

Aksial- og tverrbelastede gjengestenger i trekonstruksjoner

Halvor Grytting
Eirik Dimmen Sæle

Bygg- og miljøteknikk

Innlevert: juni 2015

Hovedveileder: Kjell A Malo, KT

Medveileder: Haris Stamatopoulos, KT

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Institutt for konstruksjonsteknikk



MASTEROPPGAVE 2015

FAGOMRÅDE: Trekonstruksjoner	DATO: 10.6.2015	ANTALL SIDER: 152+32 sider vedlegg
---------------------------------	--------------------	---------------------------------------

TITTEL:

Aksial- og tverrbelastede gjengestenger i trekonstruksjoner

Axial and Lateral Loaded Threaded Rods in Timber Structures

UTFØRT AV:

Halvor Grytting
Eirik Dimmen Sæle



SAMMENDRAG:

Denne oppgaven undersøker oppførselen til lange skruer i limtre, utsatt for aksial- og tverrbelastning. Egenskapene som har blitt evaluert er i hovedsak stivhet, kapasitet og bruddmønster. En stor studie er nylig utført for rent aksialbelastede skruer, men det er fremdeles få studier med kombinert belastning. Forbindelsen er analysert ut fra eksperimentelle forsøk, numeriske simuleringer og analytiske beregningsmodeller.

Det ble utført 12 forsøk, hvor kun innskruingsvinkel ble endret. Forsøksdataene viser at maksimal last reduseres som følge av økt tverrlast. I samtlige forsøk ble det brudd som følge av svikt i tregjengene. Numeriske simuleringer ble gjort med elementmetodeprogrammet Abaqus. Generelt samsvarte kraft-forskyvningskurvene godt med forsøkene. Best beskrivelse av kraft-forskyvningen ble oppnådd ved å bruke Hills flytekriterium. For å simulere sprekkdannelse og sprekkevekst i trematerialet, har XFEM (Extended Finite Element Method) i Abaqus blitt benyttet. Sprekker er modellert med LEFM (Linear Elastic Fracture Mechanics) og VCCT (Virtual Crack Closure Technique).

I oppgaven er det presentert mulige beregningsmetoder for stivhet og kapasitet. Analytiske beregningsmodeller for kombinert belastning er sammenlignet med forsøkene. I oppgaven er det presentert en mulig modell for tverrstivhet, mens modell for uttrekksstivhet er hentet fra studier av Stamatopoulos og Malo. Beregningsmodellen i Eurokode 5 for kapasitet ved kombinert belastning ser ut til å være konservativ. En kapasitetsmodell for kombinert belastning etter Jockwer et al. ser ut til å stemme godt overens for alle vinkler benyttet i forsøkene.

FAGLÆRER: Kjell Arne Malo

VEILEDERE: Kjell Arne Malo og Haris Stamatopoulos

UTFØRT VED: Institutt for konstruksjonsteknikk

Masteroppgave 2015

Halvor Grytting og Eirik Dimmen Sæle

Aksial- og tverrbelastede gjengestenger i trekonstruksjoner

Axial and Lateral Loaded Threaded Rods in Timber Structures

Økt bruk av tre som bærende materiale i større konstruksjoner stiller større krav til knutepunkter. Det er nylig sett på mulighetene for å produsere momentstive knutepunkter ved hjelp av lange skråstilte skruer. Det er derfor ønskelig med mer kunnskap om oppførselen til skruene. Det er nylig utført en omfattende studie på styrke- og stivhetsegenskaper til lange aksialbelastede skruer. Det er fremdeles usikkert hvor mye egenskapene påvirkes ved kombinert aksial- og tverrbelastning.

Kandidatene skal undersøke hvordan uttrekkskapasitet og -stivhet til lange skruer av typen SFS WB-T 20 påvirkes av tverrlast. Det skal gjennomføres laboratorieforsøk og numeriske simuleringer av skruer i limtre.

Det skal undersøkes om numeriske simuleringer kan gjenskape forsøkene og om dette er representativt for virkelig oppførsel. I en numerisk modelleringsdel, er det rom for å undersøke flere materialmodeller for å karakterisere brudd i limtre.

