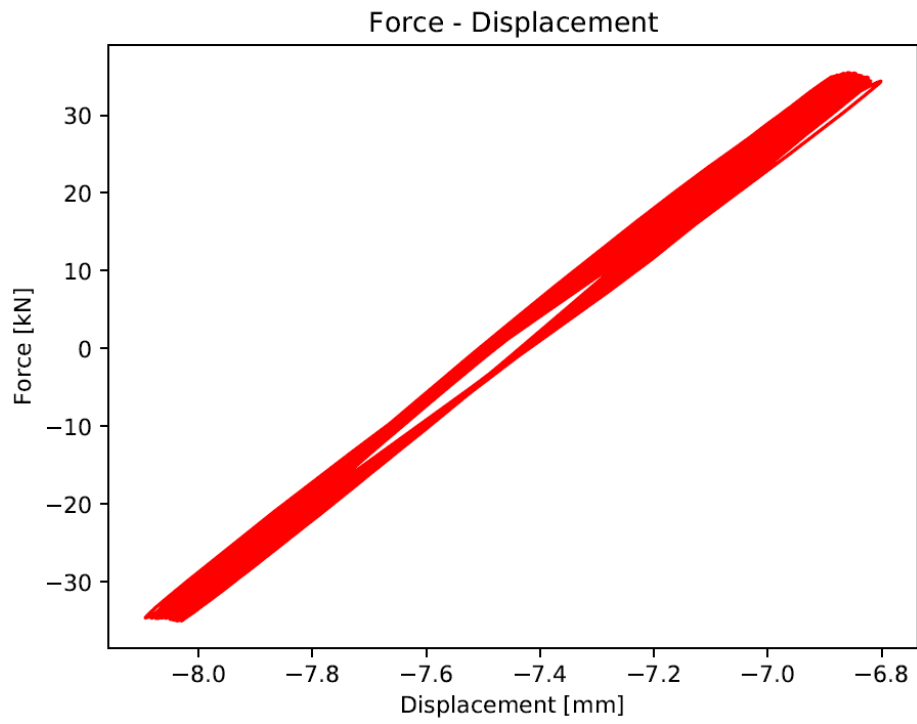
Prøvestykke H4-234



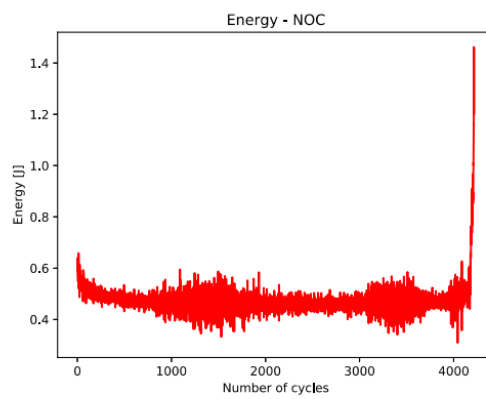
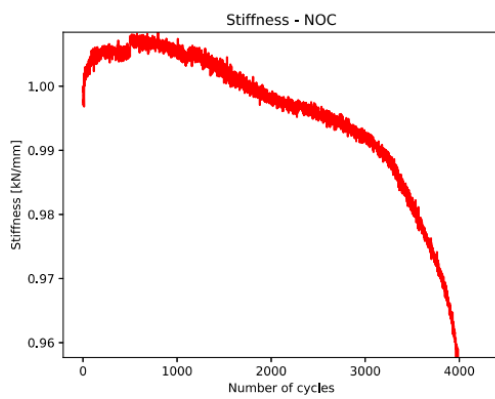
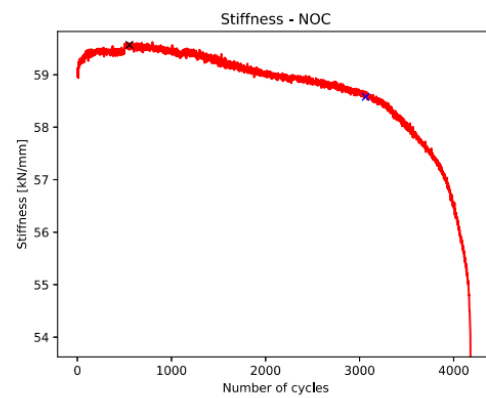
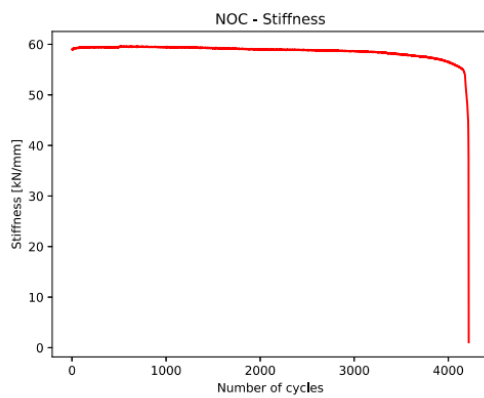
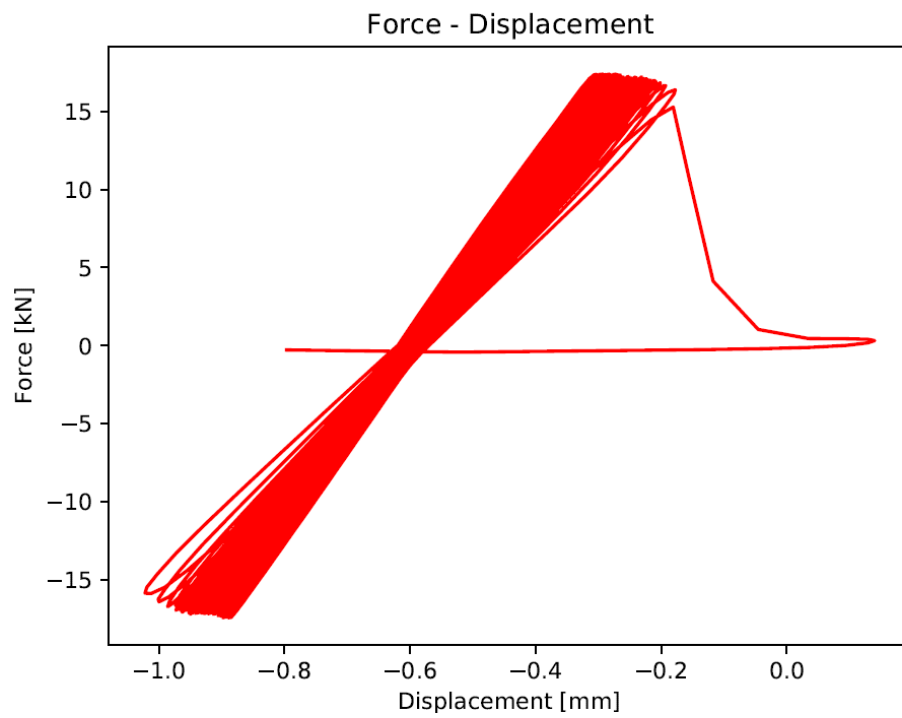
Prøvestykke H4-678



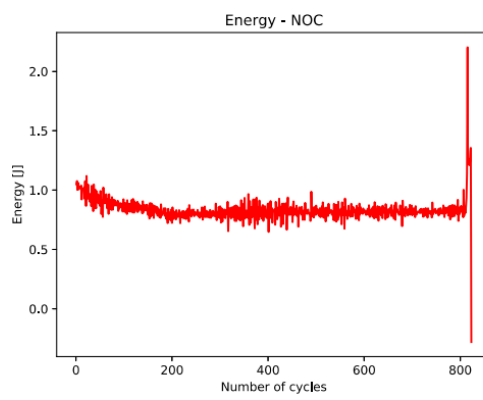
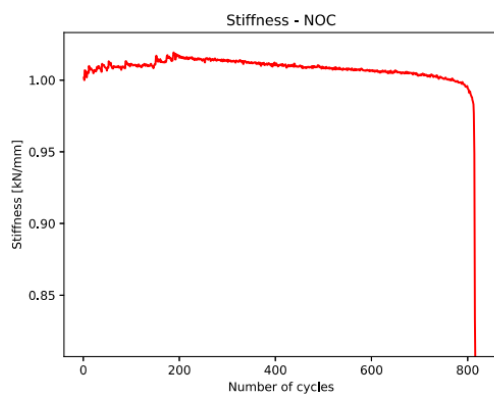
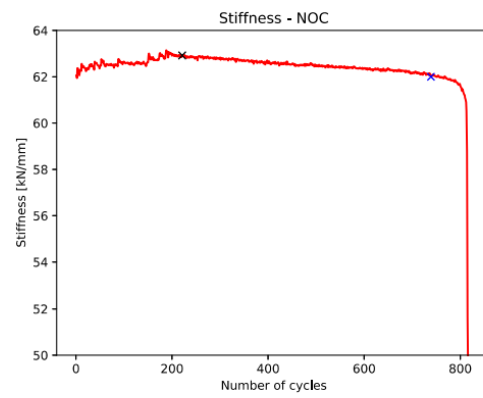
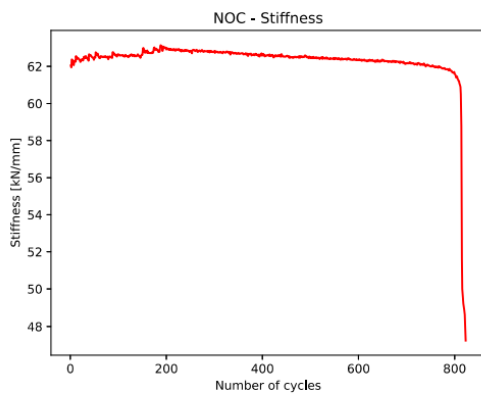
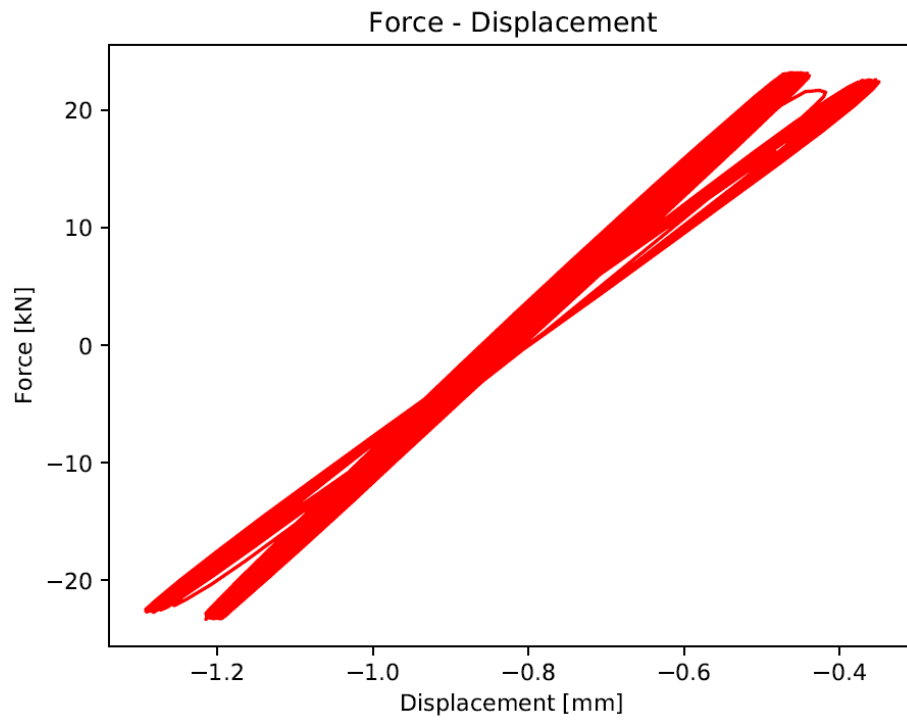
Prøvestykke H5-234



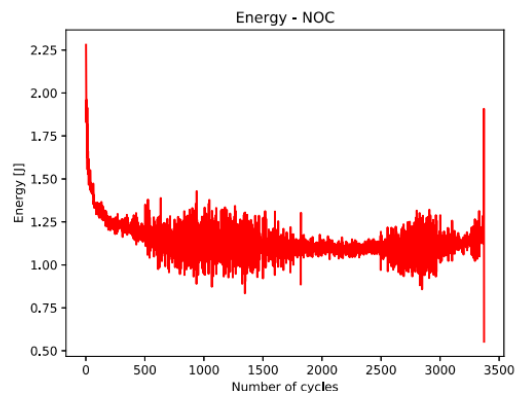
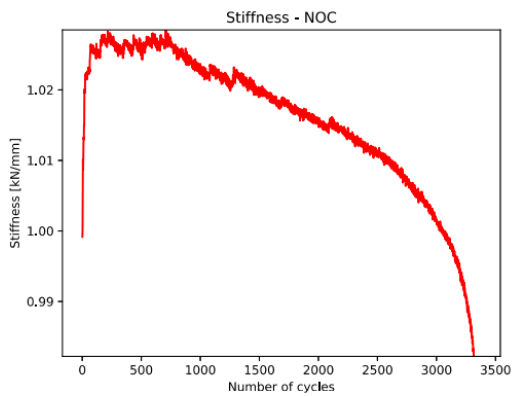
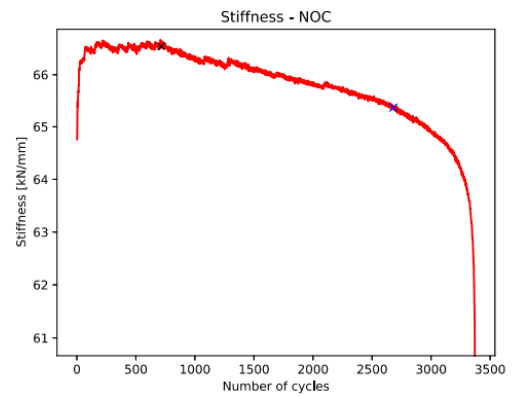
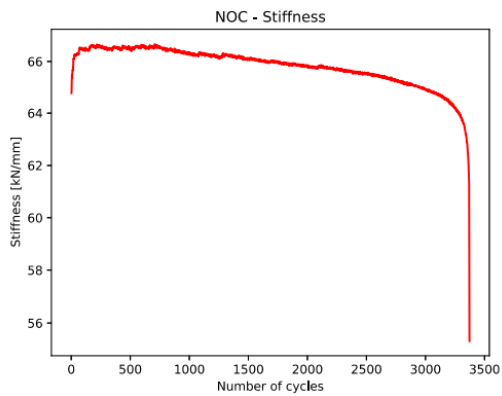
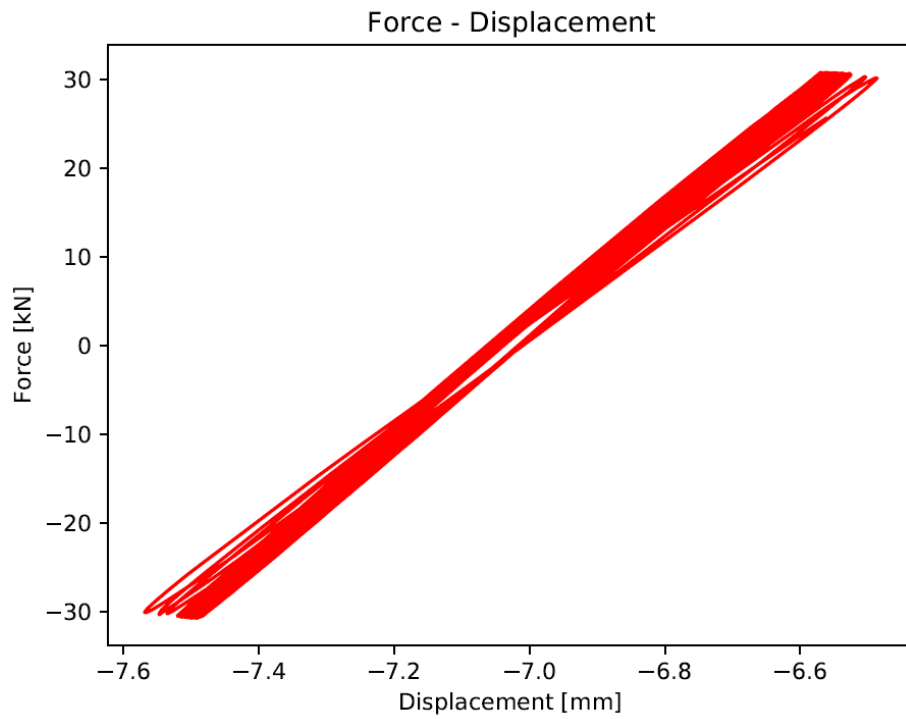
Prøvestykke I1-234



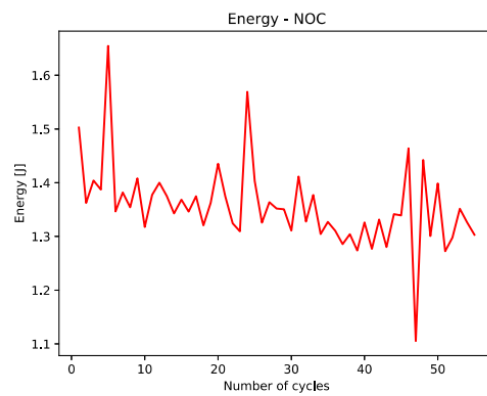
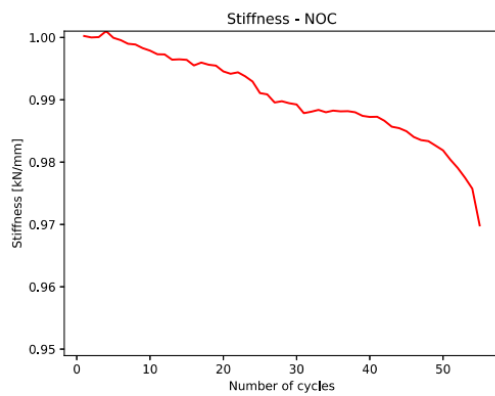
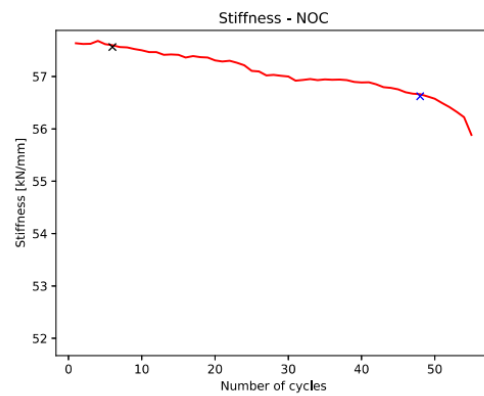
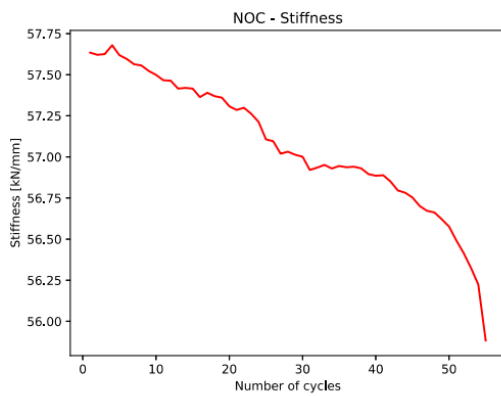
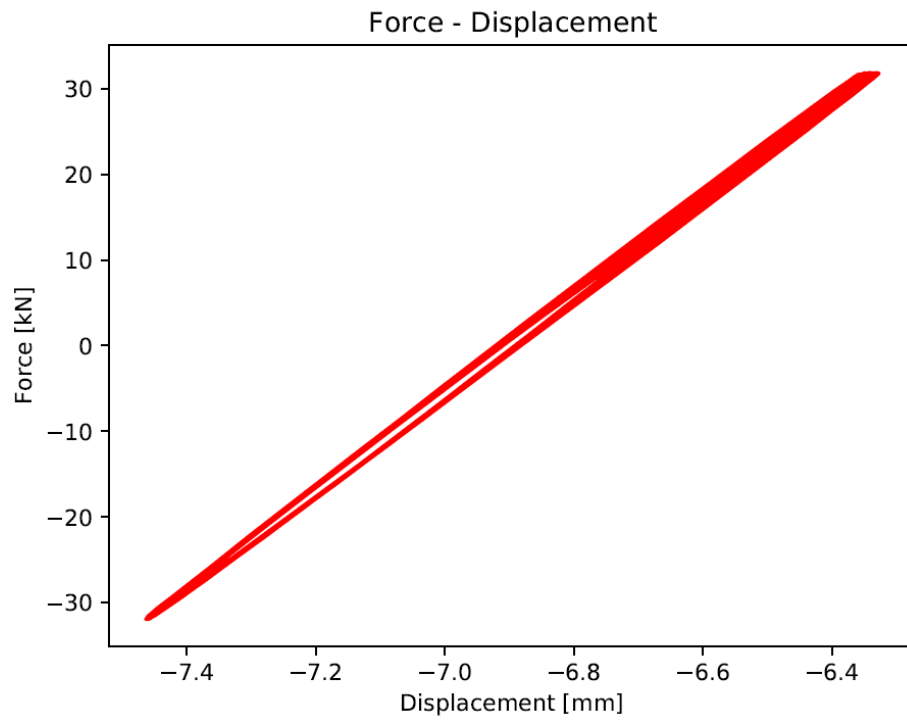
Prøvestykke I1-678



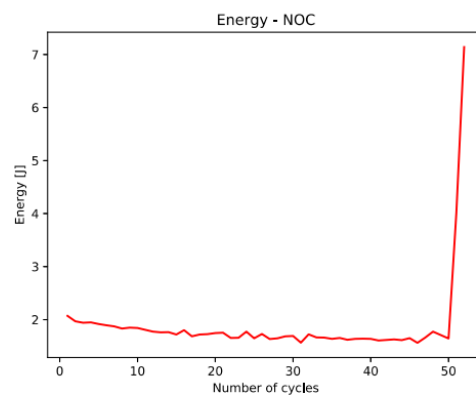
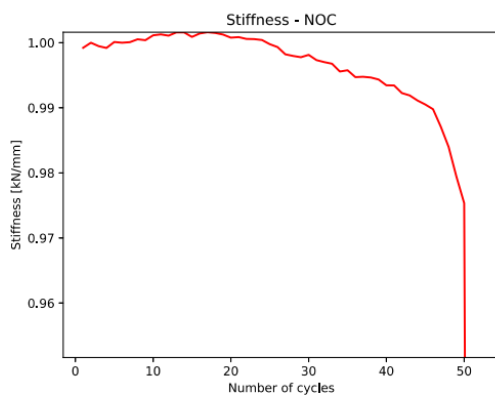
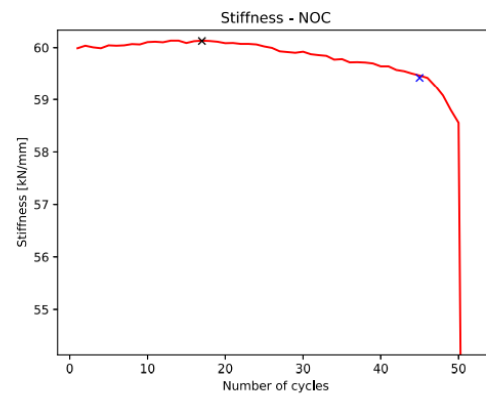
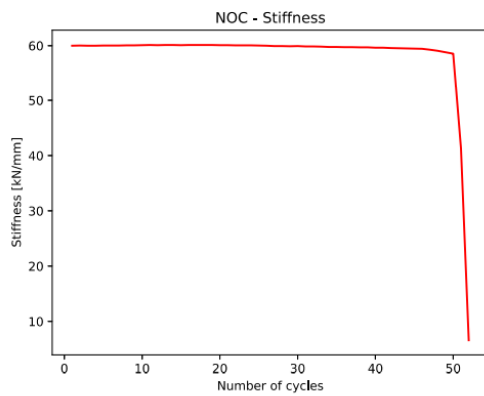
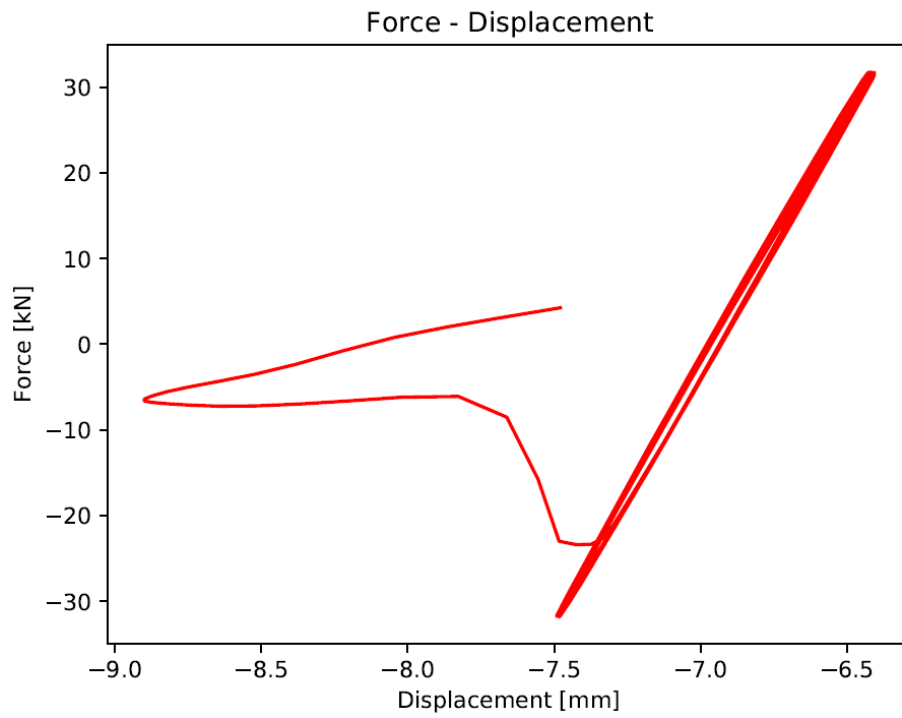
Prøvestykke J1-678



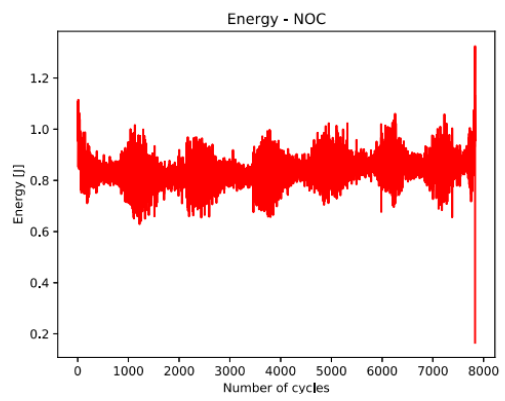
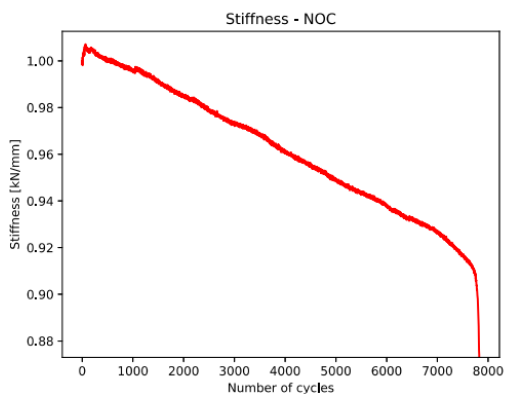
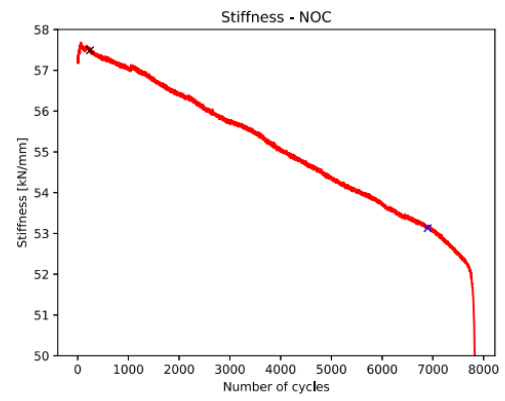
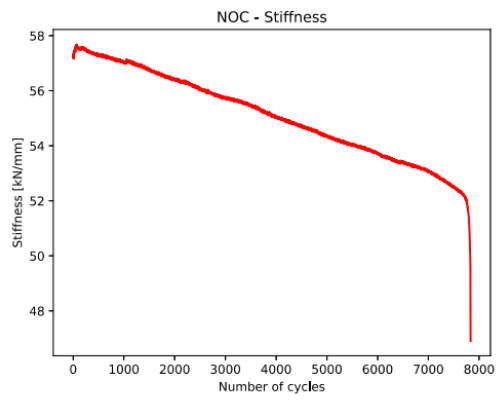
Prøvestykke J2-234



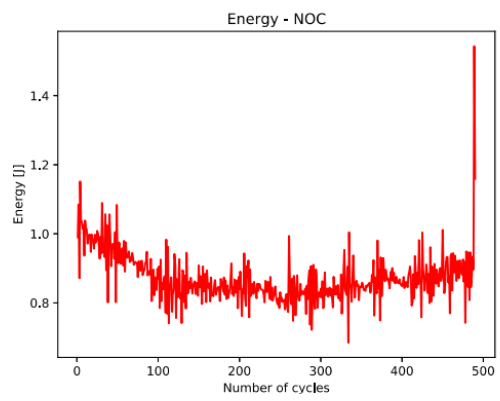
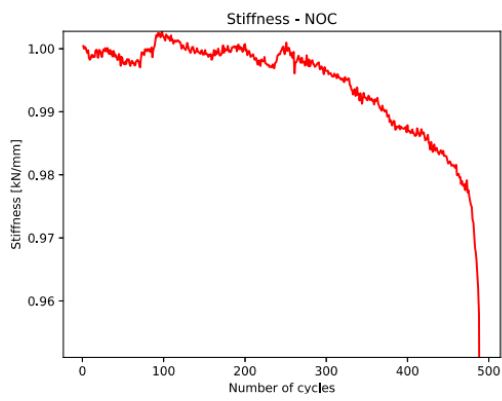
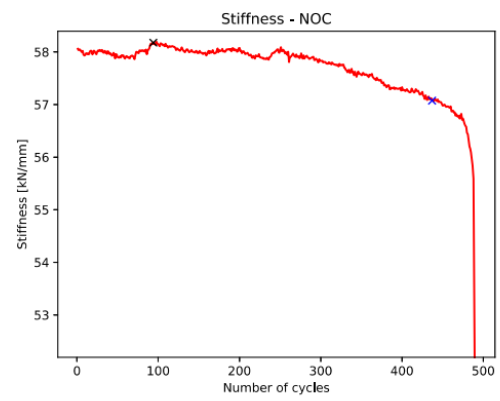
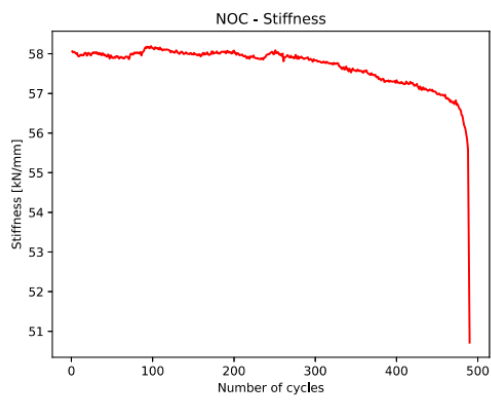
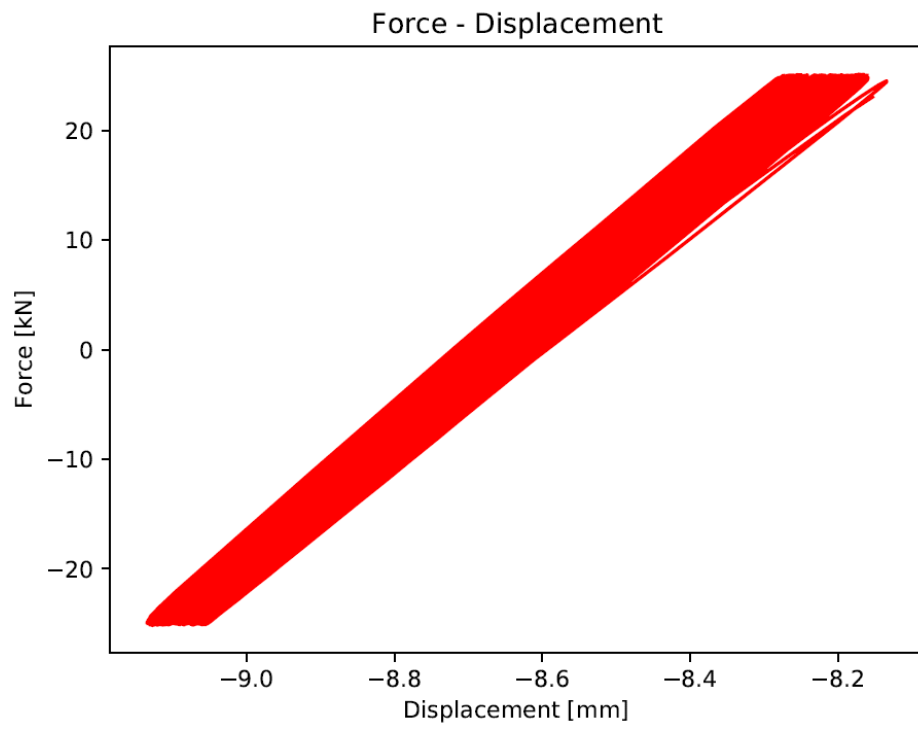
Prøvestykke J2-678



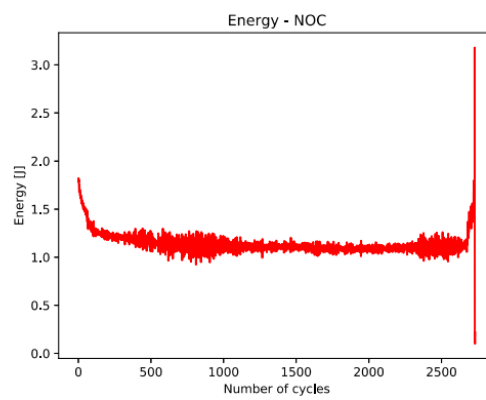
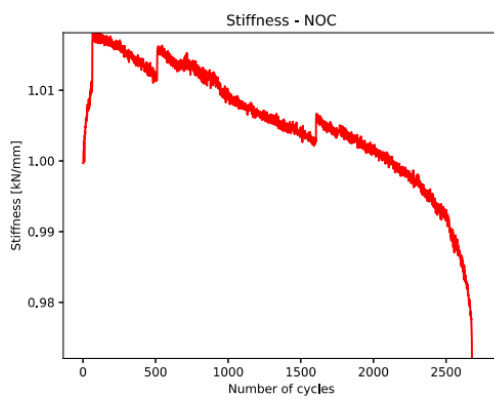
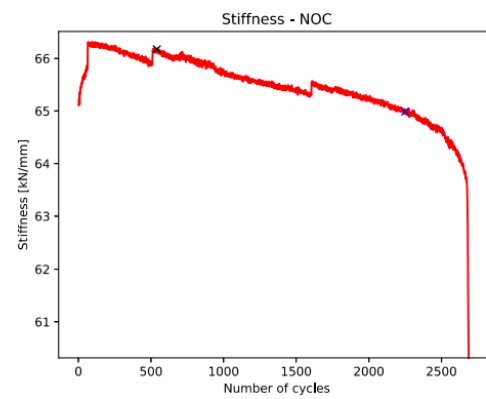
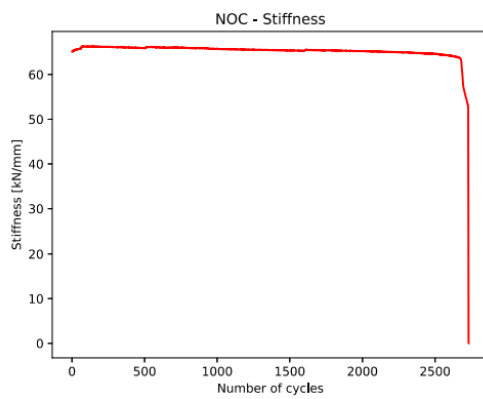
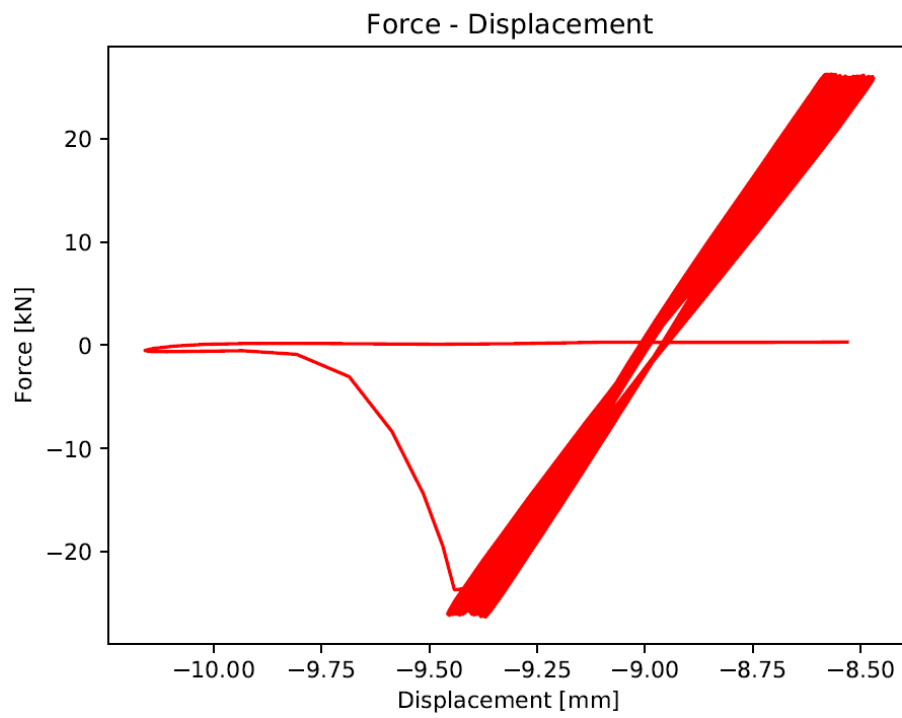
Prøvestykke J3-234



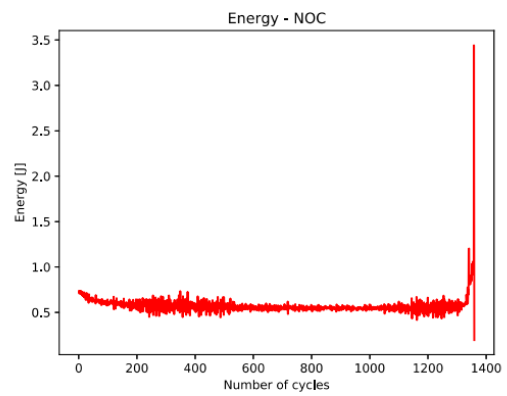
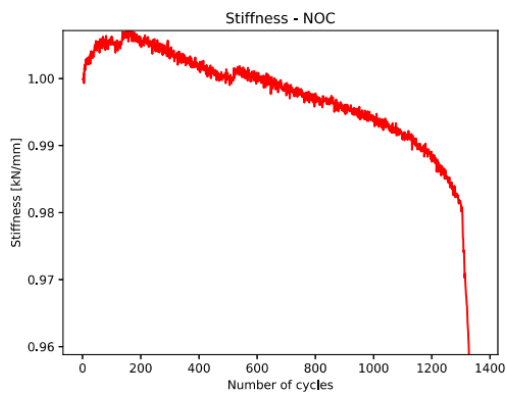
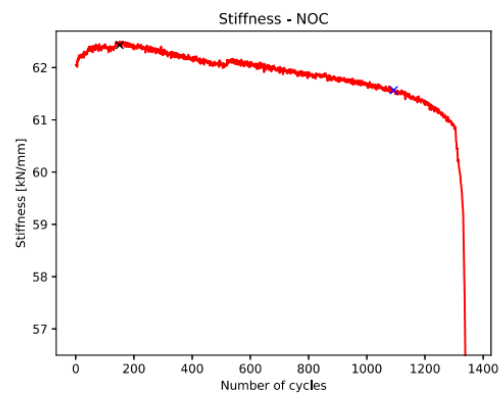
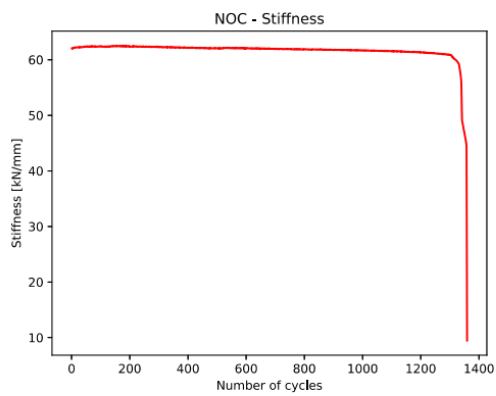
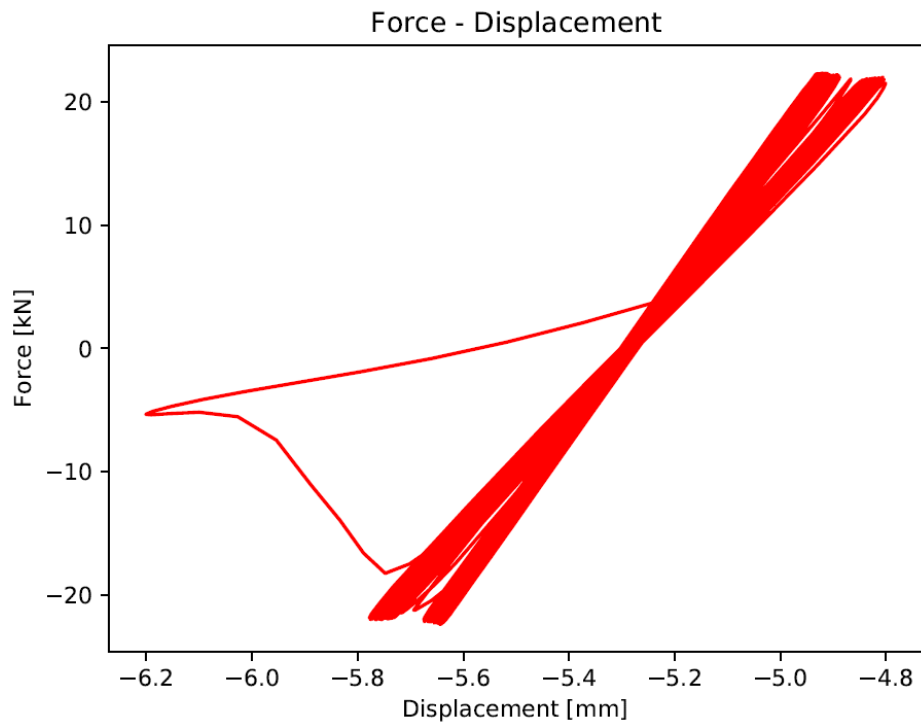
Prøvestykke J3-678



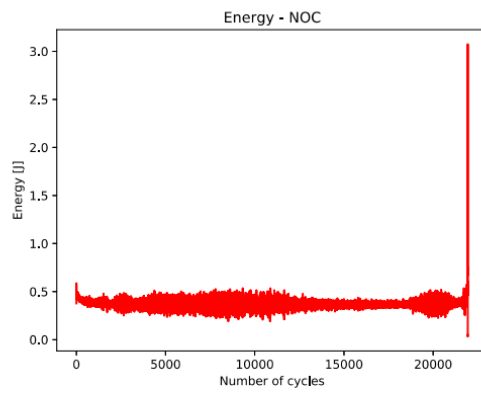
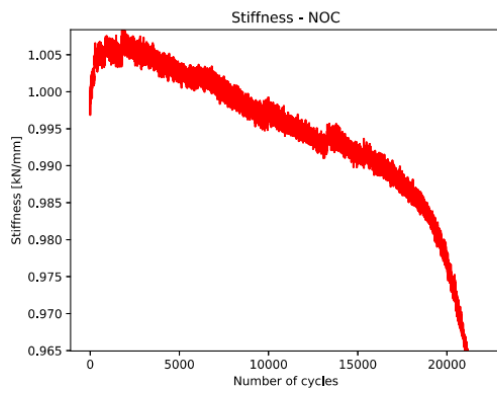
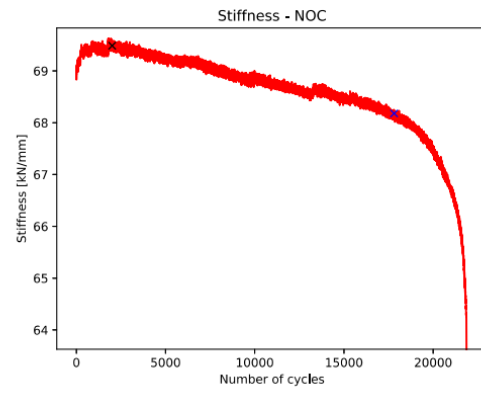
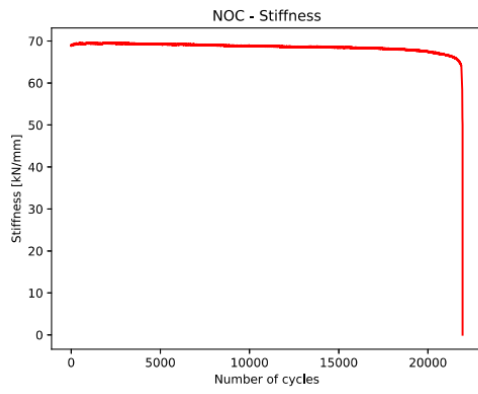
Prøvestykke J4-234



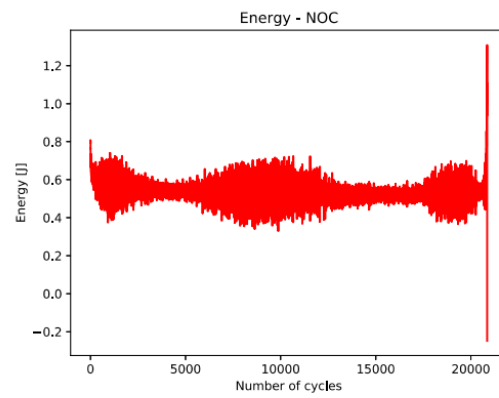
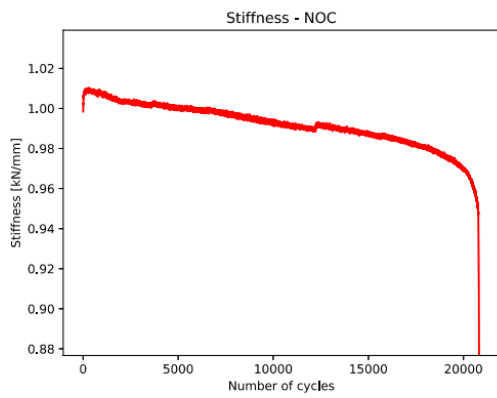
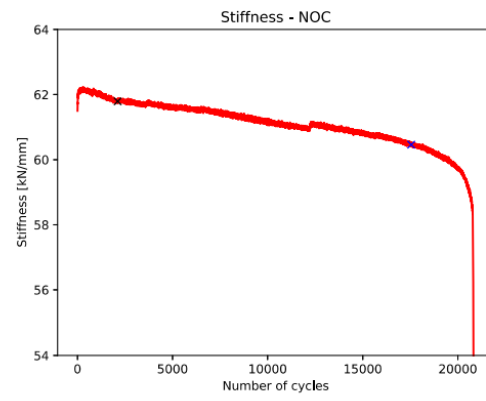
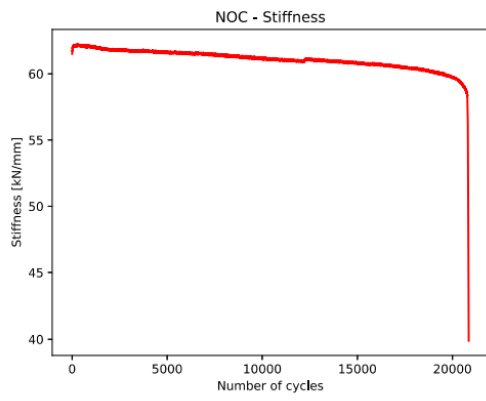
Prøvestykke J4-678



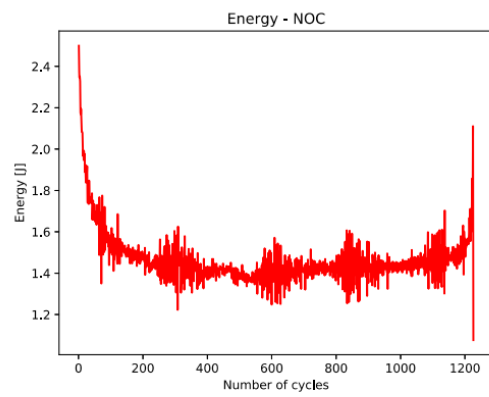
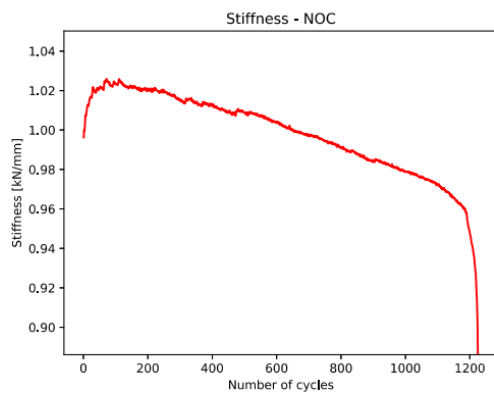
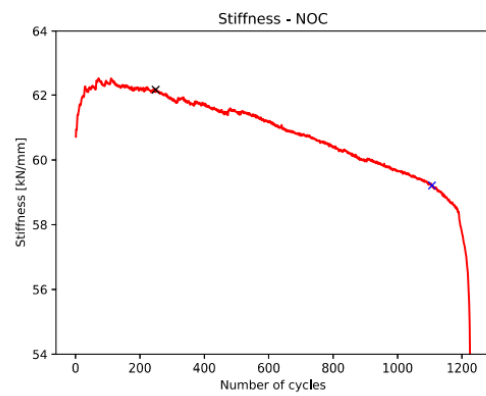
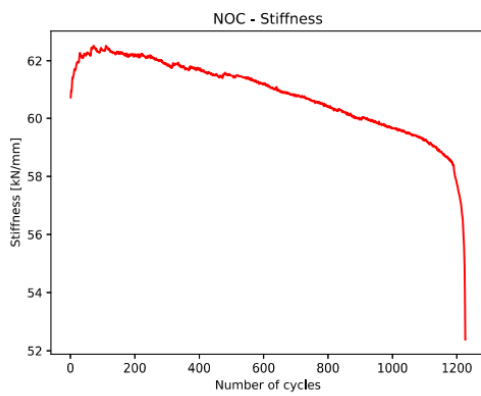
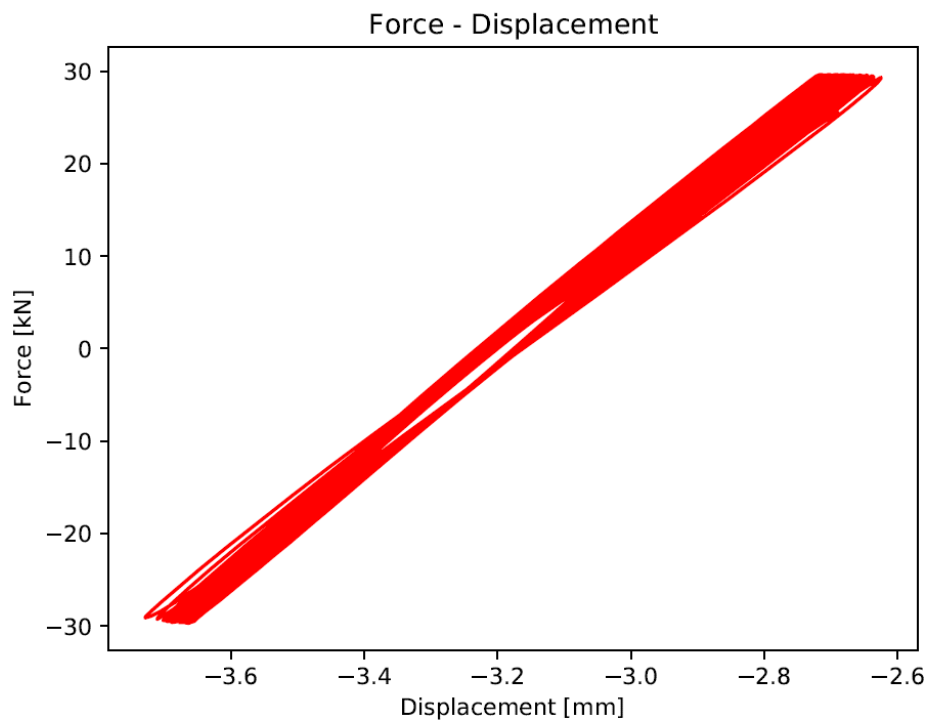
Prøvestykke J5-234