Forsøksoppsett skal detaljplanlegges, og forsøk skal dokumenteres og evalueres. Resultater skal vurderes i lys av eksisterende teori.

Oppgaven skal utføres i samarbeid med en PhD-student som arbeider med temaet og oppgaven vil være en videreføring av tidligere prosjekt- og masteroppgaver om temaet.

Veiledere: Kjell Arne Malo og Haris Stamatopoulos

Besvarelsen skal leveres til Institutt for konstruksjonsteknikk innen 10. juni 2015.

Forord

Denne rapporten er skrevet som masteroppgave i konstruksjonsteknikk ved Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet, NTNU. Alt arbeid og laboratorieforsøk har foregått på institutt for konstruksjonsteknikk ved NTNU, våren 2015. Oppgaven er lagt til siste semester ved sivilingeniørutdannelsen, hvor det er satt av 20 uker til arbeidet.

Rapporten er skrevet av Eirik Dimmen Sæle og Halvor Grytting ved institutt for konstruksjonsteknikk, NTNU.

Valg av oppgave gjenspeiler seg i masterstudentenes interesse for trekonstruksjoner og beregningsmekanikk. Retningslinjer for oppgaven ble utarbeidet i samarbeid med veileder, hvor hovedfokus har vært å studere effekten av kombinert aksial- og tverrbelastning på lange gjengestenger i trekonstruksjoner.

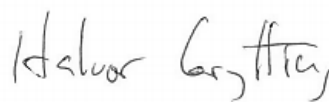
Innholdet i rapporten er basert på resultater fra laboratorieforsøk, numeriske simuleringer i elementanalyseprogrammet Abaqus og analytiske beregningsmodeller. Det er blitt gjennomført flere forsøk og analyser av én del av et knutepunkt, bestående av limtre og gjengestag. Hovedformålet har vært å finne ut om numeriske simuleringer og analytiske løsningsmetoder er representative for laboratorieforsøkene. Dette skal bidra til utviklingen av beregningsmodeller for kapasitet og stivhet av momentstive forbindelser i limtre.

Vi vil gjerne takke professor Kjell Arne Malo og PhD-stipendiat Haris Stamatopoulos for god veiledning og råd under arbeidet med oppgaven. I tillegg vil vi takke ingeniør Christian Frugone og overingeniør Paal Brokka Rike for god hjelp ved gjennomføring av laboratorieforsøk. Vi vil også takke de øvrige ansatte ved laboratoriet på institutt for konstruksjonsteknikk ved NTNU, for hjelp i laboratoriearbeidet. Helt til slutt vil vi takke alle professorer og andre forelesere vi har hatt ved NTNU gjennom disse fem årene.

Trondheim, 10.06.2015



Eirik Dimmen Sæle



Halvor Grytting

Sammendrag

Denne oppgaven undersøker oppførselen til lange skruer i limtre, utsatt for aksial- og tverrbelastning. Egenskapene som har blitt evaluert er i hovedsak stivhet, kapasitet og bruddmønster. En stor studie er nylig utført for rent aksialbelastede skruer, men det er fremdeles få studier med kombinert belastning. Forbindelsen er analysert ut fra eksperimentelle forsøk, numeriske simuleringer og analytiske beregningsmodeller.

Det ble utført 12 forsøk, hvor kun innskruingsvinkel ble endret. Vinkler fra 90° - 45° mellom skrue- og fiberretning er benyttet. I alle forsøk var kraft 90° på fibrene. Skruene var av typen SFS med diameter på 20 mm. Kraft-forskyvningskurver, bruddmønster og observasjoner fra forsøk, ble benyttet som sammenligningsgrunnlag for stivhet og kapasitet. Forsøksdataene viser at maksimal last reduseres som følge av økt tverrlast. Maksimal last for 90° , 75° , 60° og 45° ble henholdsvis 88 kN, 85 kN, 64 kN og 49 kN. Verdiene for 75° og 60° er gjennomsnittsverdier fra fem forsøk, mens de øvrige kun er basert på ett forsøk. I samtlige forsøk ble det brudd som følge av svikt i tregjengene. Generelt var maksimal last i forsøkene betydelig lavere enn for en rent strekkpåkjent skrue.

Numeriske simuleringer ble gjort med elementmetodeprogrammet Abaqus. Første del av kraft-forskyvningskurvene samsvarte godt med forsøkene for samtlige modeller. Best beskrivelse av kraft-forskyvningen ble oppnådd ved å bruke Hills flytekriterium. Ved bruk av dette flytekriteriet var det mulig å få svikt i tregjengene, slik som i forsøkene.

For å simulere sprekke dannelse og sprekkevekst i trematerialet, har XFEM (Extended Finite Element Method) i Abaqus blitt benyttet. Sprekker er modellert med LEFM (Linear Elastic Fracture Mechanics) og VCCT (Virtual Crack Closure Technique). Sprekkmodellering er et forholdsvis nytt felt, og de eksisterende materialmodellene for anisotrope materialer er mangelfulle. Resultatene ga sprekker som lignet sprekkmønster observert i forsøkene.

I oppgaven er det presentert mulige beregningsmetoder for stivhet og kapasitet. Analytiske beregningsmodeller for kombinert belastning er sammenlignet med forsøkene. Eurokode 5 har i dag ingen akseptert beregningsmetode for uttrekksstivhet og beregningsmodellen for stivhet på tvers av skrueakse er veldig forenklet. I oppgaven er det presentert en mulig modell for tverrstivhet, mens modell for uttrekksstivhet er hentet

fra studier av Stamatopoulos og Malo. I Abaqus ble det laget en modell som ble sammenlignet med de analytiske stivhetsmodellene. Stivheten fra analysene i Abaqus viste seg å være mer følsom for tverrbelastning enn beregningsmodellene.

Beregningsmodellen i Eurokode 5 for kapasitet ved kombinert belastning ser ut til å være konservativ sammenlignet med forsøkene. En kapasitetsmodell for kombinert belastning etter Jockwer et al., samsvarer godt for alle vinkler benyttet i forsøkene.

Summary

This report investigates the behaviour of long threaded rods in glulam, exposed for axial and lateral loading. Different properties of the connections, including stiffness, capacity and fracture behaviour, have been evaluated. There have recently been conducted a study on axially loaded rods, nevertheless, few studies have been carried out for a combination of loads. The connections are analysed by experimental tests, numerical simulations and analytical solutions.

Twelve component tests were carried out, with different angles on the rods. Angles in the range from 90° - 45° between rod and grain direction are used. The force is applied vertical to the grains in all tests. All rods had a diameter of 20 mm. Force-displacement curves, fracture pattern and general observations from tests, were used in the comparison of stiffness and capacity. The experimental data show that the maximum load capacity is reduced due to increased lateral loading. The maximum load capacity at 90° , 75° , 60° and 45° , were respectively 88 kN, 85 kN, 64 kN and 49 kN. The values for maximum load capacity at 75° and 60° are based on mean values from five tests, while the other are based only on one test. In each experiment, all specimens failed due to withdrawal of the threaded rod. In general, the maximum load capacity in the tests was considerably lower than for pure tensile stressed rods.

Numerical simulations were carried out in the Finite Element Method Program Abaqus. The first part of the force-displacement curves correlated well with the experiments for all models. The best description of the force-displacement response was obtained using Hill's yield criterion. When Hill's yield criterion was implemented, it was possible to obtain failure of the timber threads, which also was observed in the experiments.

To simulate crack initiation and propagation in timber elements, the Extended Finite Element Method (XFEM) is applied in Abaqus. The cracks are modeled with LEFM (Linear Elastic Fracture Mechanics) and VCCT (Virtual Crack Closure Technique). Crack modeling is a relatively new field, and existing material models are inadequate for anisotropic materials. The crack patterns from the simulation of cracks are similar to the cracks observed in the experiments.

Computational methods including both stiffness and capacity are presented in this thesis. Analytical methods for combined loads are compared with experiments. In Eurocode 5,

there is no accepted computational method for withdrawal stiffness, and the model for lateral stiffness is very simplified. In this thesis, a possible model for lateral stiffness is presented, while the model for withdrawal stiffness is derived from studies by Stamatopoulos and Malo. A stiffness model is created in Abaqus to evaluate the analytical stiffness models. The stiffness in the Abaqus models proved to be more sensitive to lateral loads than the analytical methods.