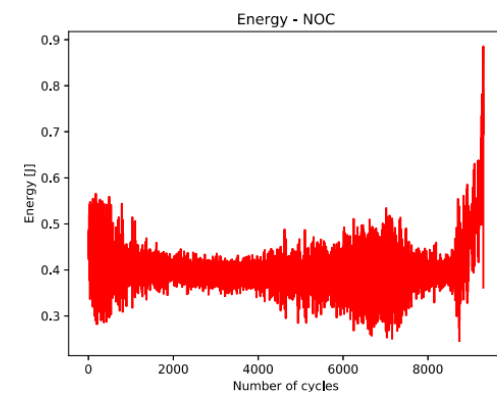
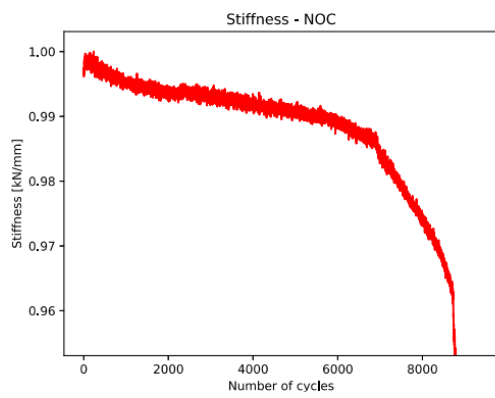
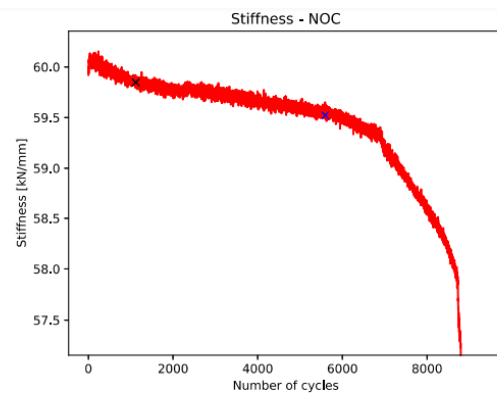
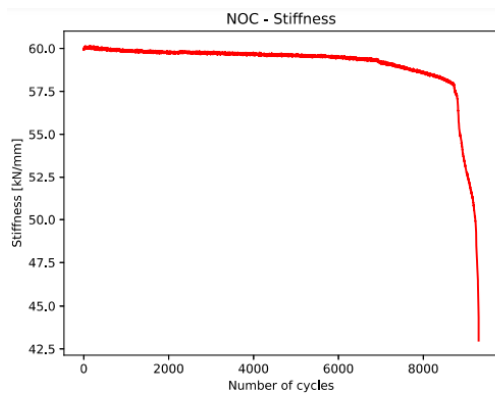
Prøvestykke J5-678



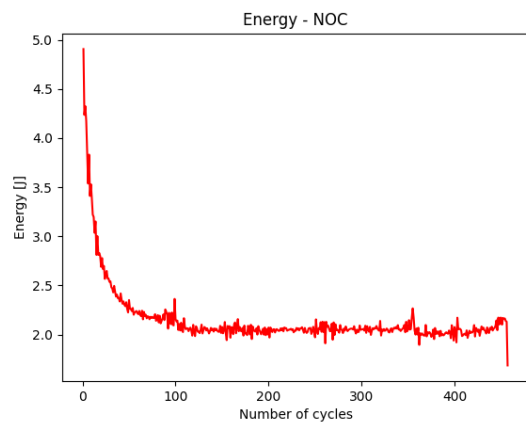
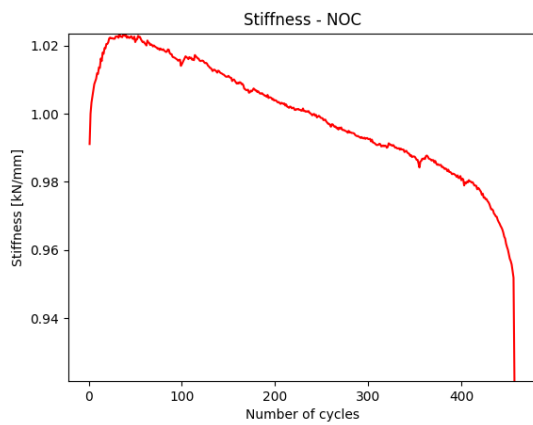
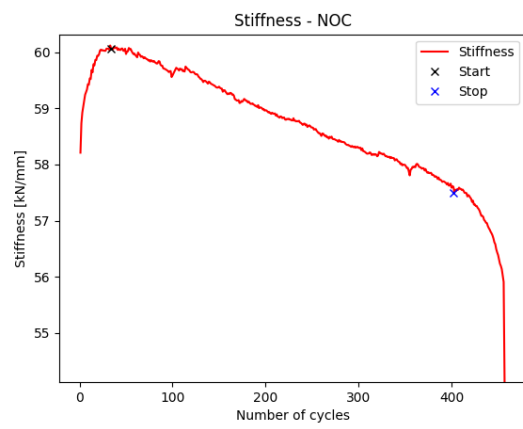
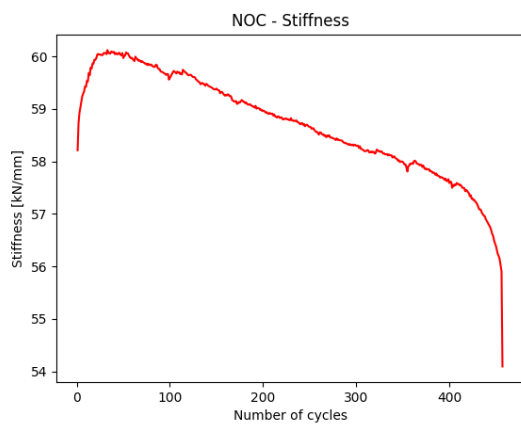
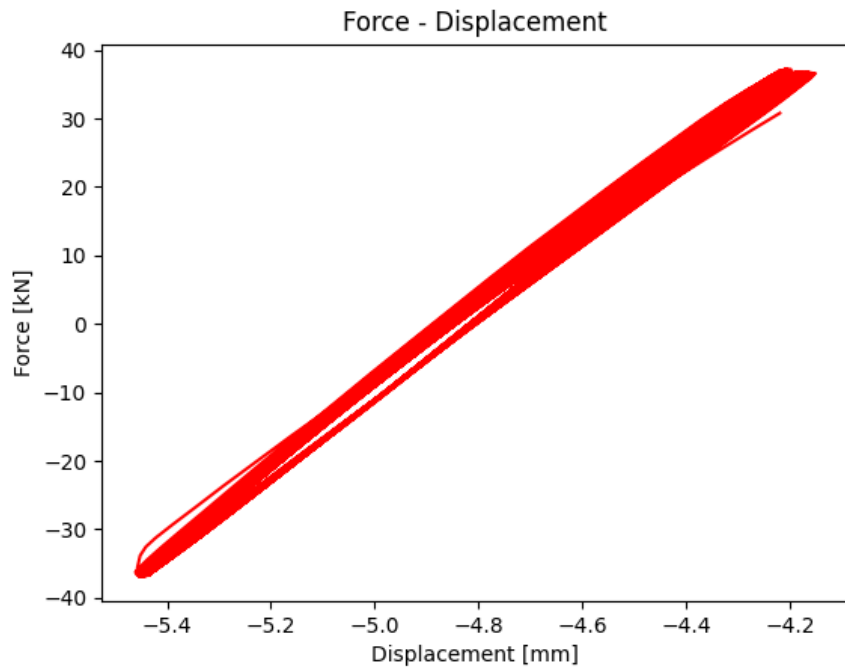
Prøvestykke J6-234



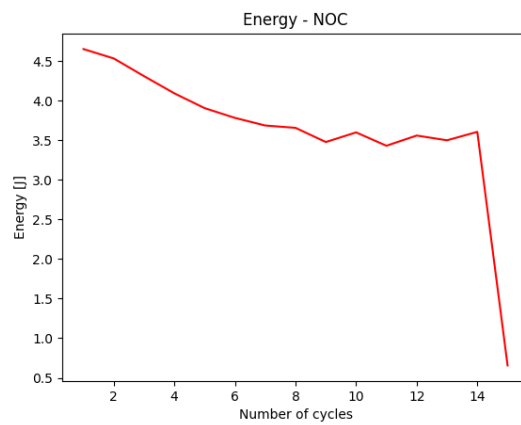
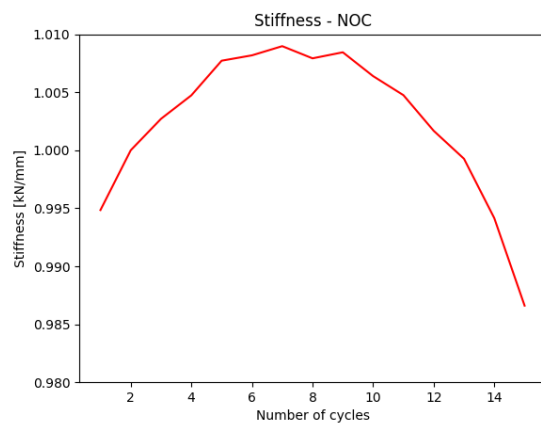
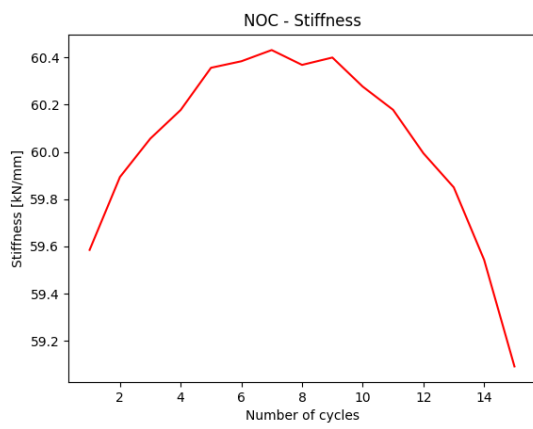
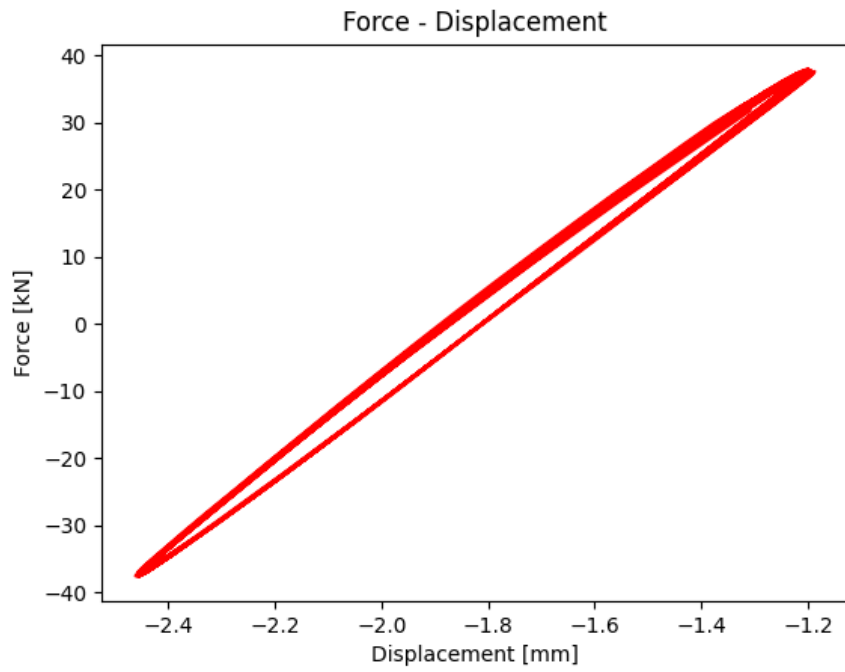
Prøvestykke J6-678



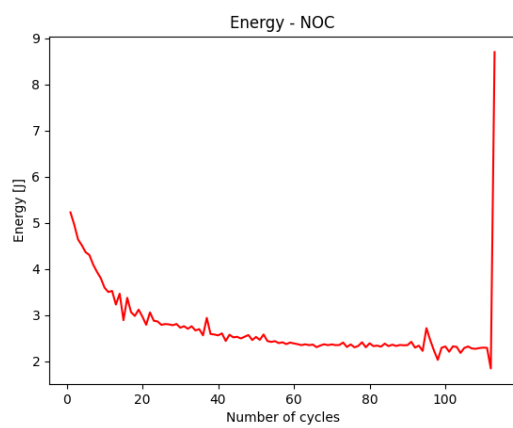
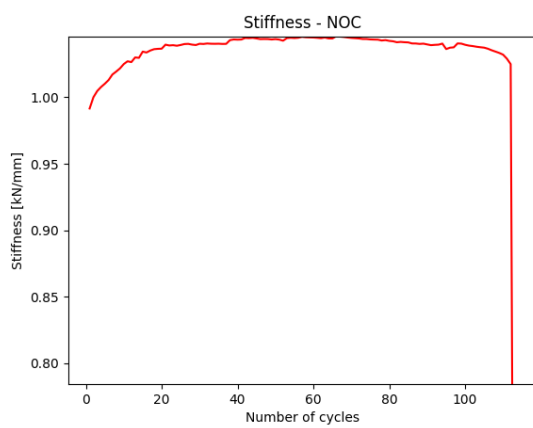
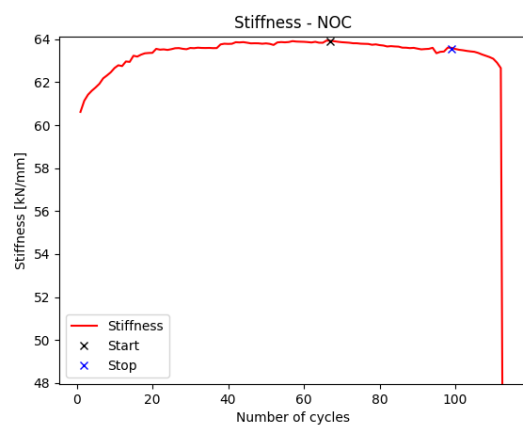
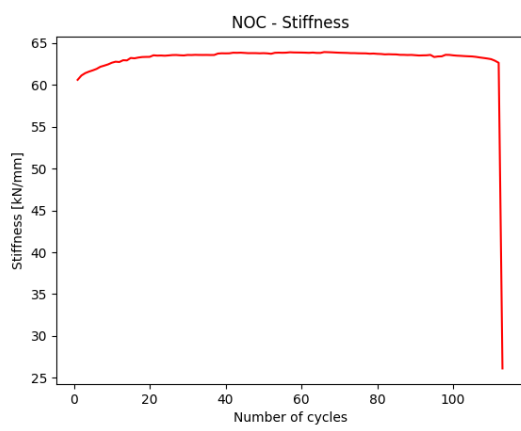
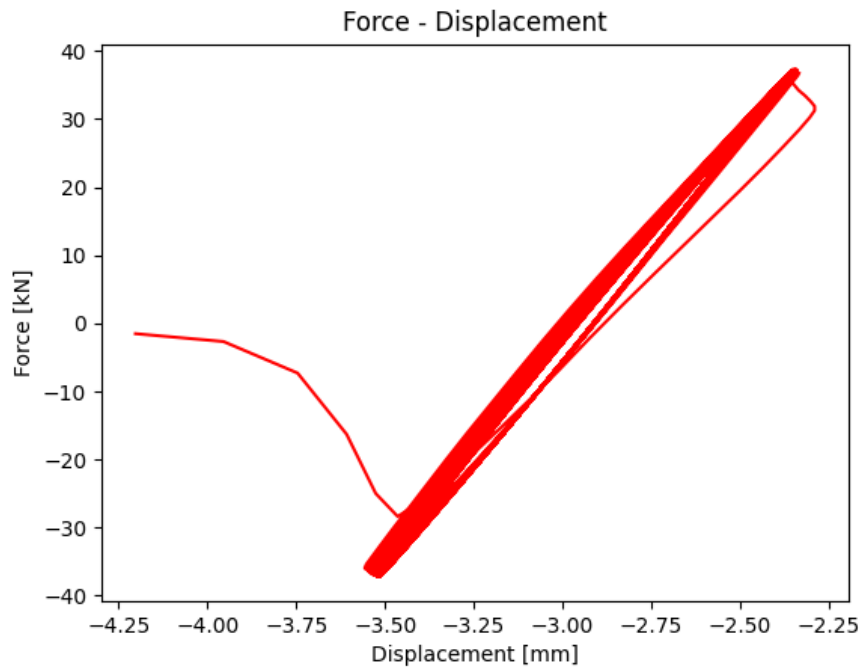
Prøvestykke K2-234



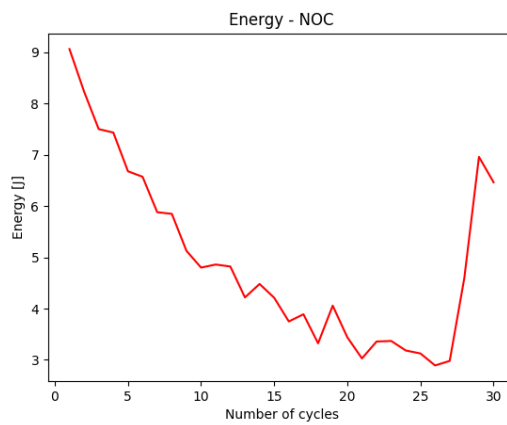
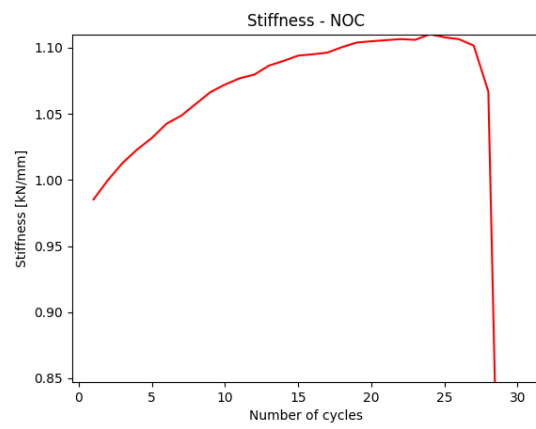
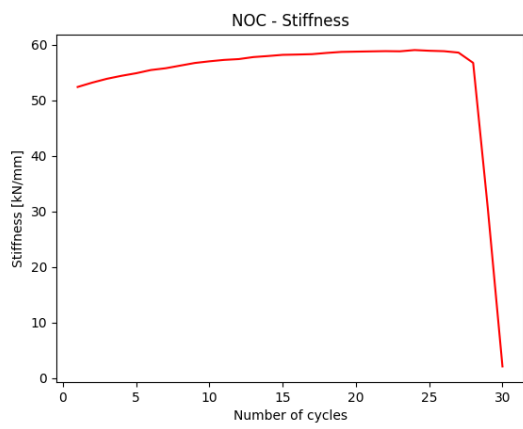
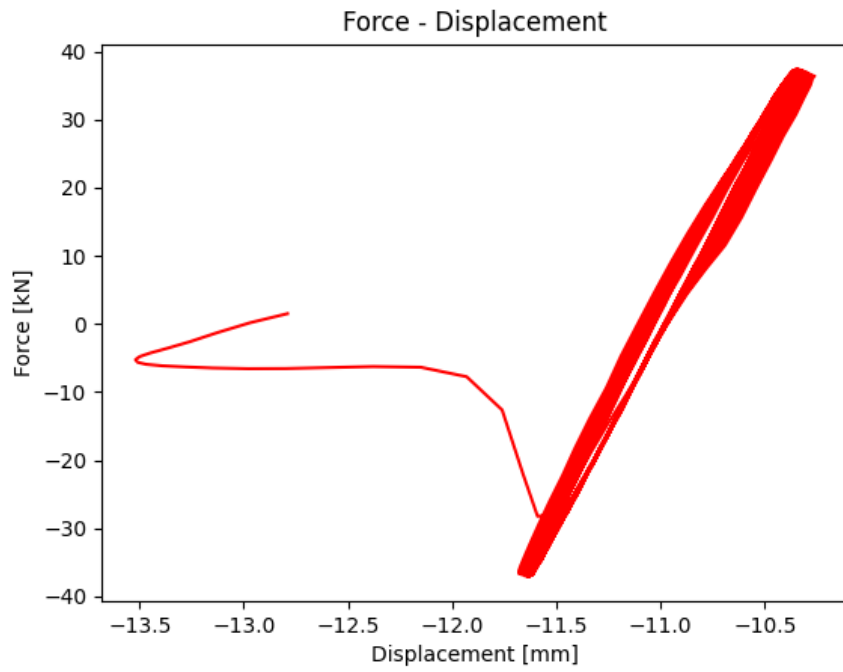
Prøvestykke K2-678



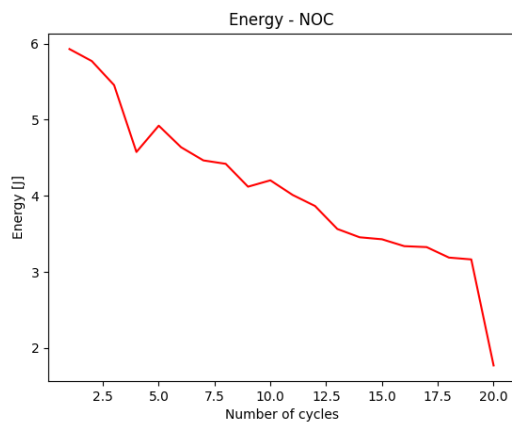
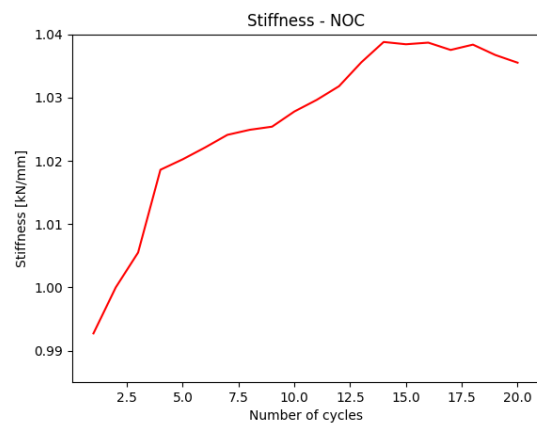
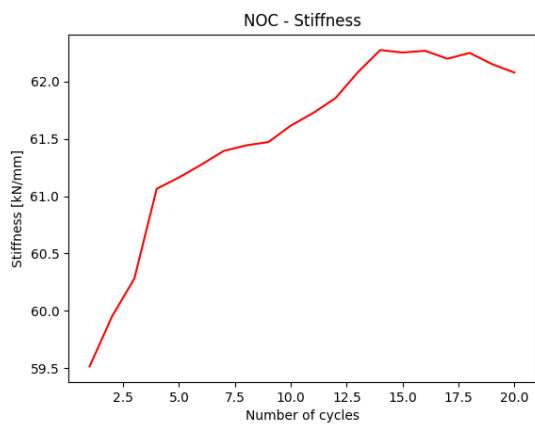
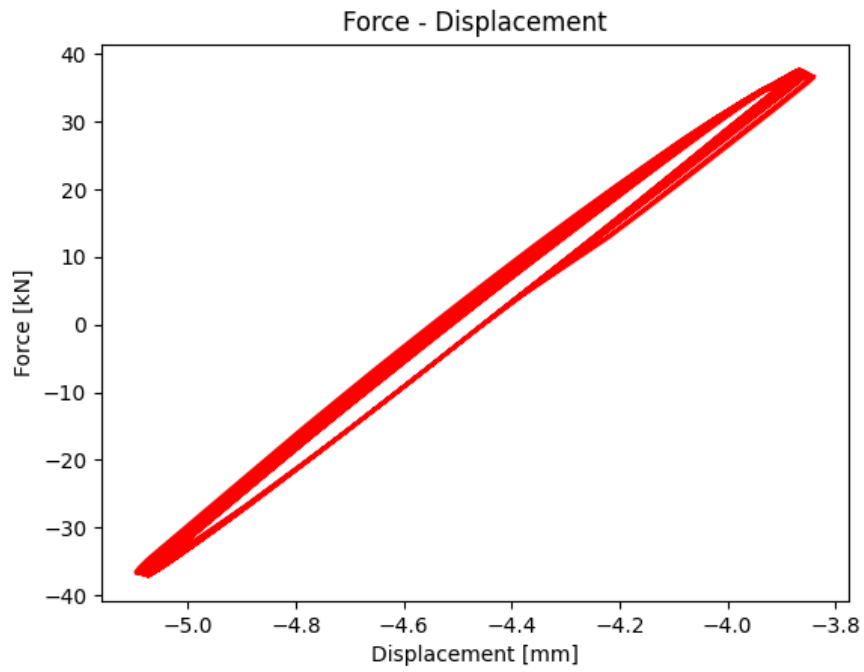
Prøvestykke K3-234



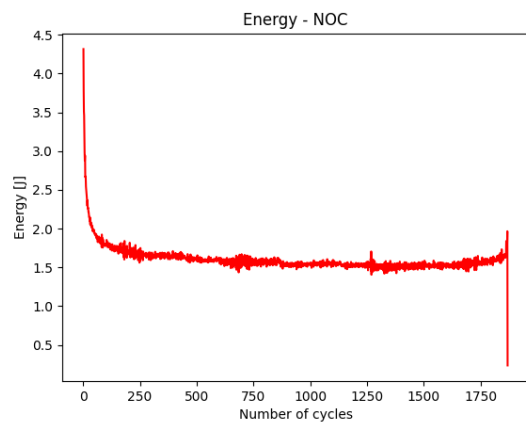
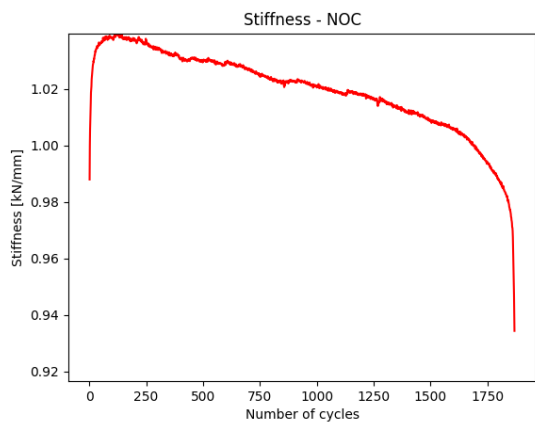
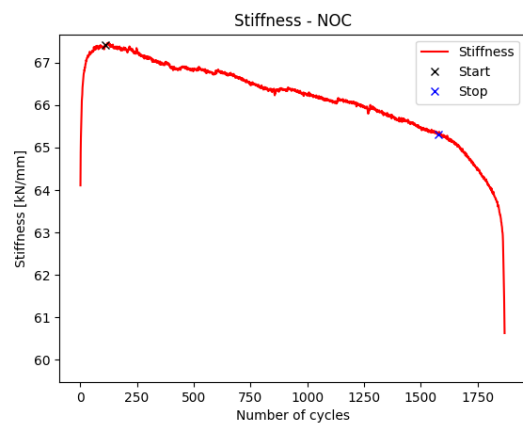
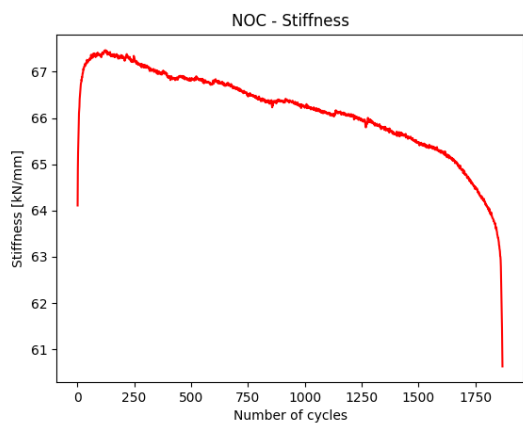
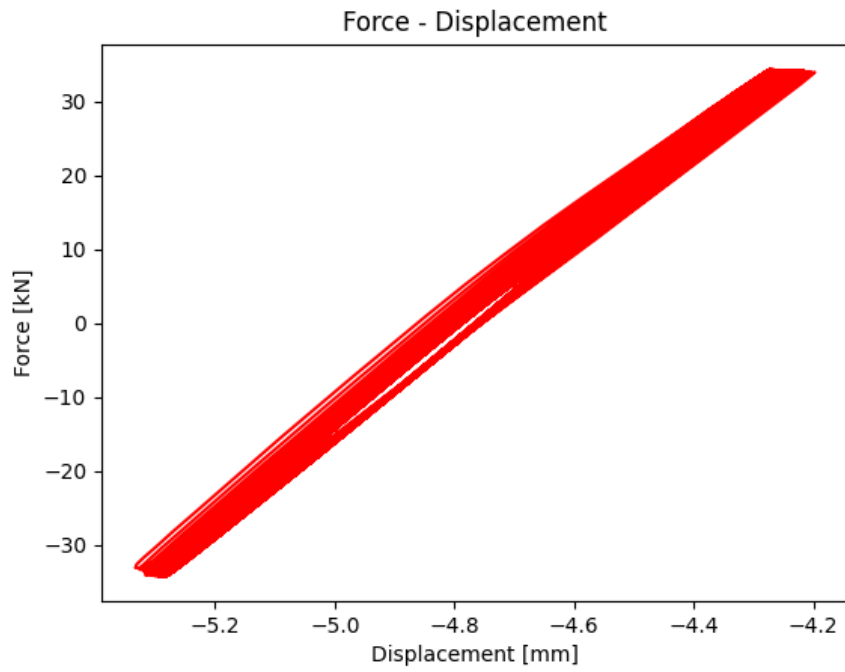
Prøvestykke K3-678



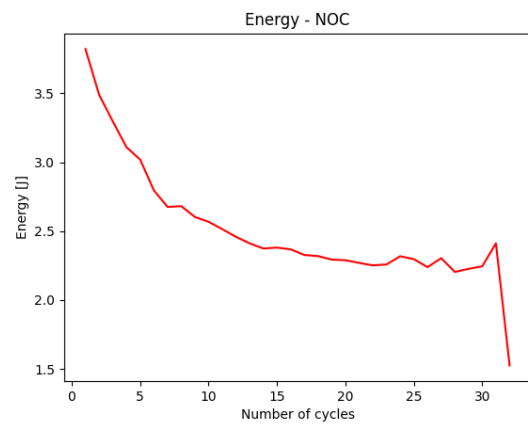
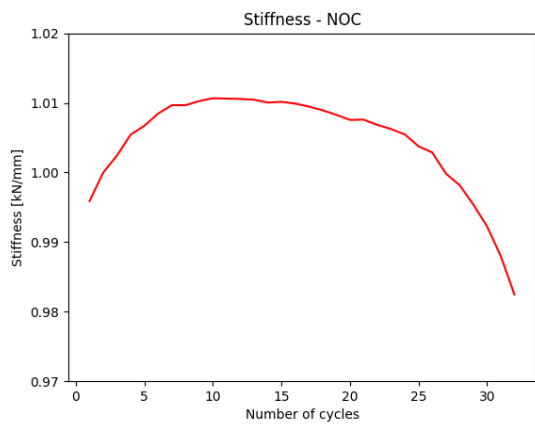
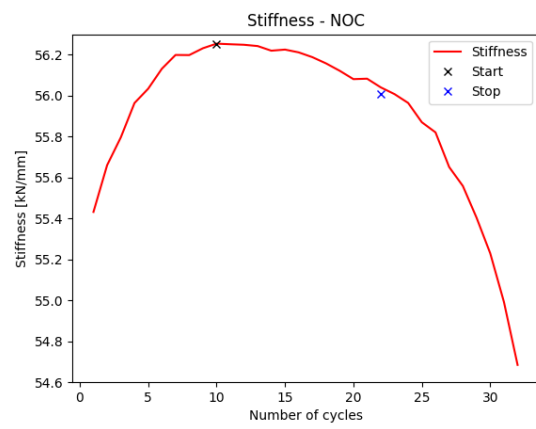
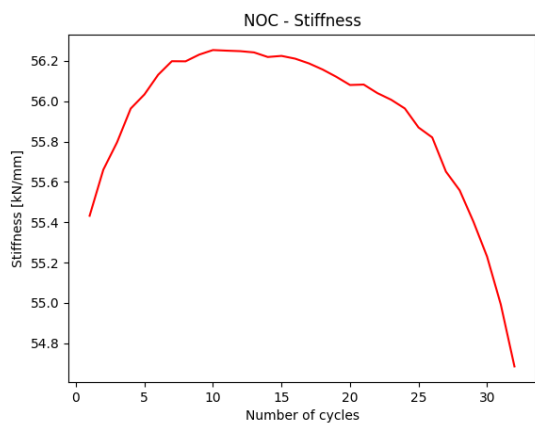
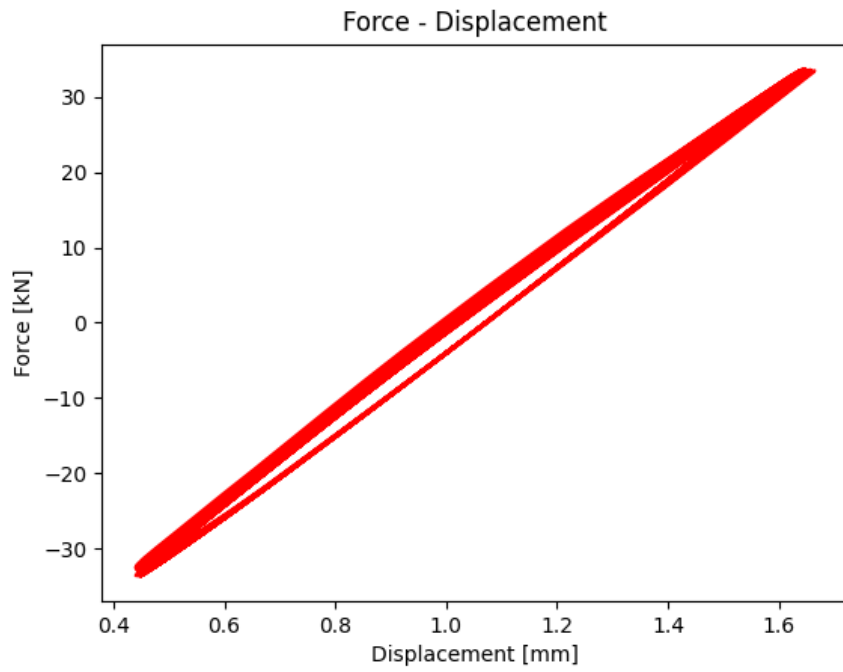
Prøvestykke K4-234



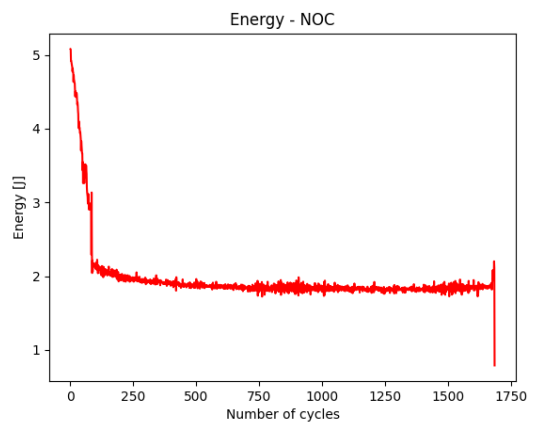
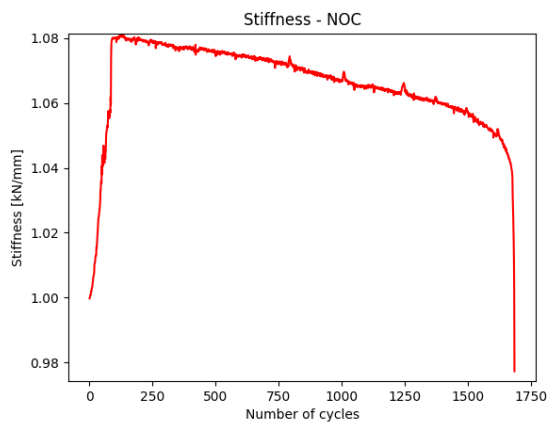
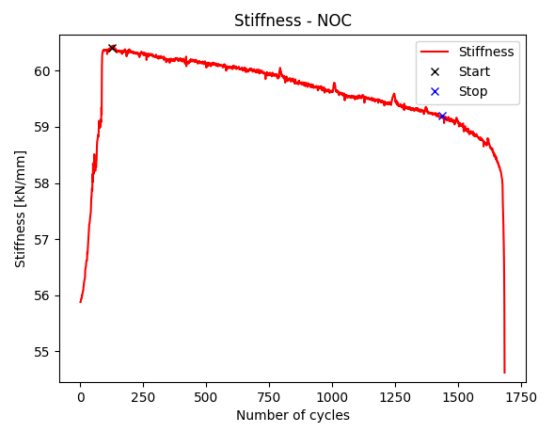
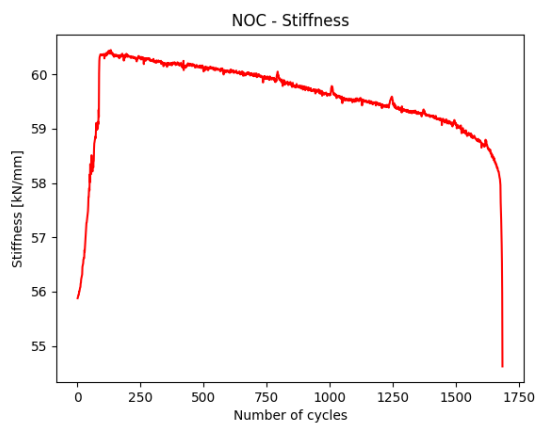
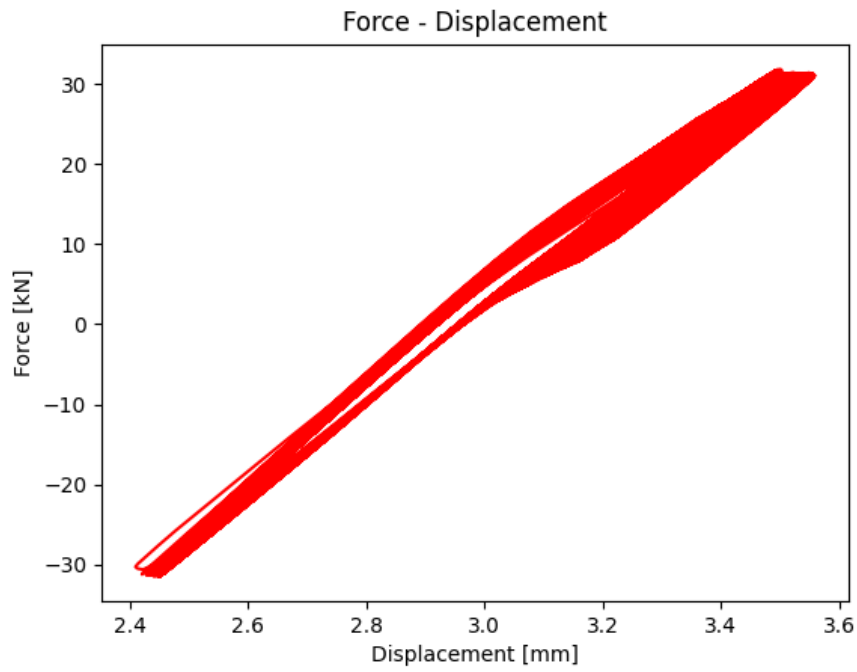
Prøvestykke K4-678



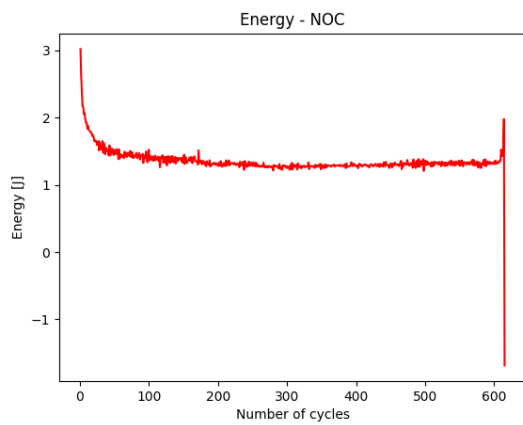
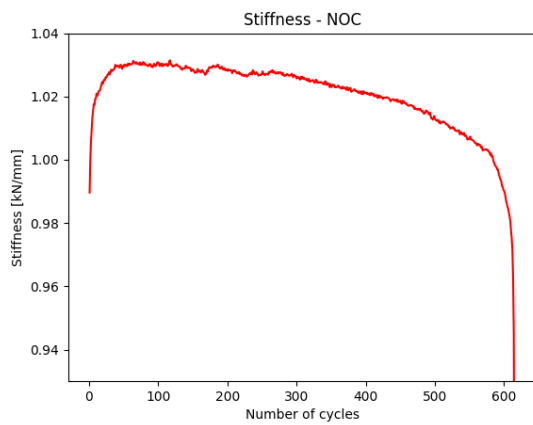
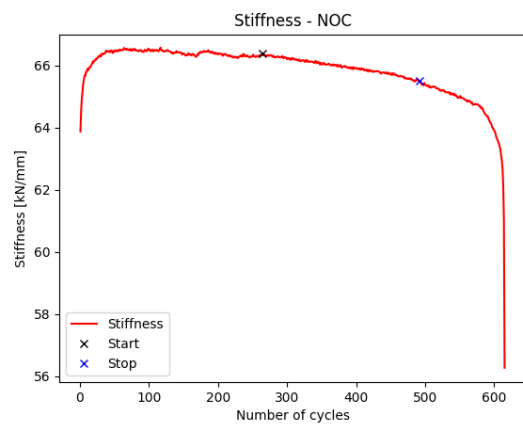
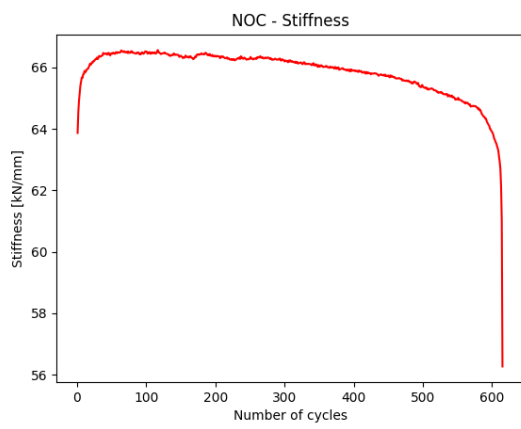
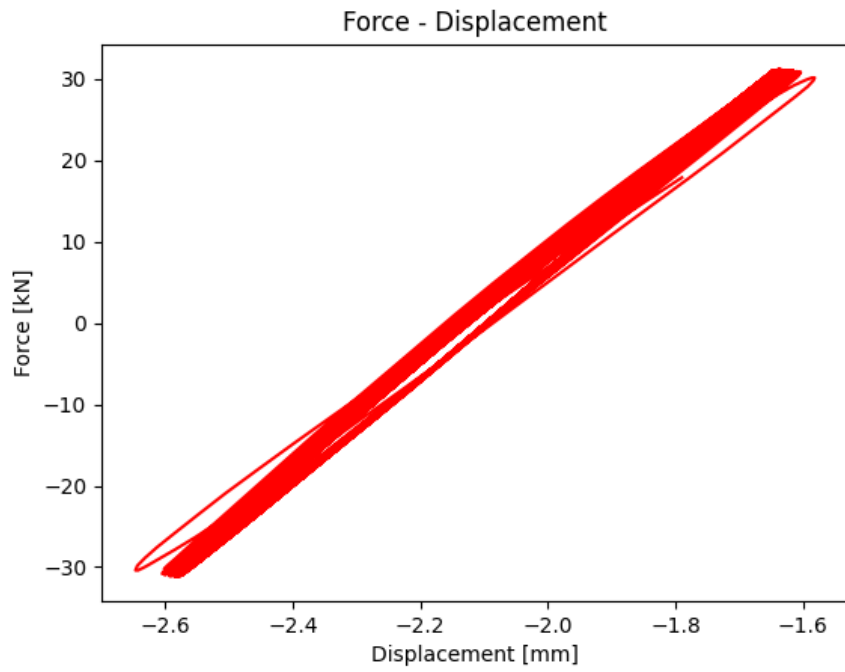
Prøvestykke K5-234



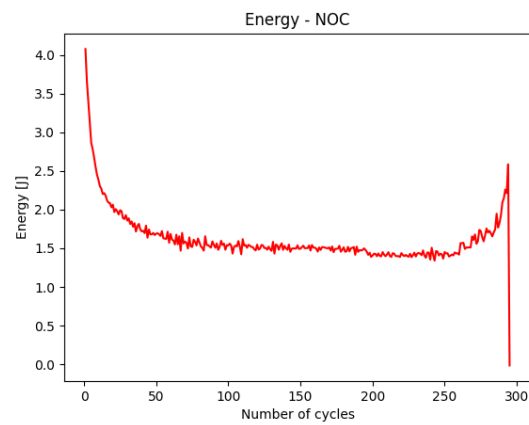
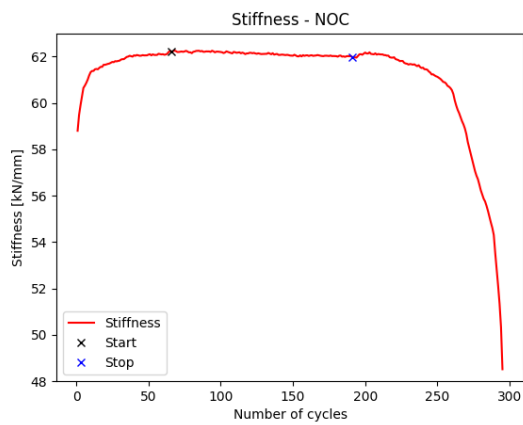
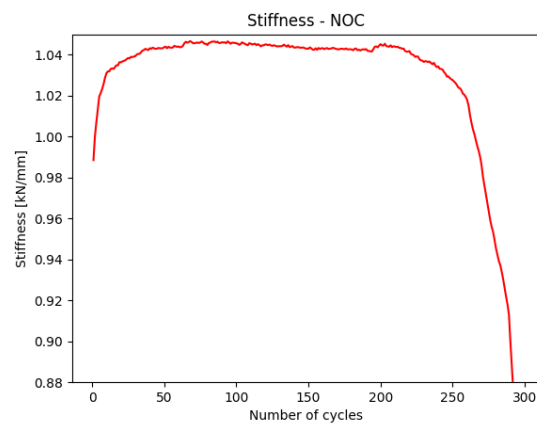
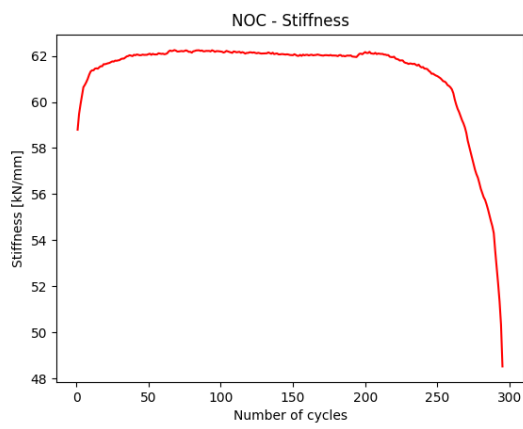
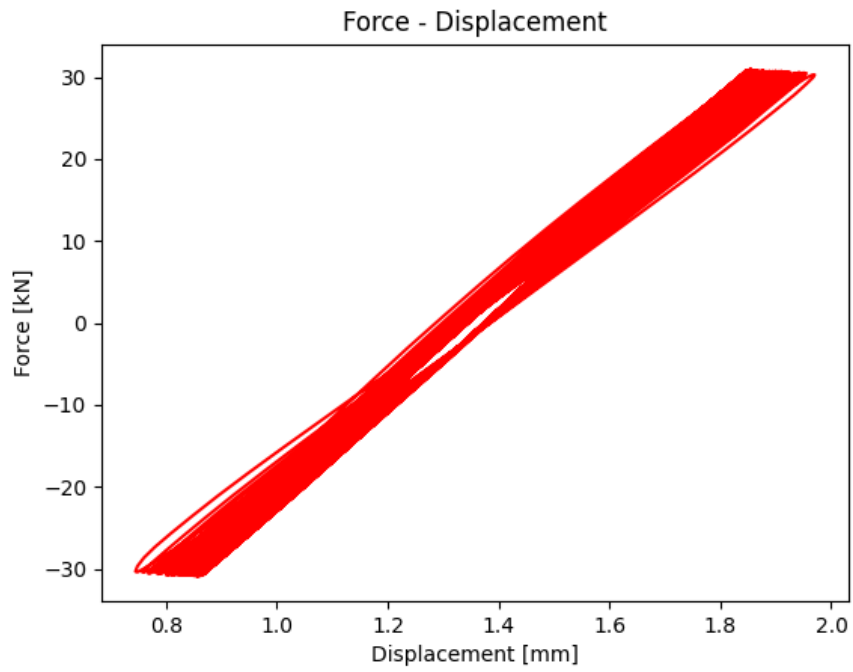
Prøvestykke K5-678