The computational models for capacity in Eurocode 5 appears to be conservative with interaction of loads. The capacity model for combined loads by Jockwer et al. seems to agree well for all angles used in the experiments.

Innhold

Forord	I
Sammendrag	III
Summary	V
Innhold	VII
Figurliste	XIII
Tabelliste	XVII
Indeksliste	XIX
1 Innledning	1
1.1 Bakgrunn	1
1.2 Mål og avgrensning.....	1
2 Litteraturstudie	3
2.1 Anvendelse.....	3
2.2 Materialeegenskaper til tre.....	5
2.3 Forbindelsesmidler	6
2.3.1 Bolter	6
2.3.2 Dybler	6
2.3.3 Skruer	7
2.3.4 Spikerplater.....	8
2.3.5 Innlimte bolter	8
2.4 Studier på området.....	9
2.4.1 «Momentbærende forbindelser i limtrebjelker» av Larsen [5]	9
2.4.2 «Konseptstudie av knutepunkt i limtre og lange aksialbærende treskruer utsatt for brannbelastning» av Westerheim [4].....	10
2.4.3 «Design model for inclined screws under varying load to grain angles» av Jockwer et al. [1].....	10

2.4.4	«Models for the Calculation of the Withdrawal Capacity of Self-tapping Screws» av Frese og Blas [10].....	11
2.4.5	«Withdrawal stiffness and capacity of threaded rods embedded in timber elements» av Stamatopoulos og Malo [2] [3]	11
2.4.6	«Stivhet til bjelke-søyleforbindelse», prosjektoppgave 2014 [12].	12
3	Laboratorieforsøk	13
3.1	Forsøksbeskrivelse	13
3.1.1	Forsøksoppsett	13
3.1.2	Materialer.....	15
3.1.3	Måling og lastpåføring.....	16
3.1.4	Dummytest	17
3.1.5	Kapping av skruer.....	18
3.1.6	Innskruing og tilvirking av prøver	18
3.1.7	Forboring av skruer	20
3.2	Resultater	23
3.2.1	Resultat av 90° mellom skrue og fiberretning.....	24
3.2.2	Resultat av 75° mellom skrue og fiberretning.....	26
3.2.3	Resultat av 60° mellom skrue og fiberretning.....	28
3.2.4	Resultat av 45° mellom skrue og fiberretning.....	29
3.2.5	Oppsummering/resultat fra alle forsøk	31
3.2.6	Bilder av bruddform	33
3.3	Diskusjon av resultater og forsøkgjennomføring	36
3.3.1	Lastpåføring	36
3.3.2	Kraft-forskyvningskurver	36
3.3.3	Materialer og produksjon av prøvestykker	38
3.3.4	Bruddform	38
3.3.5	Forbedringer av forsøksoppsett.....	40

4	Numerisk analyse før laboratorieforsøk.....	41
4.1	Analyseverktøy.....	42
4.2	Elementtype	43
4.3	Kontakalgoritme	44
4.4	Materialverdier	45
4.5	Bruddtype.....	47
4.6	Skjærspenning i gjenger	48
4.7	Basismodell.....	49
	4.7.1 Elementnett.....	50
4.8	Sensitivitetsstudie før laboratorieforsøk.....	52
	4.8.1 Informasjon fra målepunkt i sensitivitetsstudie.....	53
	4.8.2 Elementstørrelse på skrue og tregjenger	54
	4.8.3 Elementstørrelse trebjelke.....	56
4.9	Oppsummering sensitivitetsstudie	61
5	Numerisk analyse etter laboratorieforsøk.....	63
5.1	Referansemodell etter laboratorieforsøk.....	64
	5.1.1 Eksplisitt modell.....	65
	5.1.2 Lastpåføring	67
	5.1.3 Resultater referansemodell	70
	5.1.4 Energibalanse av kvasi-statisk analyse	75
5.2	Parameterstudie	76
	5.2.1 Geometri.....	77
	5.2.2 Optimering av elementnett	79
	5.2.3 Materialmodell for tre	82
	5.2.4 Hill-kriteriet	83
	5.2.5 Stivhetsmodell – pålastning uten eksentrisitet.....	92