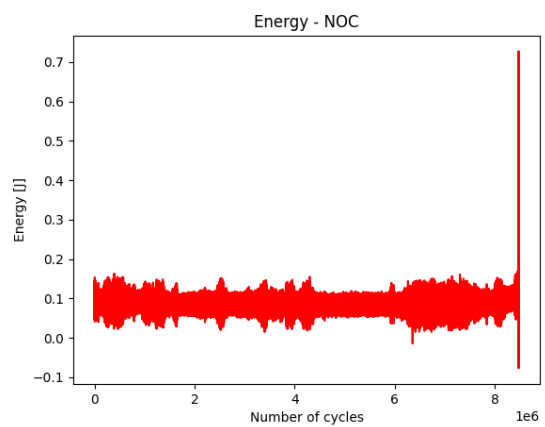
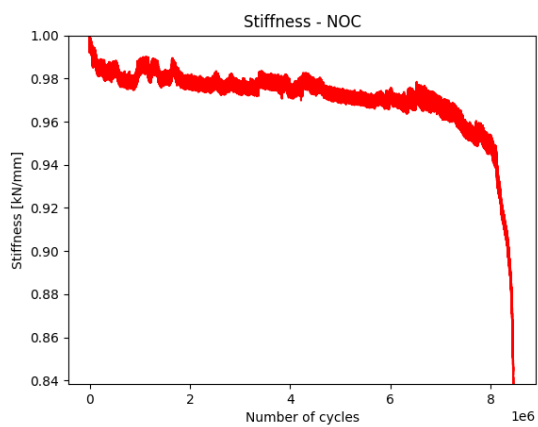
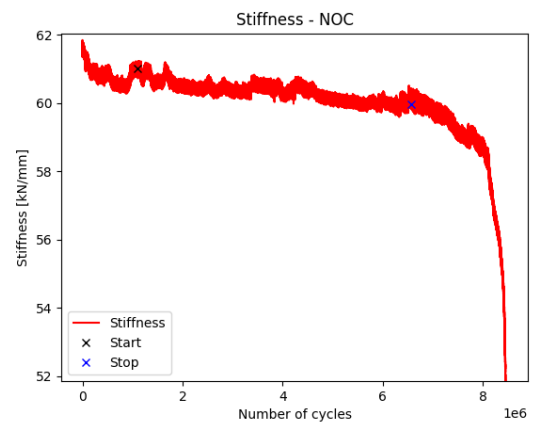
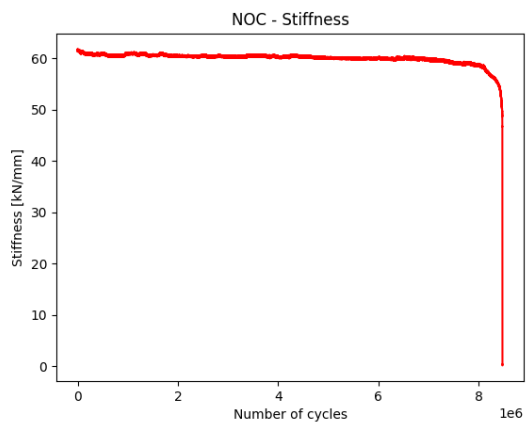
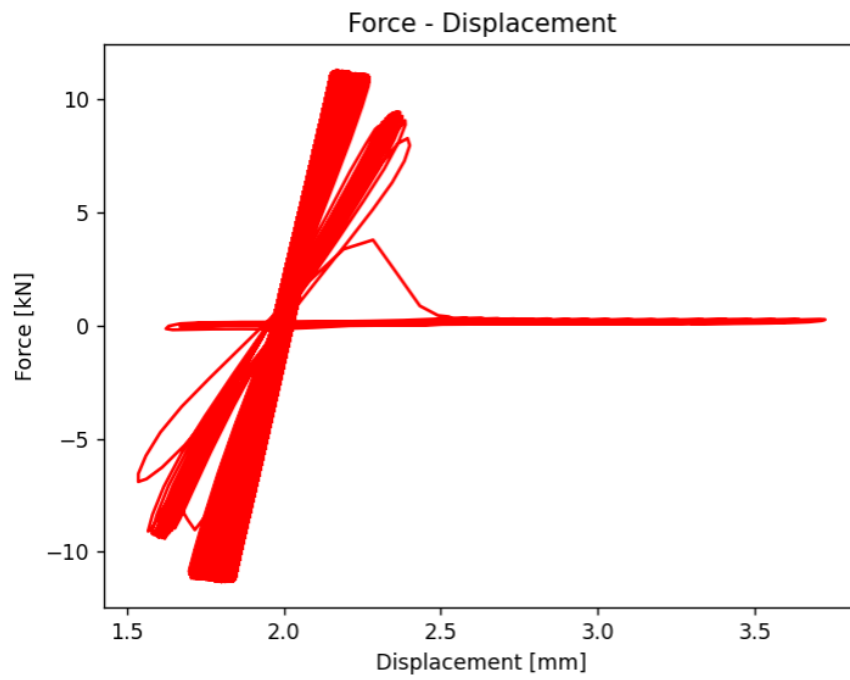
Prøvestykke K6-234



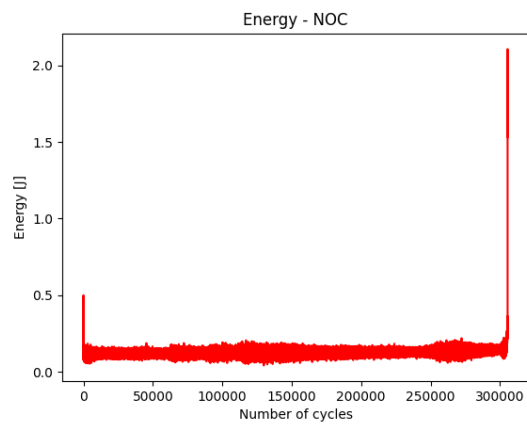
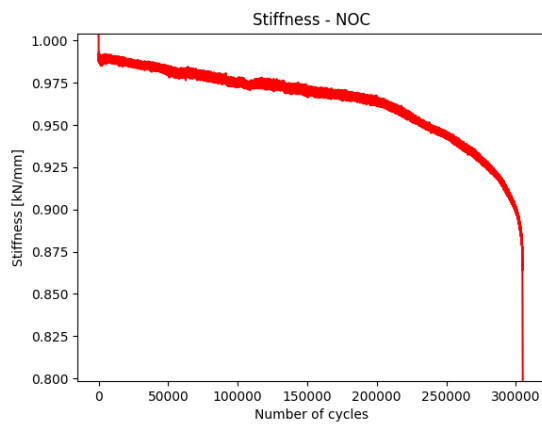
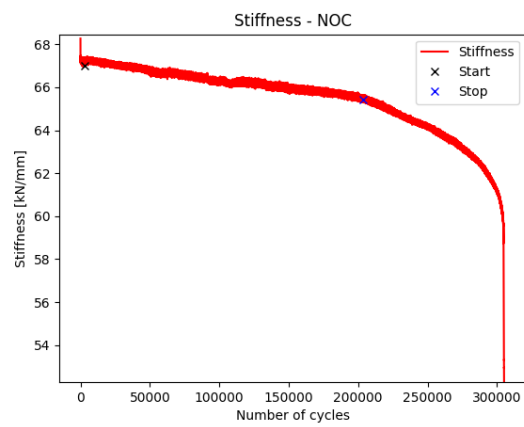
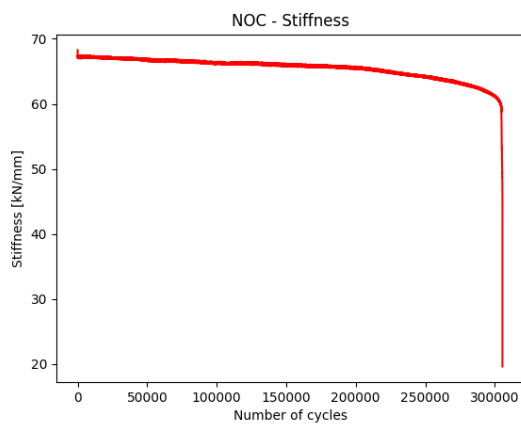
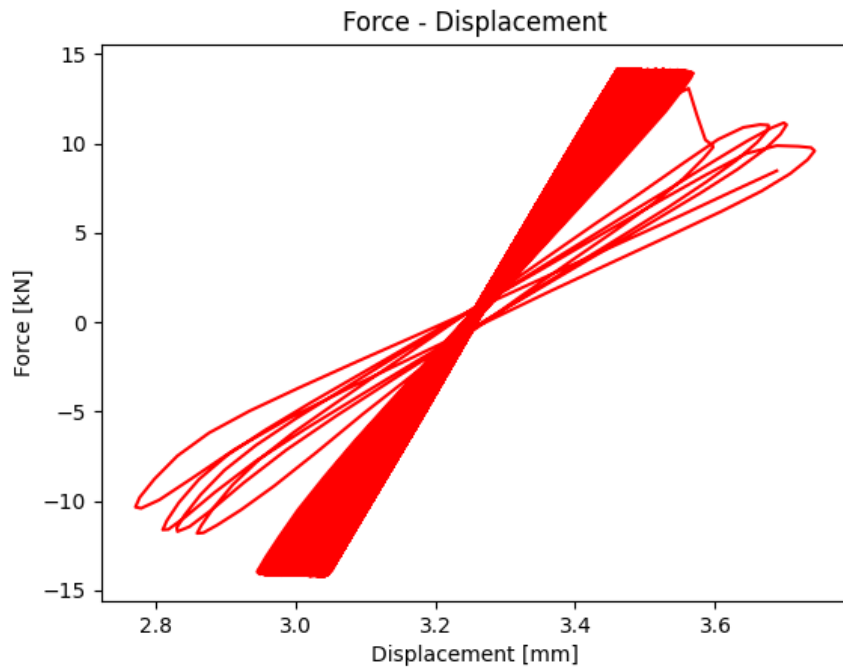
Prøvestykke K6-678



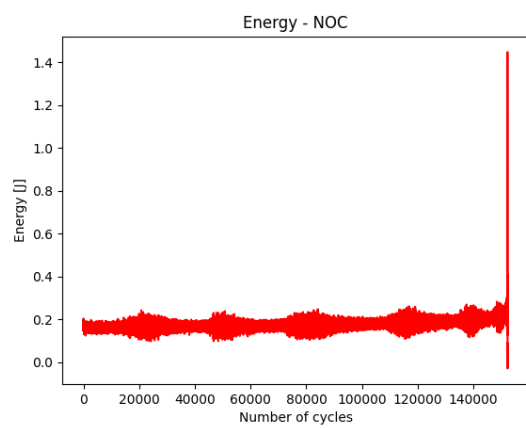
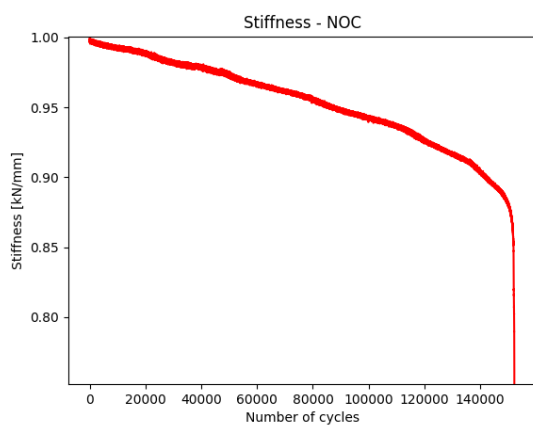
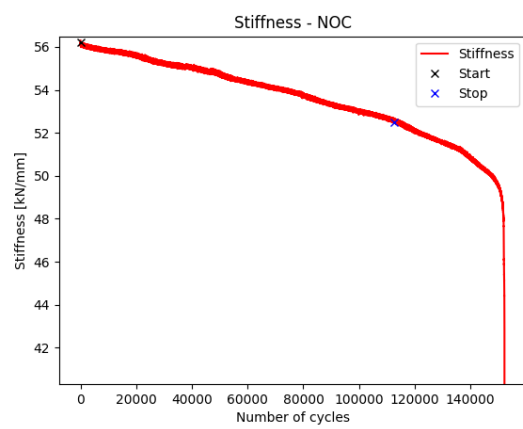
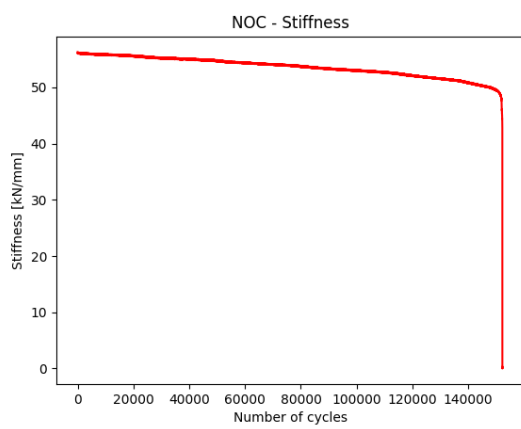
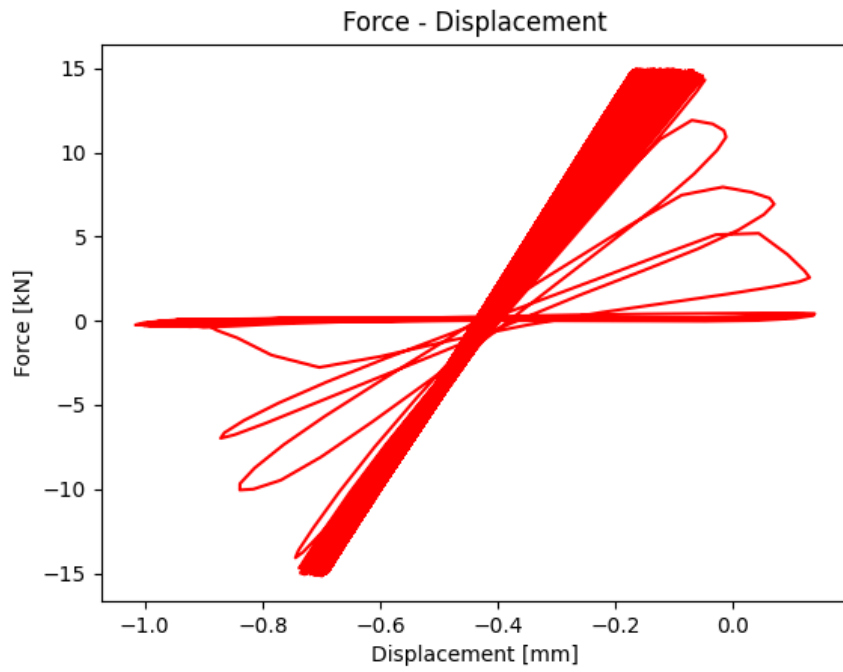
Prøvestykke L1-234



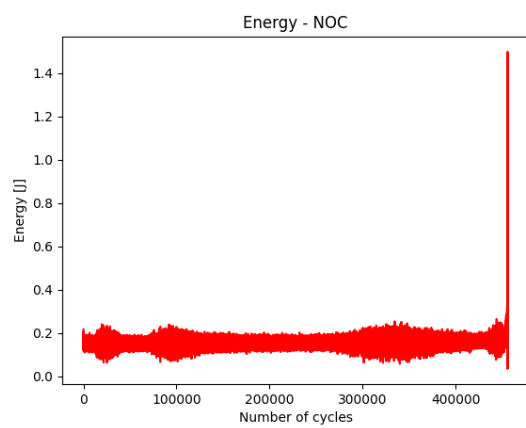
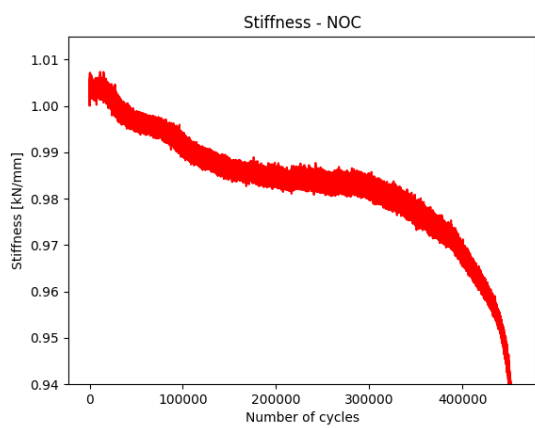
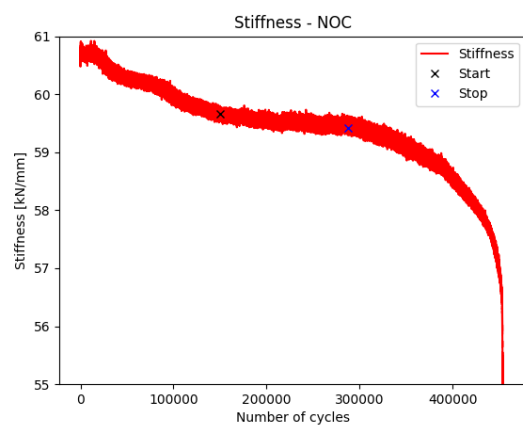
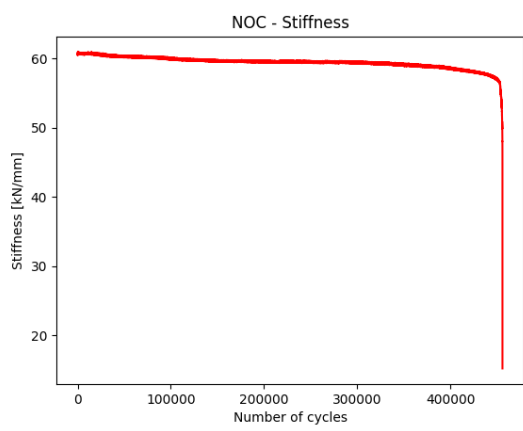
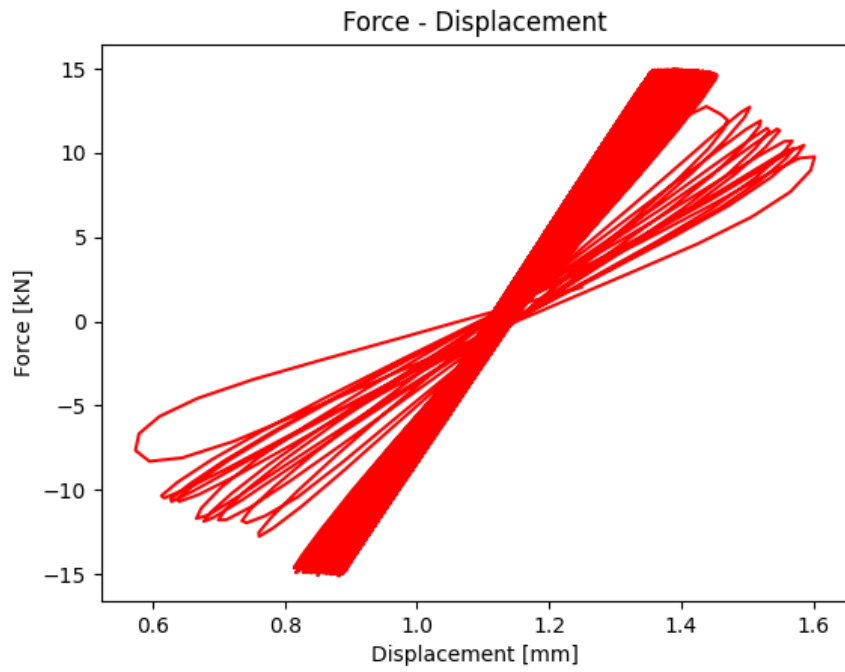
Prøvestykke L1-678



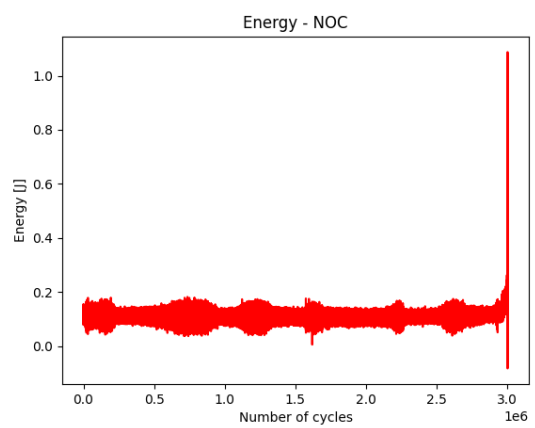
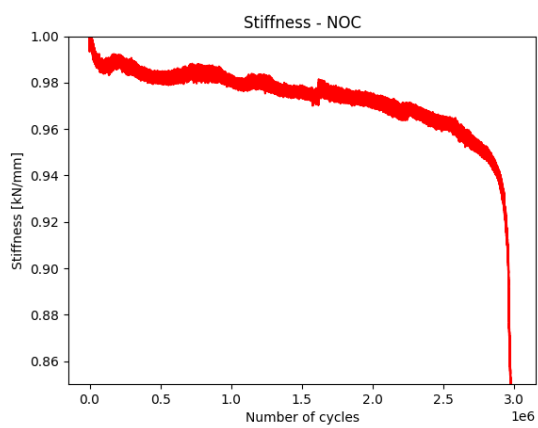
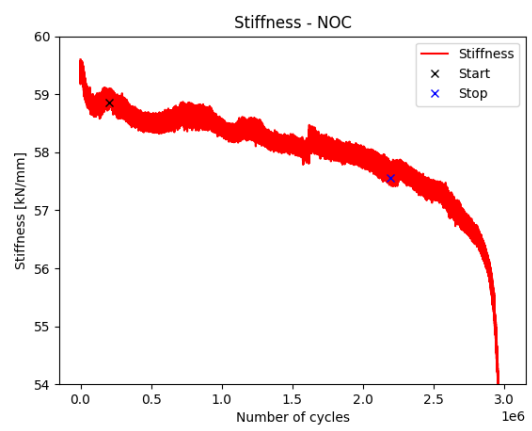
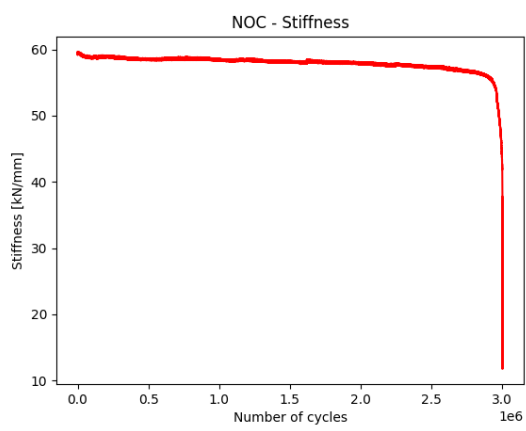
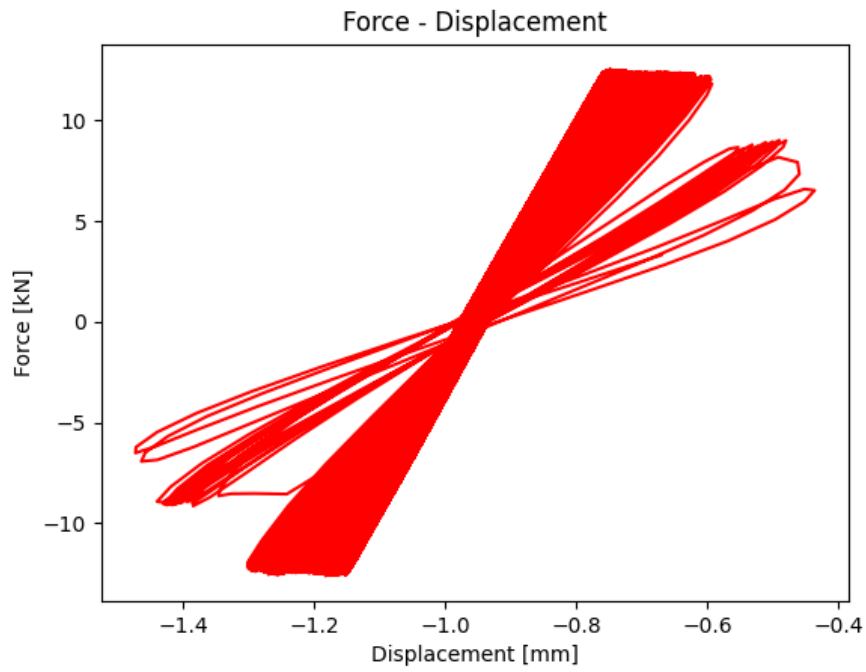
Prøvestykke N1-234



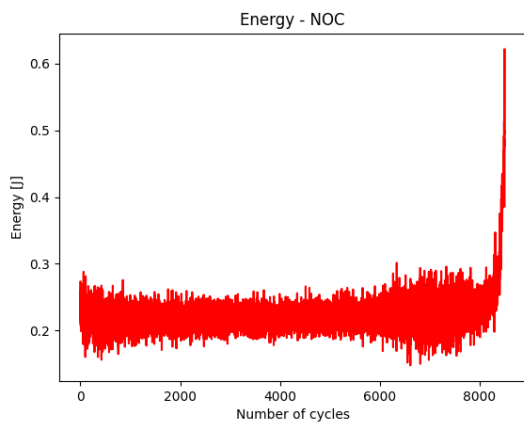
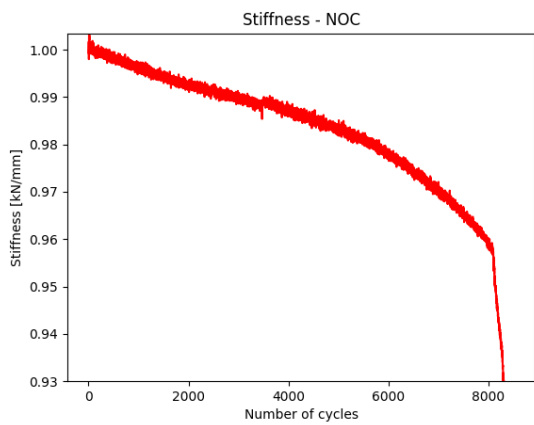
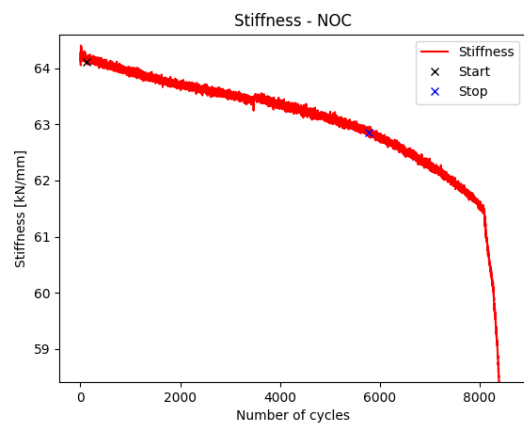
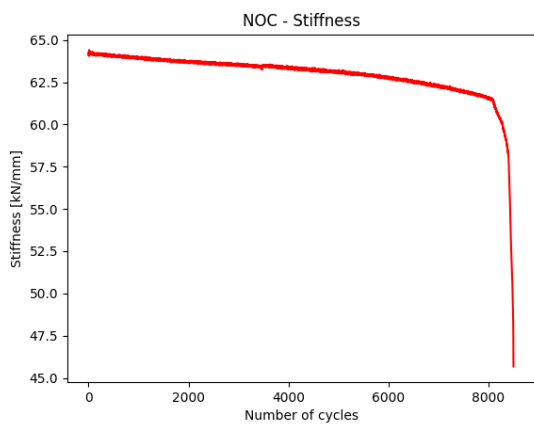
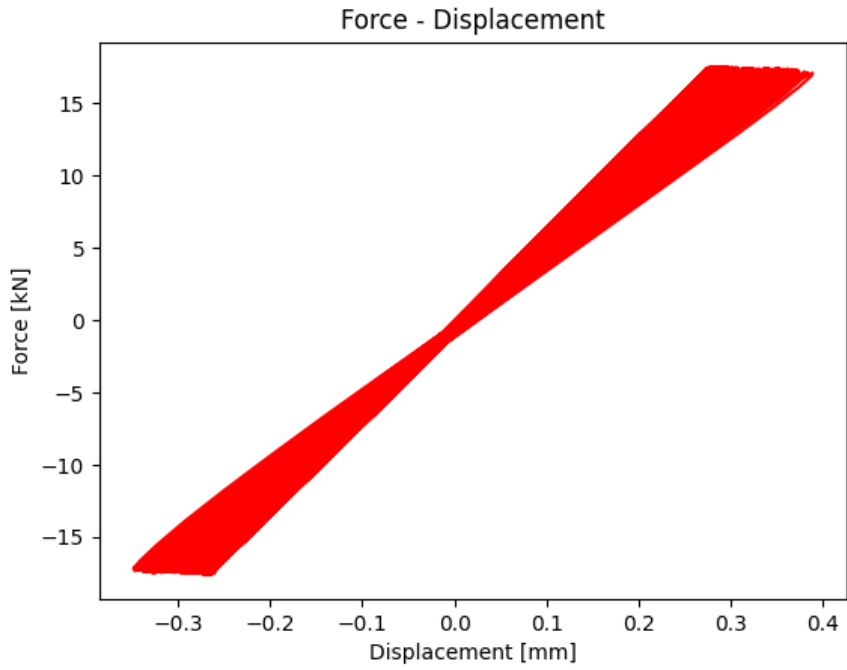
Prøvestykke N1-678



Prøvestykke N2-234



Prøvestykke N5-678

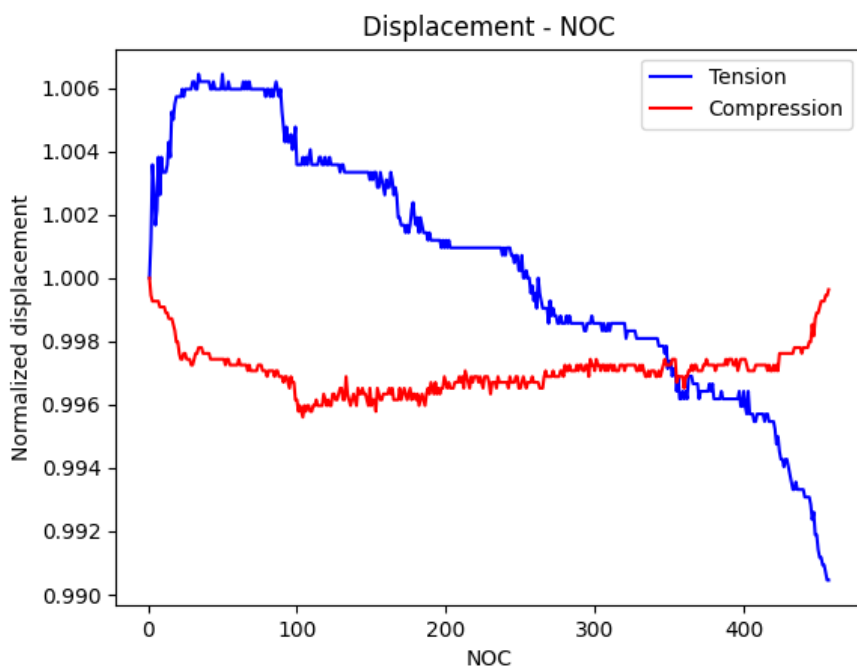
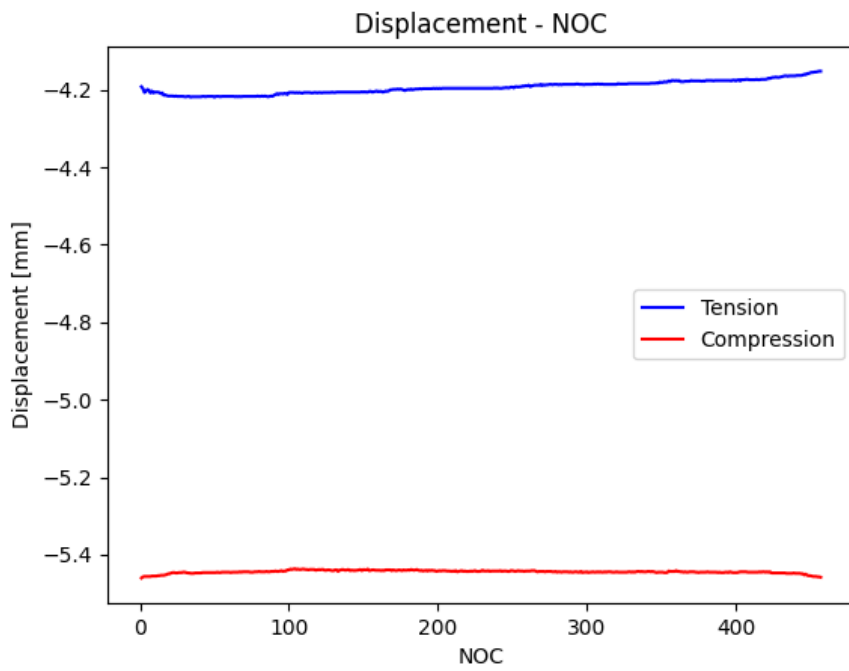


Vedlegg 14

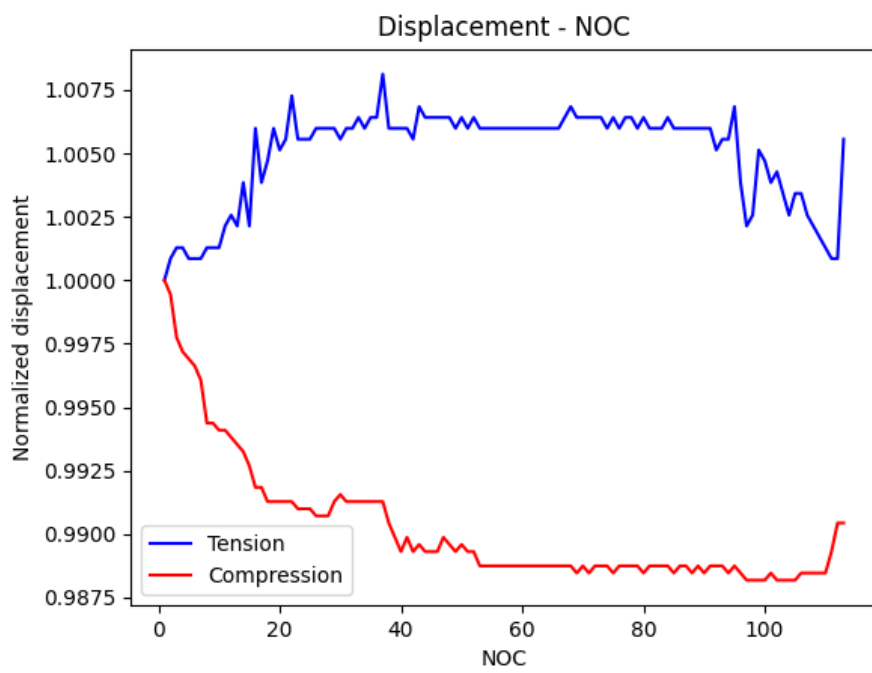
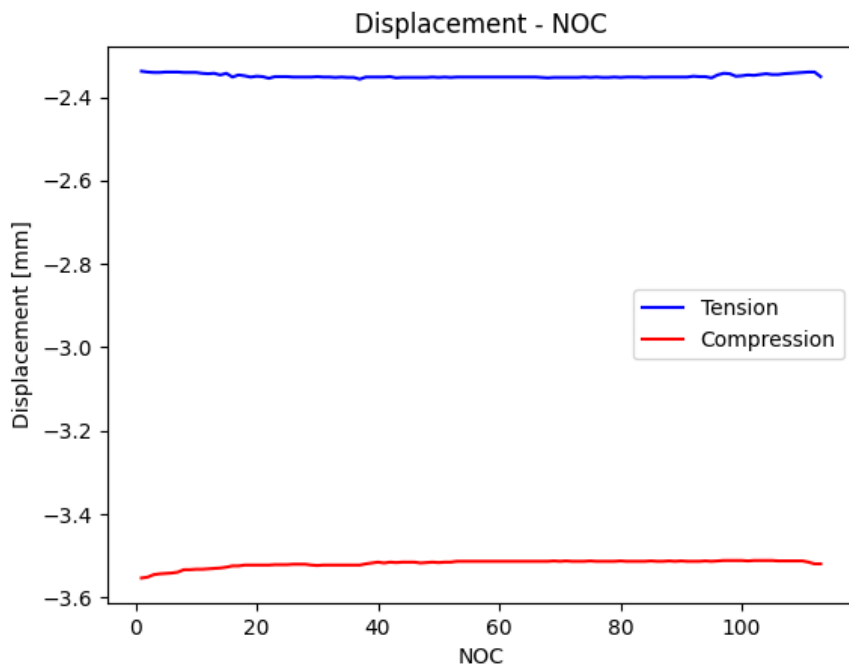
Forskyvninger i strekk og trykk

Her presenteres diagrammer som plotter strekk- og trykkforskyvninger mot antall lastsykler. Diagrammene er plottet for utmattingstestene av furu (GL30h) ved $R = -1$. Det foreligger kun diagrammer for enkelte av prøvestykkene som er testet i forbindelse med denne masteroppgaven. Det ble ikke plottet diagrammer for prøvestykkene som viste liten eller ingen endring i forskyvning med hensyn til kraft-forskyvningsplottene.

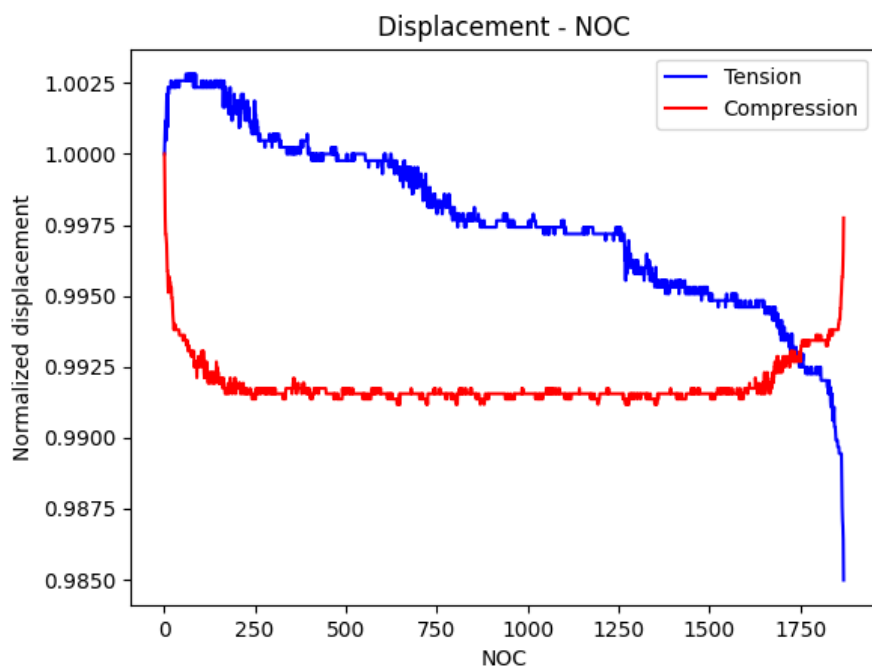
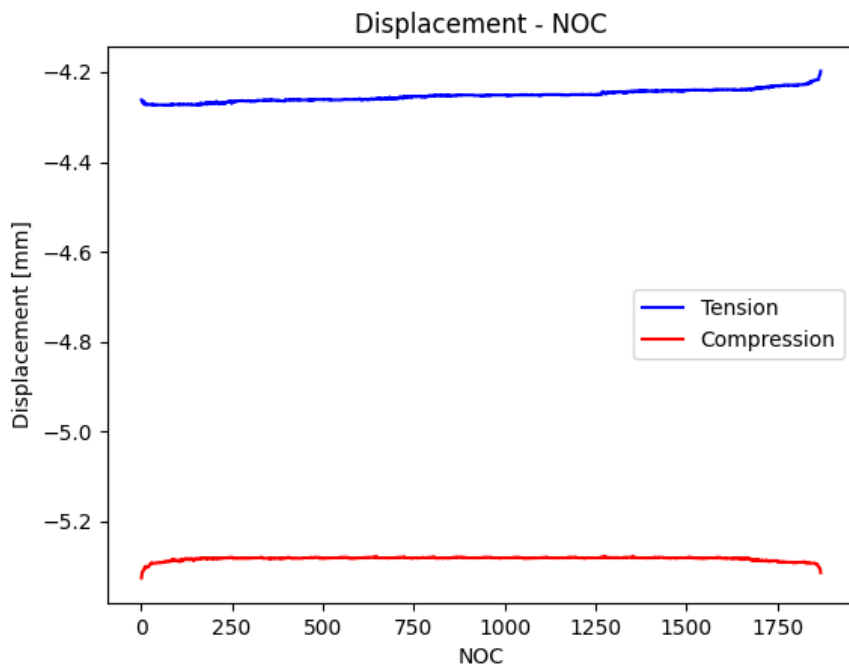
Prøvestykke K2-234



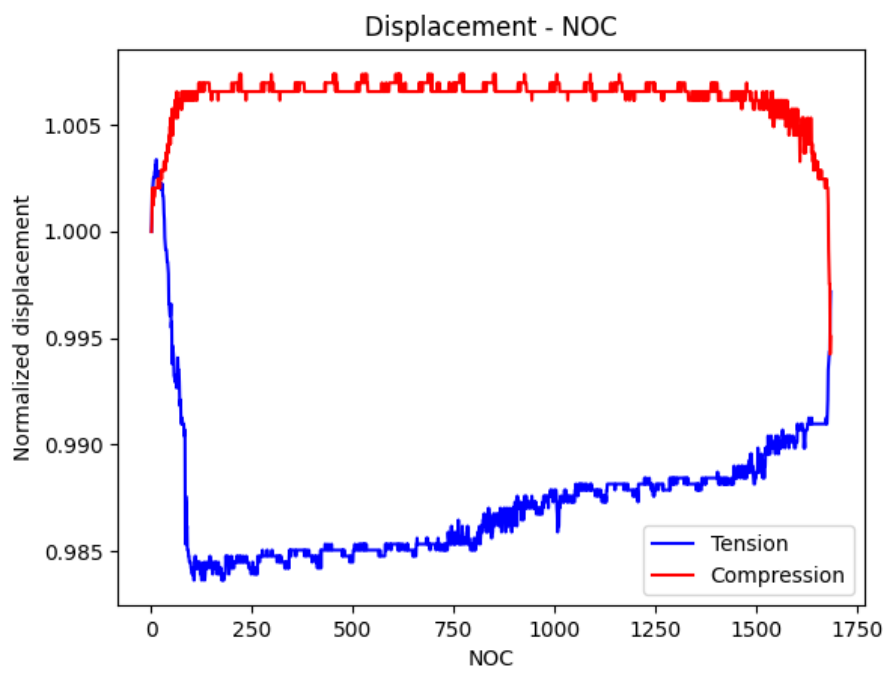
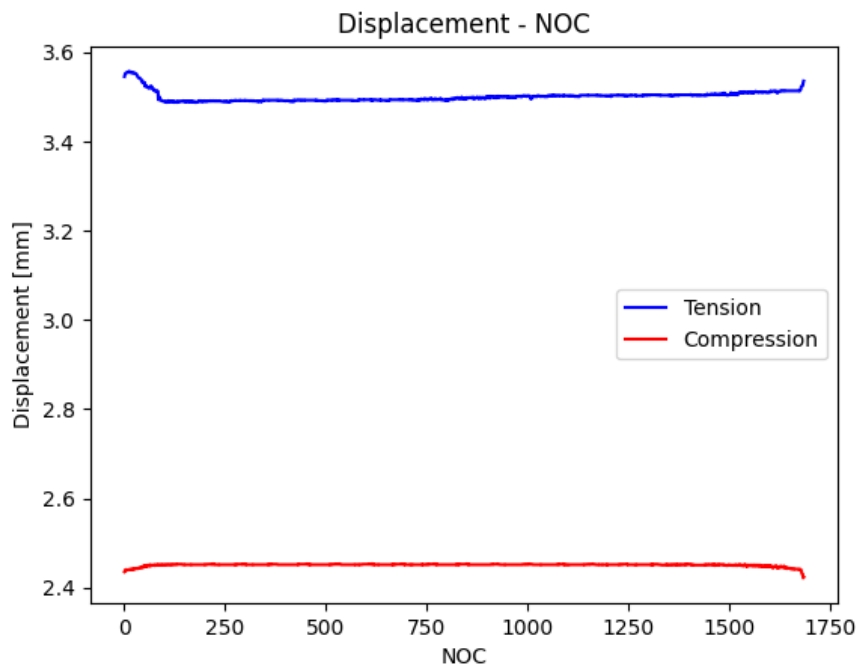
Prøvestykke K3-234



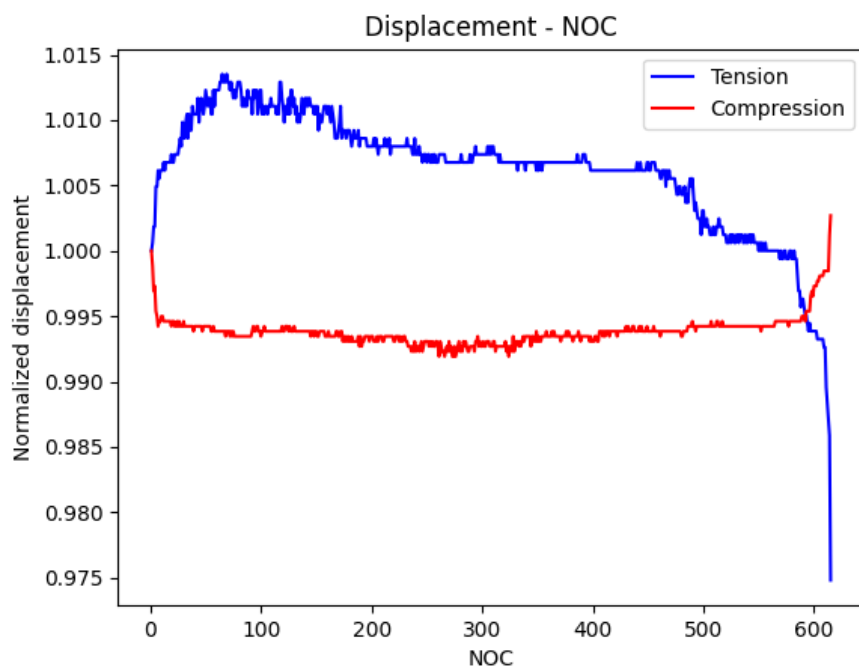
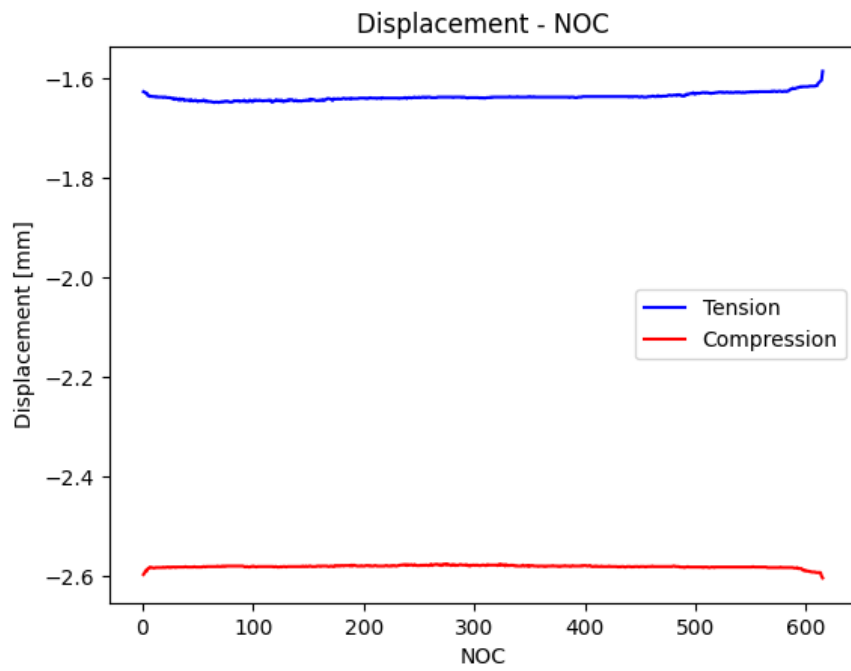
Prøvestykke K4-678



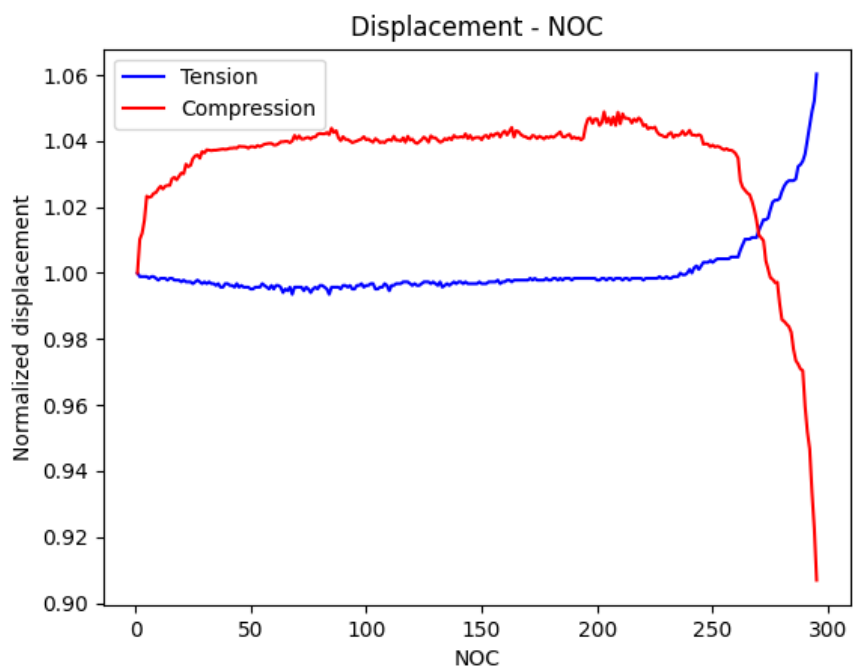
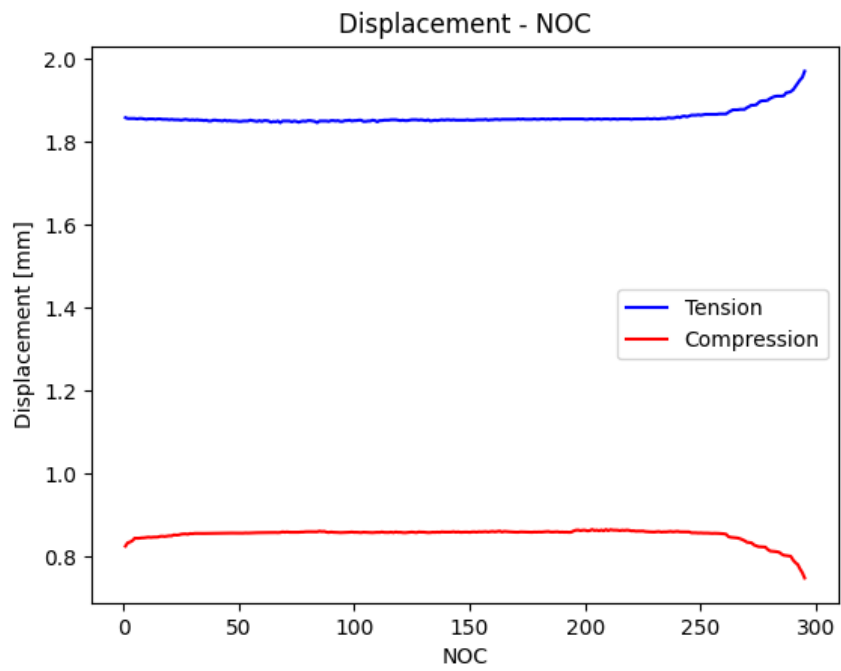
Prøvestykke K5-678