6	Numerisk simulering av sprekker i treverk	95
6.1	Lineær-elastisk bruddmekanikk - LEFM.....	95
6.2	Kriterium for sprekkdannelse.....	97
6.3	Sprekker i tre med Extended finite element method - XFEM.....	98
6.4	Berikelsesfunksjoner og fantomnoder.....	98
6.5	XFEM-modulen i Abaqus	99
6.5.1	Modellering av XFEM.....	100
6.5.2	Begrensninger i Abaqus.....	101
6.5.3	Materialdata for bruddspenning og bruddenergi	102
6.6	Presentasjon av XFEM-modeller	102
6.6.1	Aksesymmetrisk: skrue 90° på fiberretning.....	103
6.6.2	Implisitt løsningsmetode – XFEM	105
6.6.3	Aksesymmetrisk: skrue 0° på fiberretning.....	107
6.6.4	3D – modell.....	108
6.7	Oppsummering XFEM.....	109
6.8	Forslag til forbedringer.....	110
7	Analytiske beregningsmodeller	111
7.1	Stivhet av skruer i treverk	111
7.1.1	Uttreksstivhet – K_w	111
7.1.2	Stivhet av skruer med tverrbelastning – K_v	115
7.1.3	Stivhet ved kombinert belastning – K_{90}	119
7.2	Kapasitet av skruer i treverk	120
7.2.1	Aksiell belastning/rent uttrekk – F_{ax}	120
7.2.2	Tverrbelastning – F_v	123
7.2.3	Kombinert belastning – F_{90}	126
7.3	Sammenligning av beregningsmodeller med forsøk og Abaqus.....	128
7.3.1	Stivhet – K_{90}	128

7.3.2	Kapasitet – F_{90}	131
7.4	Diskusjon av beregningsmodeller	135
7.4.1	Stivhet.....	135
7.4.2	Kapasitet.....	135
8	Oppsummering.....	139
8.1	Laboratorieforsøk og numerisk simulering.....	139
8.2	Beregningsmodeller	141
9	Konklusjon	143
10	Forslag til videre arbeid	145
11	Referanser	147
12	Vedleggsliste.....	1

Figurliste

Figur 2.1 Strekkstag i nettverksbru hengt opp med skruer.....	3
Figur 2.2 Bjelke-søyle forbindelse med lange skrånstilte skruer.....	4
Figur 2.3 Ortotropisk materialorientering	5
Figur 2.4 Vanlige mekaniske forbindelser i trekonstruksjoner	6
Figur 2.5 Innslissede stålplater brukt i knutepunkter til en trebru [9]	7
Figur 2.6 Oppleggsnese, forsterket med skrue [4]	7
Figur 2.7 Innlimt bolt i forboret hull.....	8
Figur 2.8 Knutepunkt med skruer på kryss.	9
Figur 2.9 Kompositt etasjeskiller,	12
Figur 3.1 Deler som brukes i forsøk, med notasjon	13
Figur 3.2 Forsøksoppsett.....	14
Figur 3.3 Bormaskin, borr og gjengestenger.	15
Figur 3.4 Forsøksrigg.....	16
Figur 3.5 Prøvestykker med plassering av skruer.....	19
Figur 3.6 (a) forboring (b) innskruing	20
Figur 3.7 Plassering av forskyvningsmålere/LVDT.	21
Figur 3.8 Opplegg på endene	22
Figur 3.9 Kontroll av bevegelse mellom bolt og gripedel.....	24
Figur 3.10 Vertikal kraft mot vertikal forskyvning. Skruevinkel 90°.....	24
Figur 3.11 Vertikal kraft mot horisontal forskyvning. Skruevinkel 75°.....	26
Figur 3.12 Vertikal kraft mot vertikal forskyvning. Skruevinkel 75°.....	26
Figur 3.13 Vertikal kraft mot horisontal forskyvning. Skruevinkel 60°.....	28
Figur 3.14 Vertikal kraft mot vertikal forskyvning. Skruevinkel 60°.....	28
Figur 3.15 Vertikal kraft mot horisontal forskyvning. Skruevinkel 45°.....	29
Figur 3.16 Vertikal kraft mot vertikal forskyvning. Skruevinkel 45°.....	30
Figur 3.17 Maksimal vertikal last for forskjellige vinkler.....	31
Figur 3.18 Viser endring av bruddmønstre.....	33
Figur 3.19 Bruddform rundt inngangspunkt.....	33
Figur 3.20 Bruddform i bunn.....	34
Figur 3.21 Tregjenger før og etter forsøk	35
Figur 3.22 De karakteristiske fasene	36
Figur 3.23 Delt prøve av forsøk med 45°	39