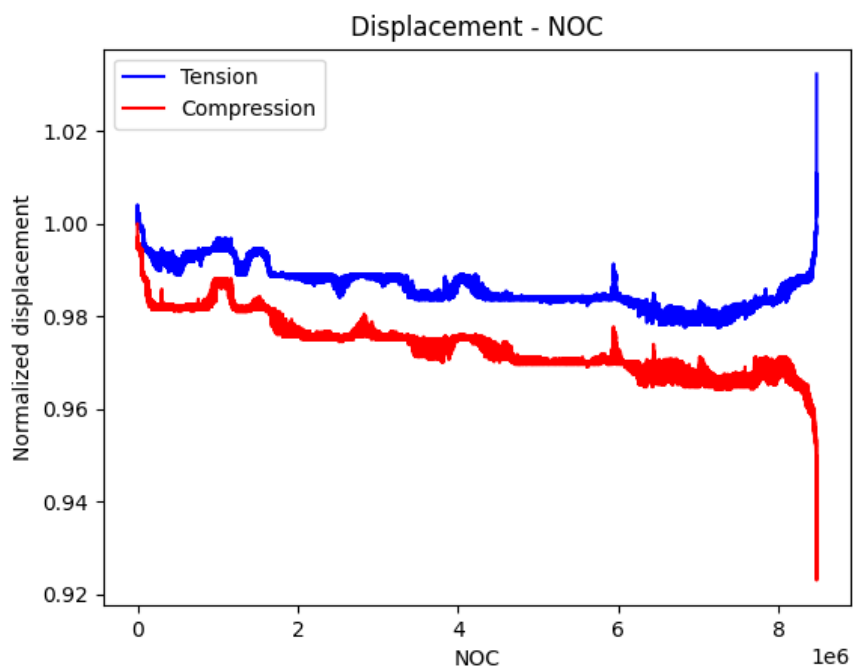
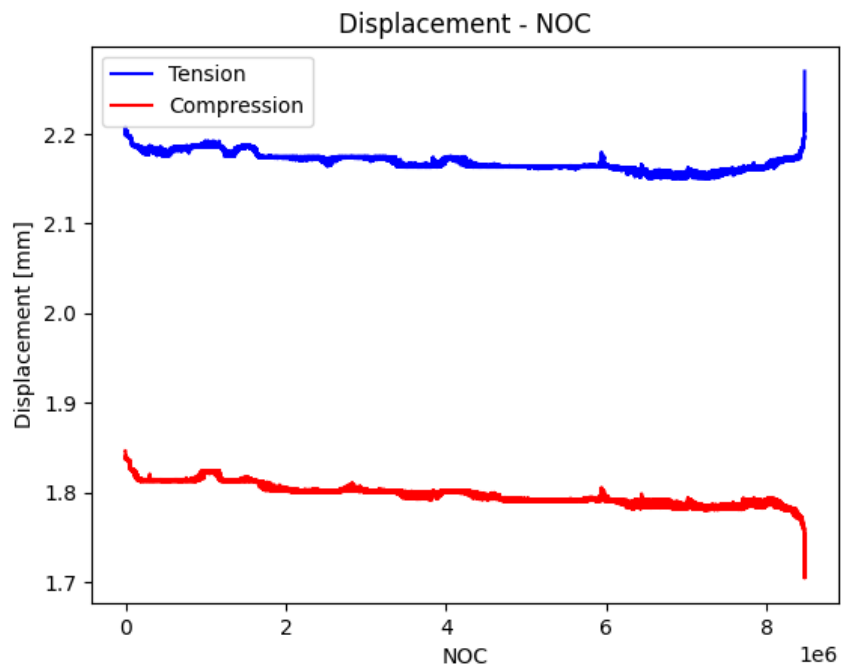
Prøvestykke K6-234



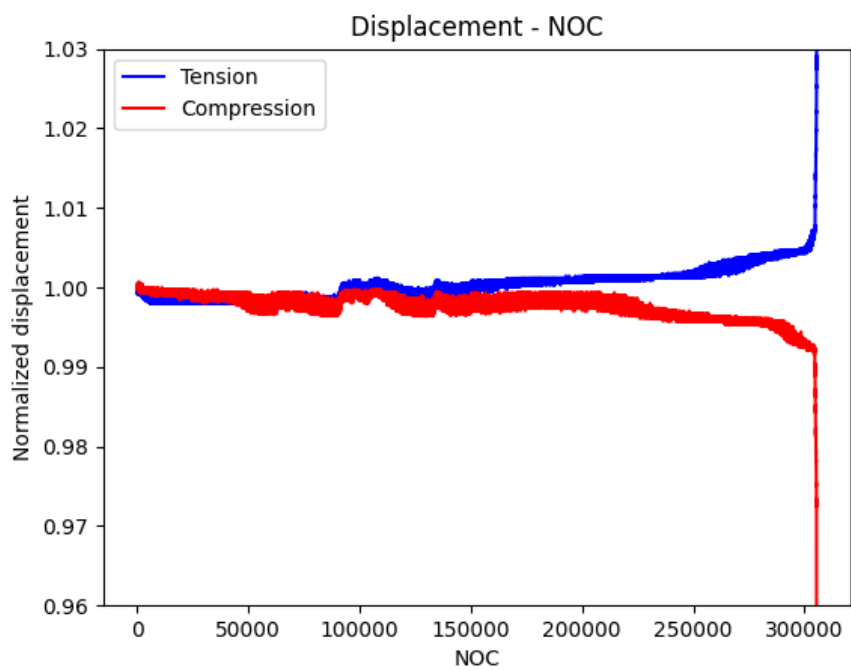
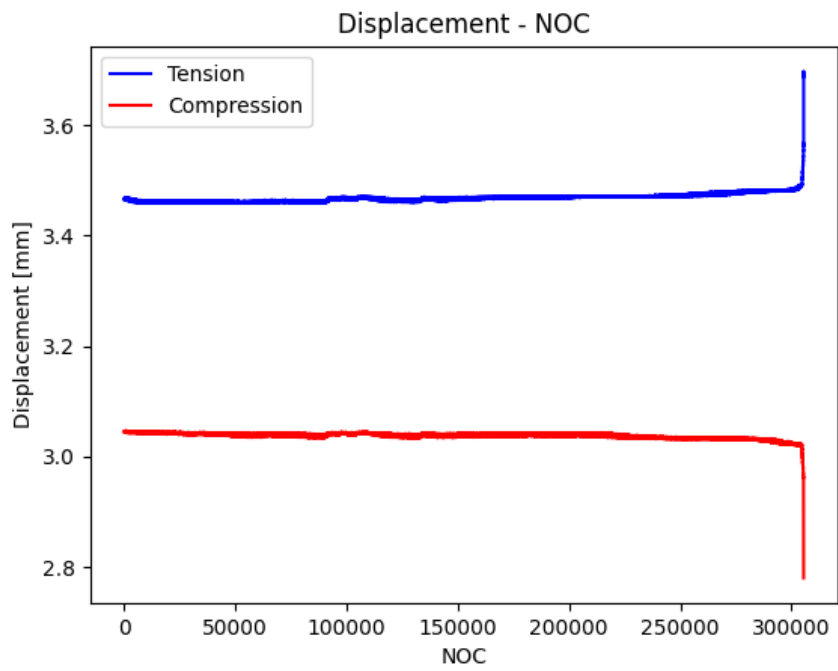
Prøvestykke K6-678



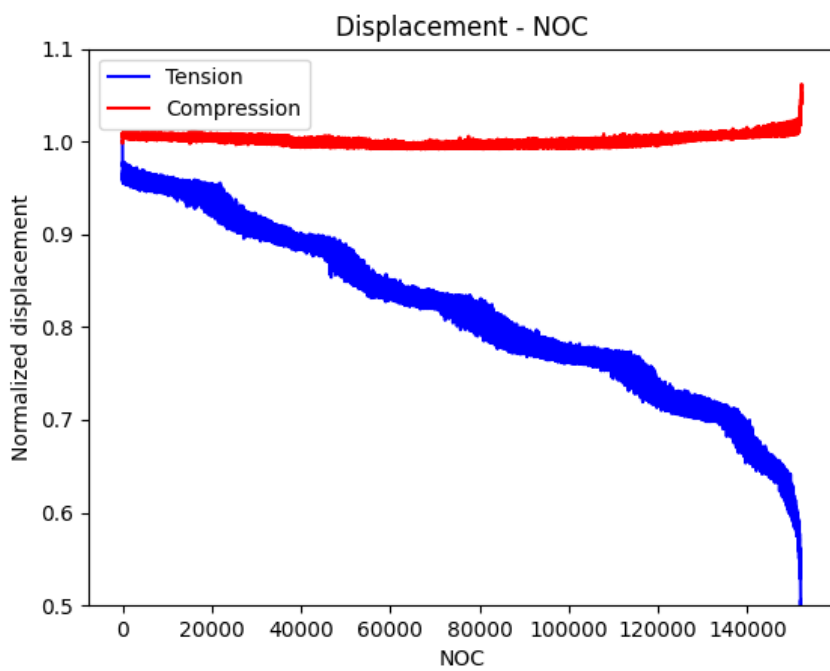
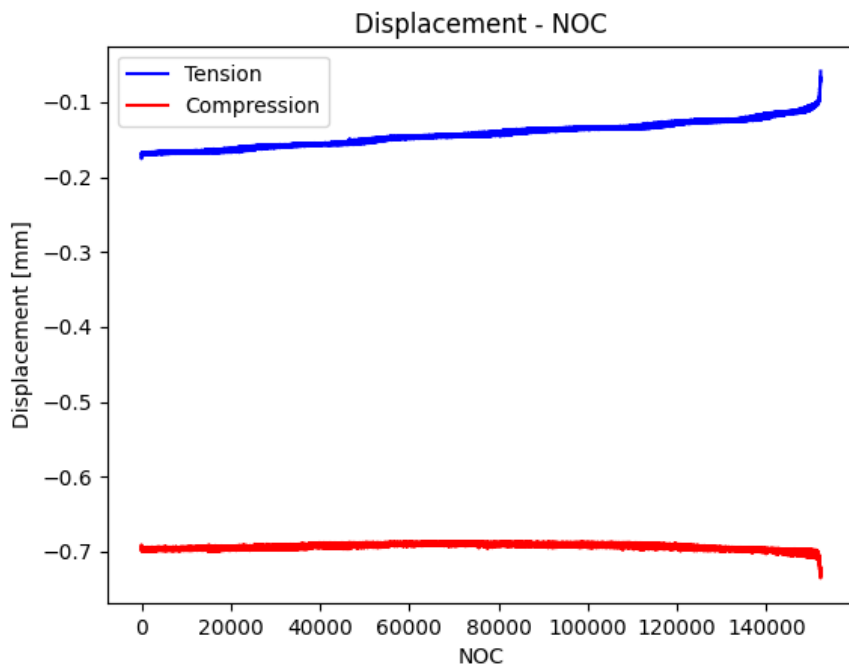
Prøvestykke L1-234



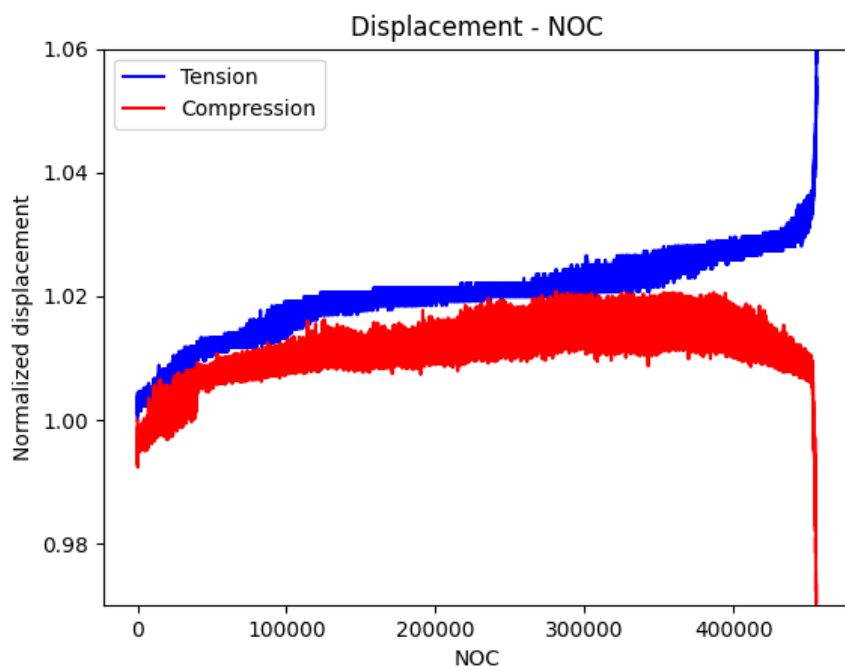
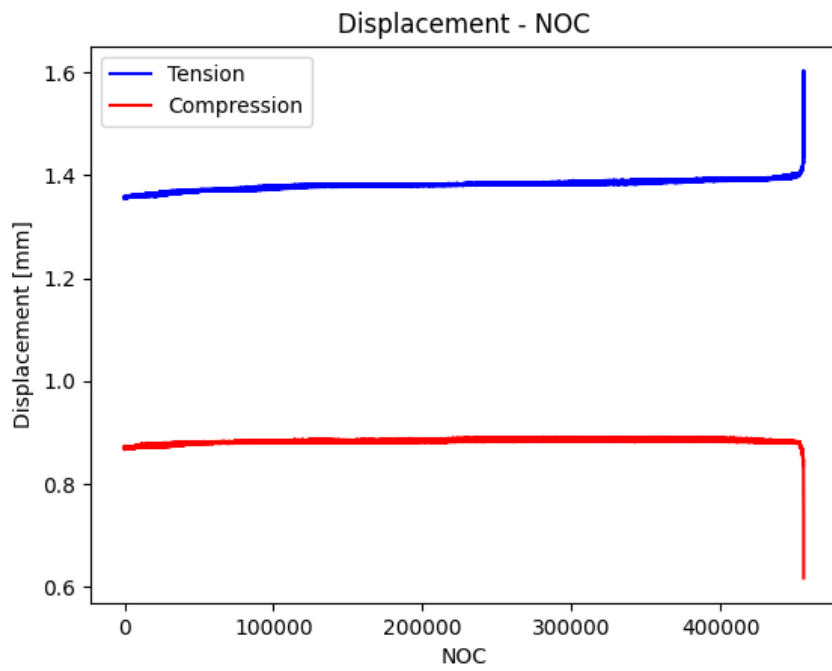
Prøvestykke L1-678



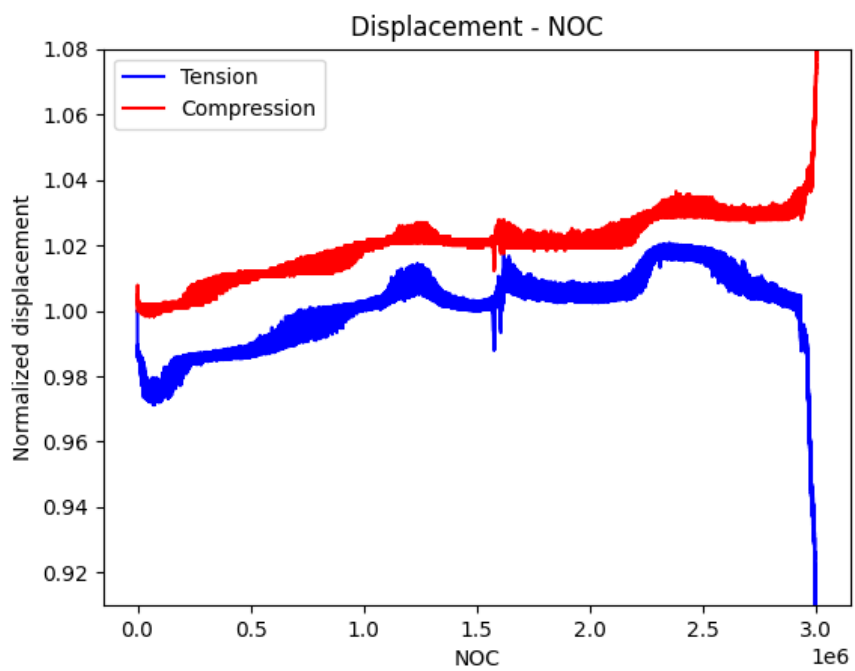
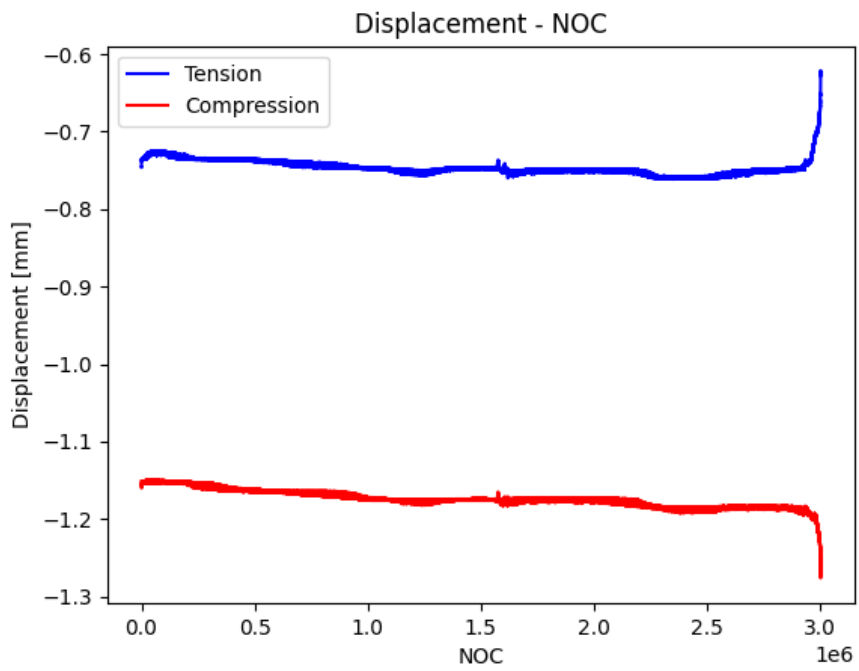
Prøvestykke N1-234



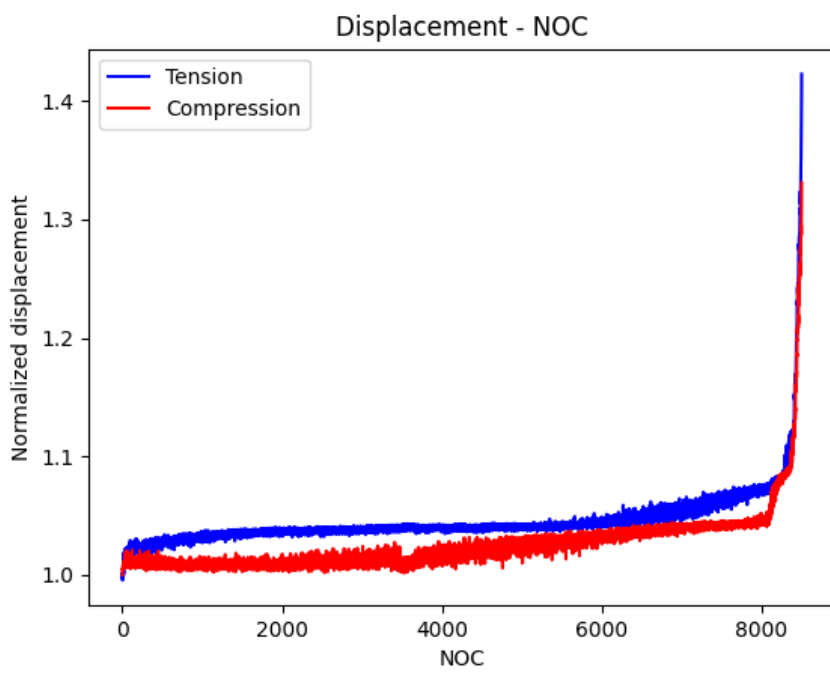
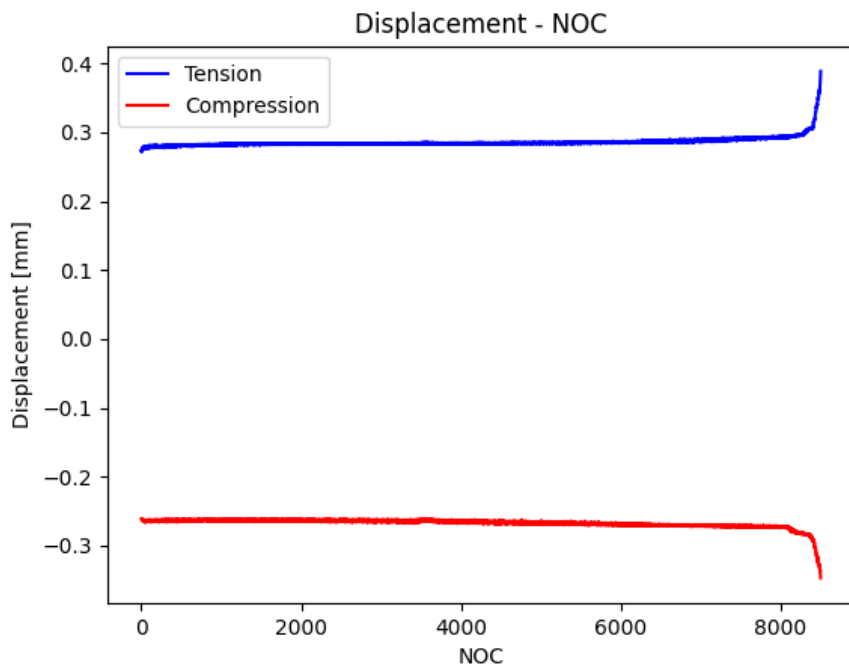
Prøvestykke N1-678



Prøvestykke N2-234



Prøvestykke N5-678



Vedlegg 15

Beregning av fuktighet og densitet ved statisk biaksial spenning

I øvre del av tabellen er gjennomsnittlig fuktighet og densitet per prøvestykke beregnet fra de godkjente testene i tabell 7.1. Under "Samlet resultat" kalkuleres samlet gjennomsnittlig fuktighet og densitet for prøvestykkene. I tillegg er standardavvikene og variasjonskoeffisientene tilhørende de gjennomsnittlige verdiene funnet.

Fuktighet og densitet

	Prøve 3 N6-234	Prøve 4 L3-234	Prøve 5 L2-234	Prøve 6 L4-234	Prøve 7 L5-234	Prøve 8 L5-678
	<i>Terning 1</i>	<i>Terning 1</i>	<i>Terning 1</i>	<i>Terning 1</i>	<i>Terning 1</i>	<i>Terning 1</i>
Vekt før(m_1)[g]:	9,269	7,72	8,615	8,302	8,573	8,795
Vekt etter(m_0)[g]:	8,325	6,931	7,771	7,507	7,708	7,935
Volum [cm ³]:	16,9	16,9	16,9	16,9	16,9	16,9
ω [%]	11,3	11,4	10,9	10,6	11,2	10,8
ρ [kg/m ³]	548	457	510	491	507	520
	<i>Terning 2</i>	<i>Terning 2</i>	<i>Terning 2</i>	<i>Terning 2</i>	<i>Terning 2</i>	<i>Terning 2</i>
Vekt før(m_1)[g]:	9,261	10,1	8,458	7,884	7,993	8,918
Vekt etter(m_0)[g]:	8,329	9,004	7,641	7,125	7,201	8,041
Volum [cm ³]:	16,9	16,9	16,9	16,9	16,9	16,9
ω [%]	11,2	12,2	10,7	10,7	11,0	10,9
ρ [kg/m ³]	548	598	500	467	473	528
	<i>Terning 3</i>	<i>Terning 3</i>	<i>Terning 3</i>	<i>Terning 3</i>	<i>Terning 3</i>	<i>Terning 3</i>
Vekt før(m_1)[g]:	9,179	7,25	8,497	8,079	8,405	8,975
Vekt etter(m_0)[g]:	8,253	6,529	7,665	7,3	7,571	8,084
Volum [cm ³]:	16,9	16,9	16,9	16,9	16,9	16,9
ω [%]	11,2	11,0	10,9	10,7	11,0	11,0
ρ [kg/m ³]	543	429	503	478	497	531
Gj.snitt ω [%]	11,2	11,5	10,8	10,6	11,1	10,9
s_y [%]	0,079	0,579	0,096	0,042	0,124	0,093
COV	0,007	0,050	0,009	0,004	0,011	0,008
Gj.snitt ρ [kg/m ³]	547	494	504	479	493	526
s_y [kg/m ³]	2,948	90,411	4,837	12,376	17,659	5,443
COV	0,005	0,183	0,010	0,026	0,036	0,010

Samlet resultat

Gj.snitt ω [%]	s_y [%]	COV
11,0	0,323	0,029

Gj.snitt ρ [kg/m ³]	s_y [kg/m ³]	COV
507	24,974	0,049

Vedlegg 16

Bilder av prøvestykkene etter brudd ved $R = -1$

Vedlegget inneholder ikke bilder av prøvestykkene testet av Isaksen (2021). Disse bildene kan finnes i masteroppgaven hans. Bildene presenterer kun de nye prøvene som gikk til brudd i tabell 4.1.