Figur 4.1 (a) C3D6 element (b) C3D8 element.....	43
Figur 4.2 Timeglassform på elementer.....	44
Figur 4.3 Bruddtype i Abaqus.....	47
Figur 4.4 Skjæringsnitt langs roten av gjengene	48
Figur 4.5 Basismodell.....	49
Figur 4.6 Elementnett.....	50
Figur 4.7 Penetrering av overflater	51
Figur 4.8 Ukorrekt og korrekt valg av «master surface»	52
Figur 4.9 Deformasjon av målepunkter i sensitivitetsstudie.....	53
Figur 4.10 Vertikal forskyvning (U2) langs senterlinjen på trekloss	53
Figur 4.11 Elementnett skrue.....	54
Figur 4.12 Basismodell og «Fin skrue».	55
Figur 4.13 Fin-, basis- og grov modell. Vertikal forskyvning.....	56
Figur 4.14 Variasjoner av fint elementnett. Vertikal forskyvning langs X-akse.....	58
Figur 4.15 Elementnett rundt skruehull.....	59
Figur 4.16 Fint, strukturert og ikke- strukturert elementnett.....	60
Figur 5.1 ABQ60, 60 graders vinkel.	64
Figur 5.2 Elementnett av ABQ60	65
Figur 5.3 Lastpåføring i Abaqus,.....	67
Figur 5.4 Lastpåføring. (a) med gripearms (b) uten gripearms	68
Figur 5.5 Forholdet mellom kinetisk og indre energi, med og uten gripearms	69
Figur 5.6 Spenningstilstand og plastisk tøyning.	70
Figur 5.7 Vertikal respons av numerisk modell (ABQ60)	71
Figur 5.8 Horisontal respons av numerisk modell (ABQ60)	71
Figur 5.9 Vertikal respons av numerisk modell (ABQ75)	72
Figur 5.10 Horisontal respons av numerisk modell (ABQ75)	72
Figur 5.11 Plastisk tøyning etter 4 mm.....	74
Figur 5.12 Forholdet mellom kinetisk/indre – energi.....	75
Figur 5.13 Reduserte tregjenger på ABQ60	77
Figur 5.14 Responsen av ABQ60 og ABQ60-reduisert.....	78
Figur 5.15 Stivheten i første fase av ABQ60 og ABQ60-reduisert.....	78
Figur 5.16 (a) optimert elementnett til venstre for skrue.....	79
Figur 5.17 Kunstig/indre – energi for ABQ60 og ABQ60 - Fine	80

Figur 5.18 Kraft-forskyvning av ABQ60 og ABQ60 - Fine.....	80
Figur 5.19 Kraft-forskyvningskurver for Hill-modeller, 60°	86
Figur 5.20 Kraft-forskyvningskurver for ABQ60-Hill 1 – 3,.....	86
Figur 5.21 Kraft-forskyvningskurver for ABQ75-Hill 1-2.....	87
Figur 5.22 ABQ60 – Hill 2 ved 27 mm forskyvning.....	88
Figur 5.23 ABQ60 – Hill 2.....	88
Figur 5.24 Skrue med 60 graders vinkel på fibre.....	90
Figur 6.1 Lineær elastisk spenningsfordeling langs sprekkens retning [24].....	96
Figur 6.2 Tre ulike deformasjonsmoder ved sprekkutvikling [24].....	96
Figur 6.3 Prinsippet om fantomnoder [16]	99
Figur 6.4 Aksesymmetrisk XFEM-modell. Navn: AX-FibX-1	103
Figur 6.5 (a) oppsprekking ved gjengene i forsøk.....	104
Figur 6.6 Oppsprekking ved nederste gjenge,.....	105
Figur 6.7 (a) «General static» (b) Implisitt.....	106
Figur 6.8 Tøyningsenergi og energi fra viskøs demping.....	106
Figur 6.9 Skrue og fibre i samme retning.....	107
Figur 6.10 Fjerdedelsmodell med skrue 90° på fibre.....	108
Figur 6.11 (a) full 3D-modell, skrue 0° på fibre.....	109
Figur 7.1 Forklaring av modell [3].....	112
Figur 7.2 Bjelke på elastisk fundament.....	116
Figur 7.3 Definisjon av K_{90} (= K_{90}).....	119
Figur 7.4 Analytisk modell for uttrekkskapasitet.....	121
Figur 7.5 Bi-lineær idealisering av skjærspenning-deformasjonskurve [2].	121
Figur 7.6 Aktuelle bruddformer for tverrbelastede dybler.....	124
Figur 7.7 Statisk system av Johanson sin flyteleddmodell	124
Figur 7.8 Definisjon av F_{90}	126
Figur 7.9 Spenningsfordeling i Jockwer sin modell.....	127
Figur 7.10 K_{90} Abaqus.	129
Figur 7.11 Stivhet K_{90} . Verdier fra Tabell 7-2.....	130
Figur 7.12 Uttrekkskapasitet F_{ax}	132
Figur 7.13 Sammenligning av kapasitet ved kombinert aksial- og tverrbelastning.....	134

Tabelliste

Tabell 3.1 Oversikt over prøvestykker.....	19
Tabell 3.2 Oppsummeringstabell for kapasitet fra forsøk.....	32
Tabell 4.1 Materialverdier til tre brukt i Abaqus	45
Tabell 4.2 Plastisk data for skruen	46
Tabell 4.3 Elementstørrelse på trebjelke i basismodell	51
Tabell 4.4 Sammenligning av «Basismodell» og «Fin skrue».....	54
Tabell 4.5 Forskyvninger av basis-, grov- og fin modell.....	56
Tabell 4.6 Sammenligning av varierende elementtykkelse i høyden.....	57
Tabell 4.7 Sammenligning av strukturert og ikke-strukturert elementnett	60
Tabell 5.1 Referansespenning og -tøyninger brukt i Hill-modeller	85
Tabell 5.2 Flytespenning for ulike plan brukt i Hill-modeller.....	85
Tabell 5.3 Referansespenning og -tøyninger brukt i Hill-modeller	87
Tabell 5.4 Flytespenning for ulike plan brukt i Hill-modeller.....	87
Tabell 6.1 Materialdata for bruddspenning	102
Tabell 7.1 Verdier for hullkantstivhet	118
Tabell 7.2 Stivhet, K90, med varierende innskruingsvinkel, α	130
Tabell 7.3 Uttrekkskapasitet, F_{ax}	131
Tabell 7.4 Tverrlastkapasitet F_v ,	133
Tabell 7.5 Sammenligning av kapasitet med aksial- og tverrbelastning	134