K1-234

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**

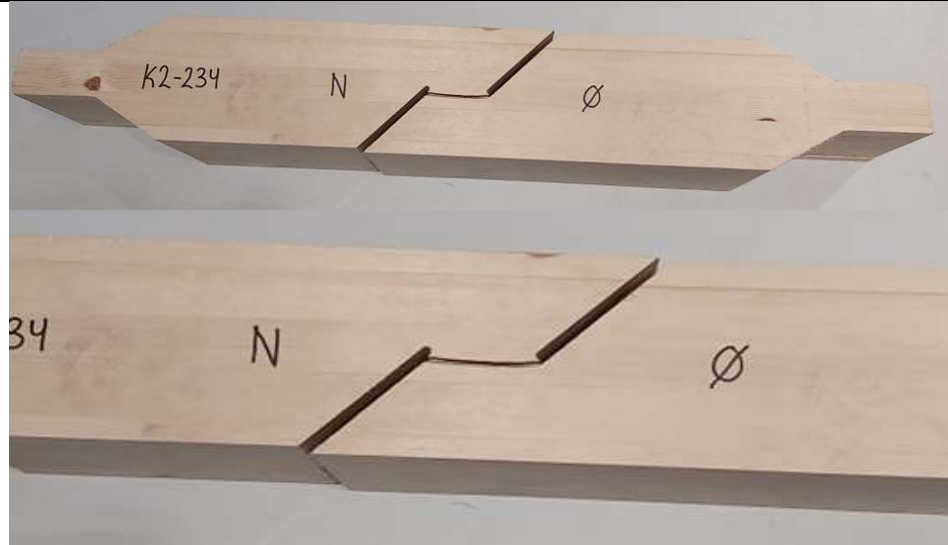


**Nedre
bruddplan**



K2-234

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**

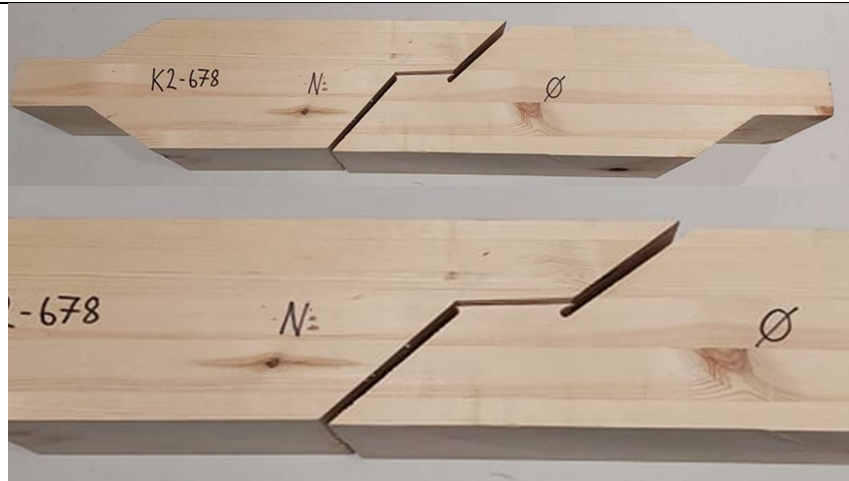


**Nedre
bruddplan**



K2-678

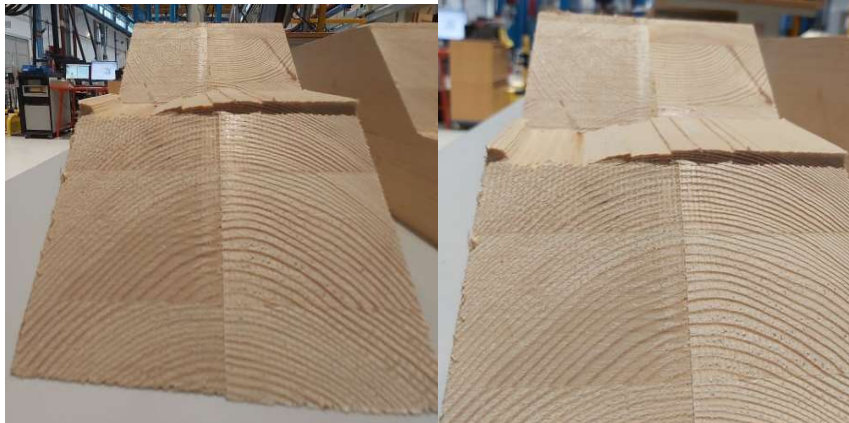
Etter brudd



Øvre bruddplan

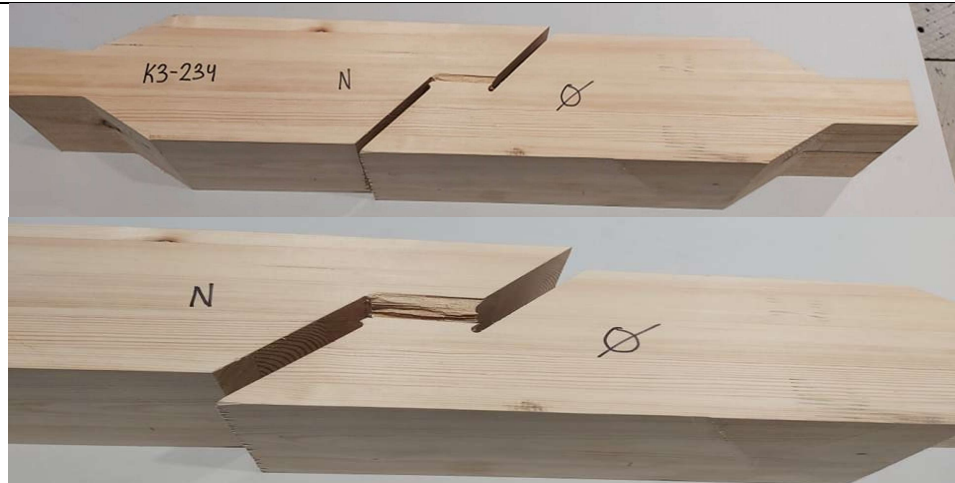


Nedre bruddplan



K3-234

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**

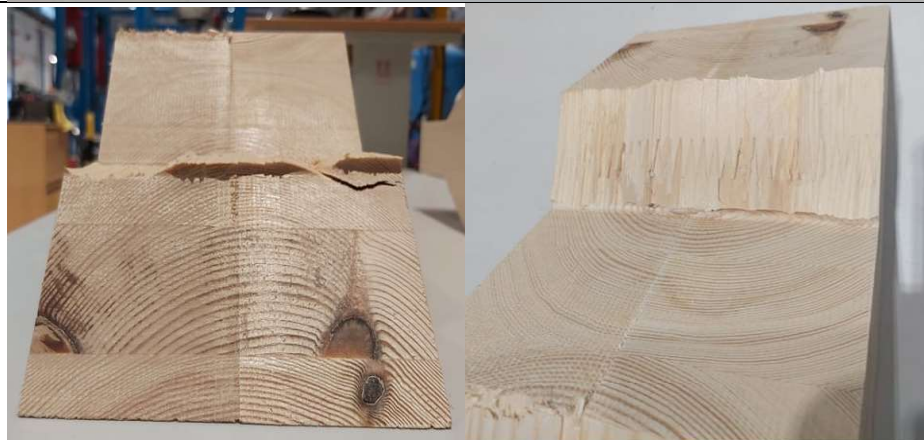


K3-678

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



K4-234

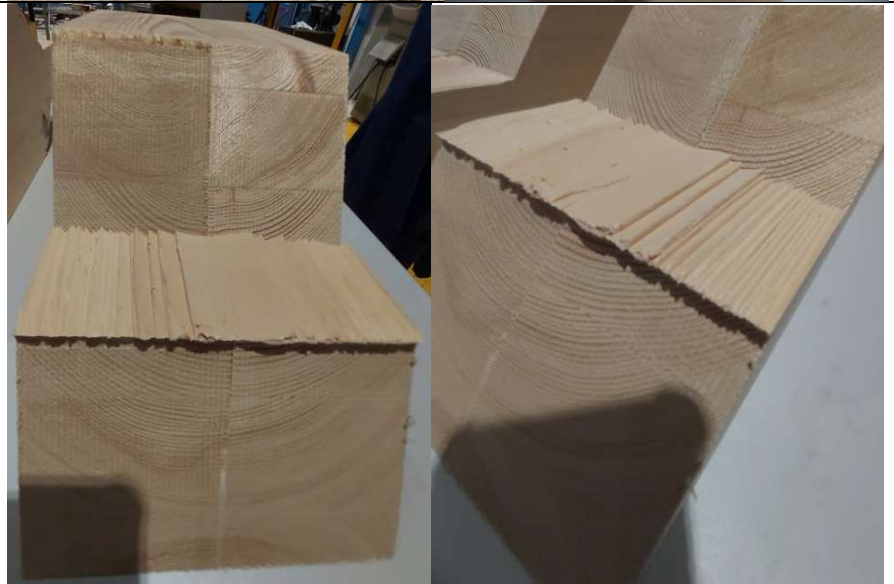
Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



K4-678

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



K5-234

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**

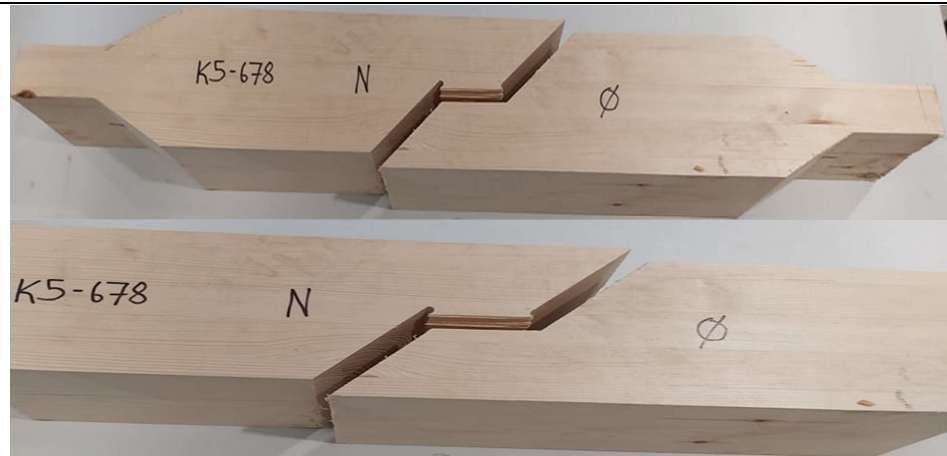


**Nedre
bruddplan**

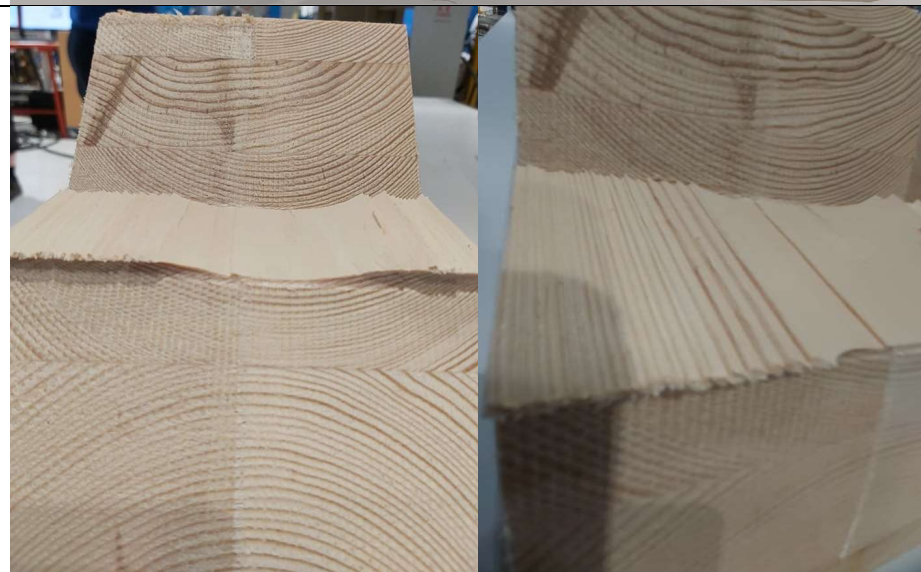


K5-678

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



K6-234

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**

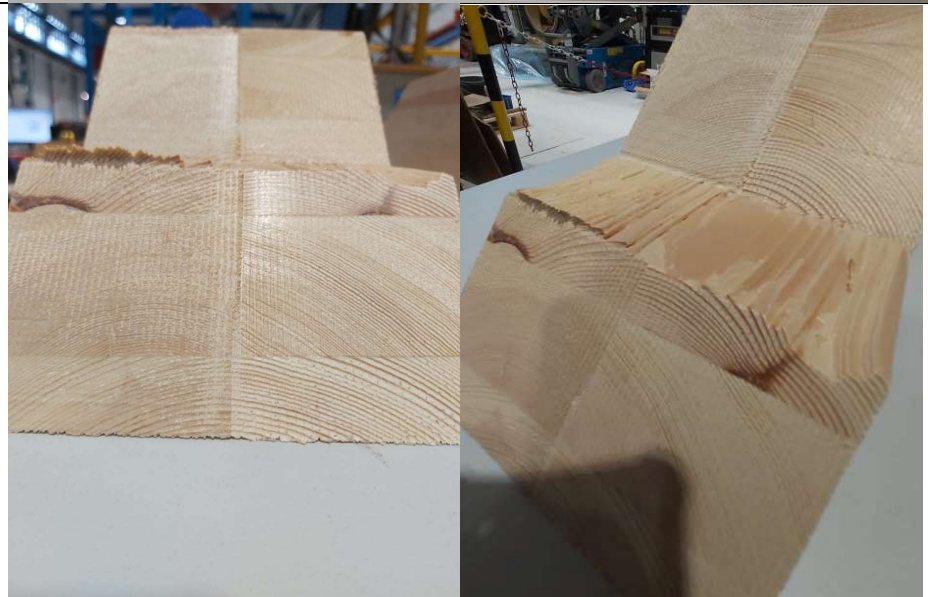


K6-678

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



L1-234

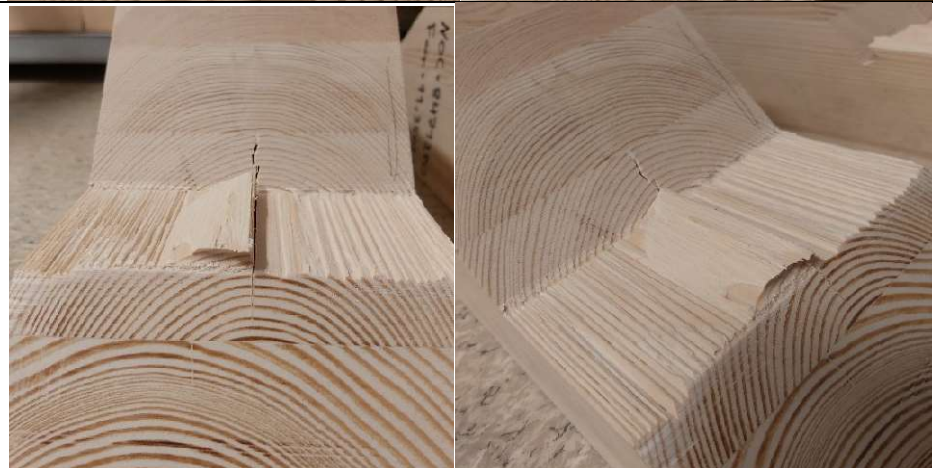
Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



L1-678

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



N1-234

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



N1-678

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**

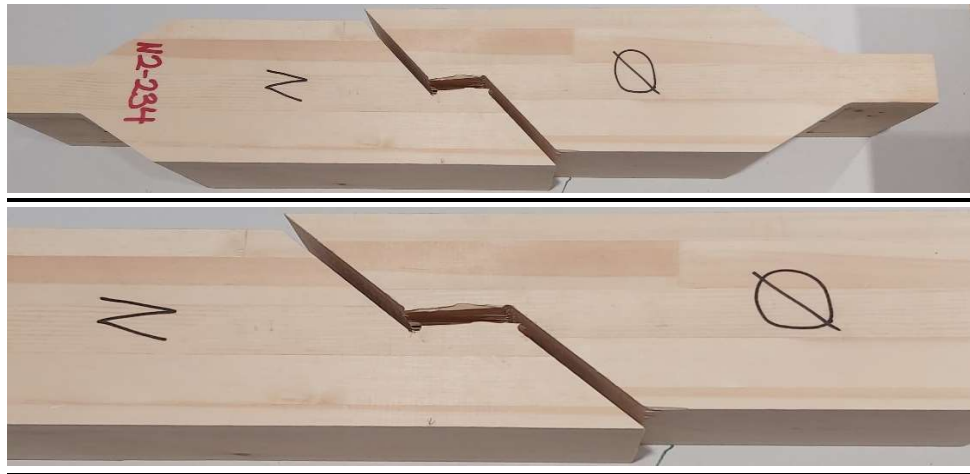


**Nedre
bruddplan**



N2-234

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**

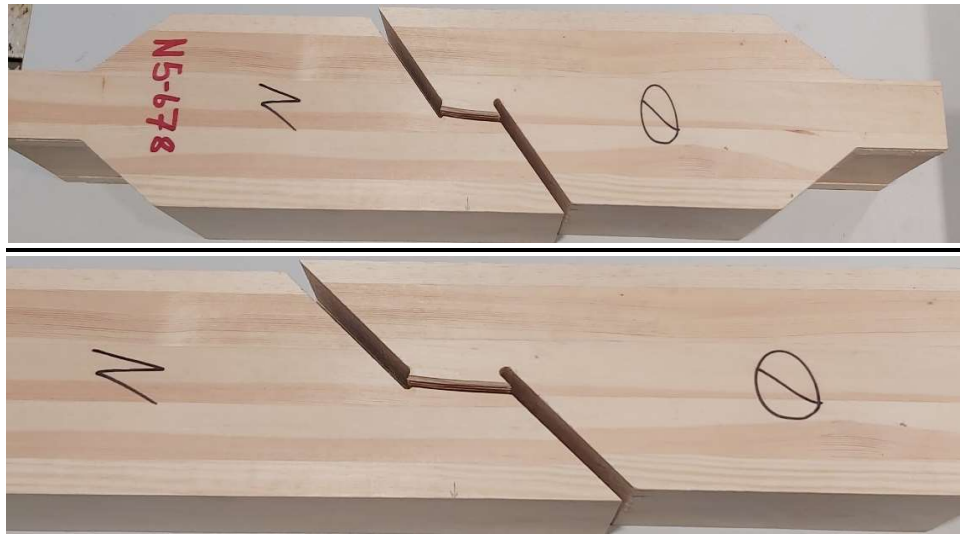


**Nedre
bruddplan**



N5-678

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



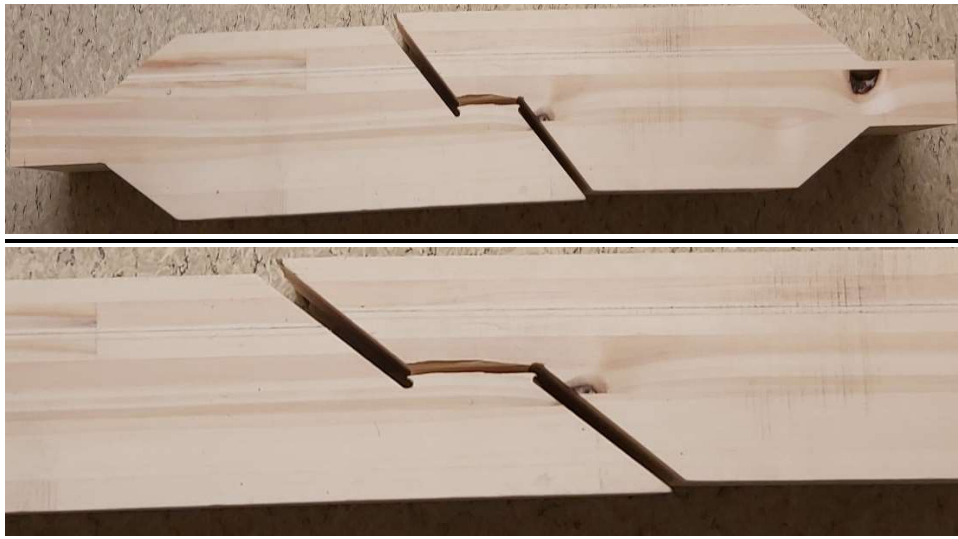
Vedlegg 17

Bilder av prøvestykkene etter brudd ved $R = 0.1$

Bildene presenterer kun prøvene som gikk til brudd i tabell 4.13.

L4-678

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



N3-234

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



N4-234

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**

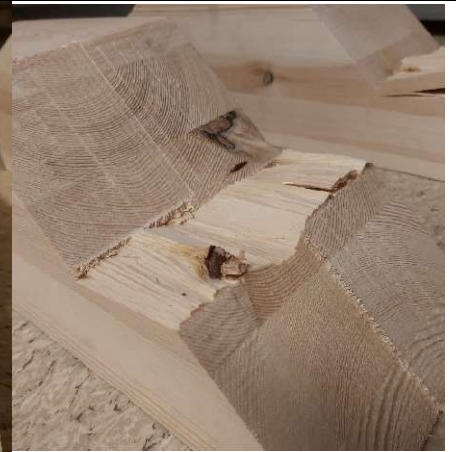


N4-678

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



N5-234

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**



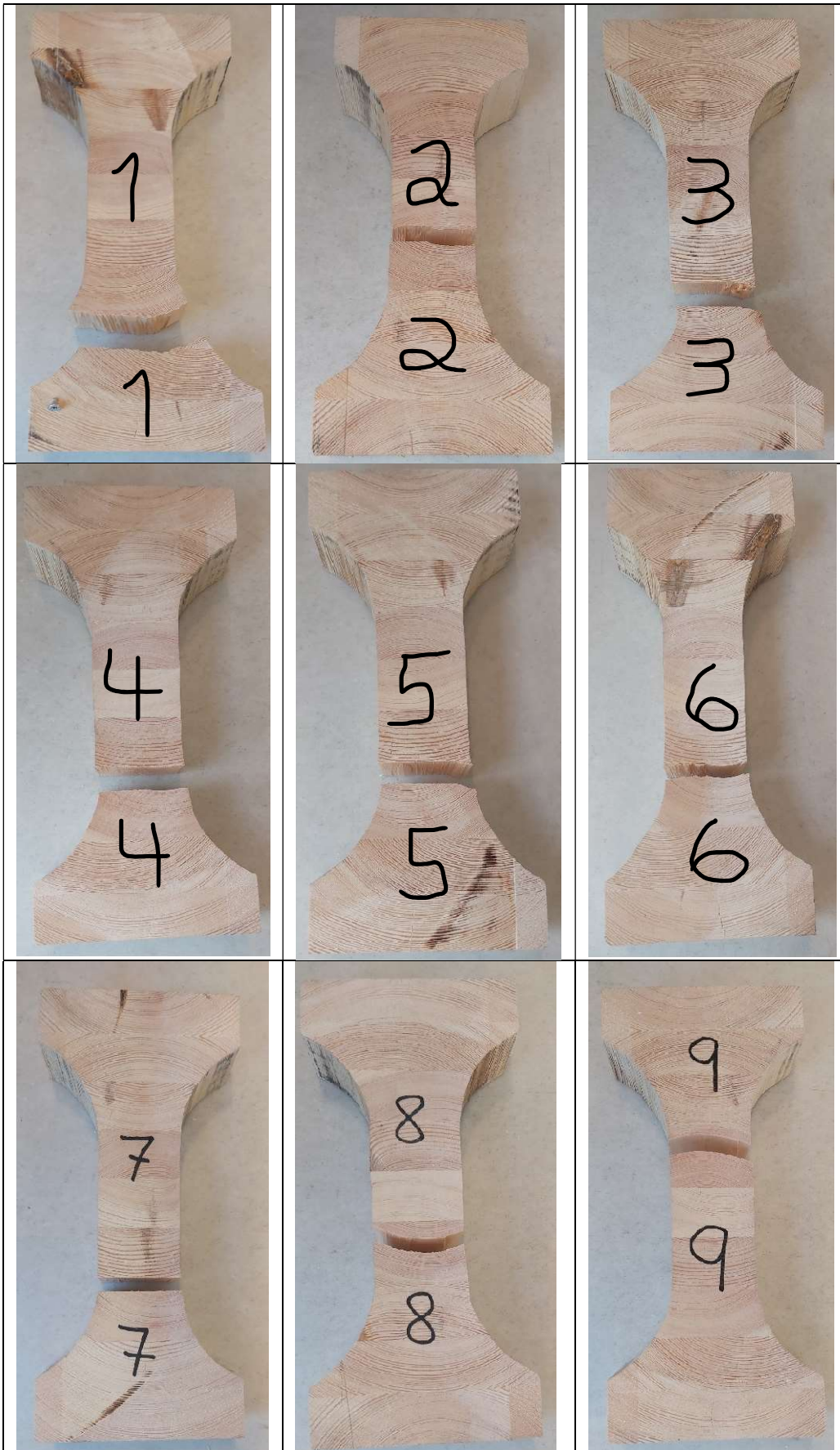
**Nedre
bruddplan**



Vedlegg 18

Bilder av prøvestykkene etter brudd ved statisk ortogonal strekk

Nummereringen 1 til 9 på bildene betegner prøvenes rekkefølge under testingen, og tilsvarer rekkefølgen i tabell 6.1.



Vedlegg 19

Bilder av prøvestykkene etter brudd ved statisk biaksial spenning

Bildene presenterer kun prøvene som gikk til brudd i tabell 7.1.

L2-234

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



L3-234

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



L4-234

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



L5-234

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



L5-678

Etter brudd



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**



N6-234

**Etter
brudd**



**Øvre
bruddplan**



**Nedre
bruddplan**