Indeksliste

Store latinske bokstaver

A_s	Areal av skruekjerne
A_w	Areal av treverk som kun utsettes for aksielle spenninger
A	Empirisk parameter fra teknisk godkjenning ETA-13/0899
E_p	E-modul parallelt med fiberretning
E_s	E-modul stål
$E_{w,0}$	E-modul parallelt med fiberretning
$E_{w,90}$	E-modul vinkelrett på fiberretning
$E_{w,\alpha}$	E-modul som en funksjon av vinkelen mellom skrue- og fiberretning
F	Vertikalkraft påsatt i gripearm
F_{90EC5}	Maksimal last 90° på fiberretning. Eurokode 5.
$F_{90Jockwer}$	Maksimal last 90° på fiberretning. Jockwer.
F_{ax}	Uttrekkskapasitet av aksielt belastet skrue
$F_{ax,Ed}$	Dimensjonerende aksialkraft på en forbindelse
$F_{ax,k}$	Uttrekkskapasitet fra teknisk godkjenningsblad, DIN 1052
$F_{ax,Rd}$	Dimensjonerende verdi på en forbindelses uttrekkskapasitet
$F_{ax,Rk}$	Uttrekkskapasitet fra Eurokode 5
F_v	Tverrbelastning
$F_{v,Ed}$	Dimensjonerende skjærkraft per skjærflate
$F_{v,R}$	Kapasitet for tverrkraft fra Eurokode 5
$F_{v,Rd}$	Dimensjonerende motstandsevne per skjærflate
G	Energy release rate
G_c	Energy release rate. Kritisk verdi
$K_{\sigma,c}$	Kritisk spenningsintensitet
K_{90}	Vertikal stivhet av kombinert aksial- og tverrbelastet skrue
K_{90BOEF}	Vertikal stivhet av aksial- og tverrbelastet skrue (BOEF)
K_{90EC5}	Vertikal stivhet av aksial- og tverrbelastet skrue. Eurokode 5.
K_{ser}	Glidemotstand mellom to deler i skjær. Fra Eurokode 5
K_v	Stivhet av skrue med tverrbelastning
$K_{v,EC5}$	Stivhet på tvers av skrueakse. Fra Eurokode 5
K_vBOEF	Stivhet ved tverrbelastning. Bjelke på elastisk fundament (BOEF)
K_W	Uttrekksstivhet
$K_{W,ser}$	Empirisk uttrekksstivhet fra teknisk godkjenning ETA-13/0899

L	Fiberretningen (lengderetningen)
L^e	Karakteristisk lengde av minste element
M_y	Momentkapasitet til skrue
N^{ls}	Antall iterasjoner
P	Vertikalkraft i inngangen til skruehull
P	Horisontalkraft i inngangen til skruehull
P_{ult}	Maksimal last
R	Radiell retning
R_{ij}	Forholdstall for flytespenning
R_v	Tverrlastmotstand
T	Tangentiell retning

Små latinske bokstaver

b	Empirisk parameter fra teknisk godkjenning ETA-13/0899
c	Empirisk parameter fra teknisk godkjenning ETA-13/0899
d	Ytre gjengediameter på skrue
d_1	Kjernediameter på skrue (indre gjengediameter)
d_{eff}	Effektiv skruediameter. 1,1 ganger indre gjengediamter, d_1
d_{eff}	Effektiv skruediameter fra Eurokode 5
d_i	Kjernediameter på skrue (indre gjengediameter)
f_h	Trykkstyrke til tre
$f_{h\alpha}$	Maksimal trykkstyrke i tre vinkelrett på forbinder
$f_{ax,k}$	Uttrekkspareparameter
$f_{l,k}$	Uttrekkstyrke
$f_{l,k}$	Uttrekkstyrke fra teknisk godkjenningsblad, DIN 1052
$f_{v,roll}$	Fasthet for rulleskjær
f_w	Elastisk skjærkapasitet
k_v	Hullkantstivhet til treverk
k_p	Fjærstivhet parallell med fiberretning
k_t	Fjærstivhet normalt på fiberretning
l	Forankringslengde
l_{ef}	Effektiv forankringslengde
l_f	Lengde på bruddsone
m	Verdi for bruddutvikling
t_n	Spenning normalt på sprekkoverflate

t_s, t_t	Skjæspenning langs sprekkeoverflate
$u_s(x)$	Forskyvning av skrue, x er avstand fra inngangen på skruehull
$u_w(x)$	Forskyvning av treverk, x er avstand fra inngangen på skruehull
v	Forskyvning på tvers av skrueakse
Δt_{cr}	Kritisk tidssteg

Greske bokstaver

$d^{\mathcal{E}pl}$	Plastisk tøyning sinkrement
α	Vinkel mellom skrue- og fiberretning
β	Parameter som inngår i uttrekksstivhet
Γ_e	Ekvivalent skjærstivhet til skjærsone i elastisk område
Γ_f	Ekvivalent skjærstivhet til skjærsone utenfor elastisk område
$\delta(x)$	Skjærdeformasjon over tykkelsen til skjærsone
δ_e	Maksimal elastisk skjærdeformasjon
$\varepsilon_s(x)$	Tøyning av skrue, x er avstand fra inngangen på skruehull
$\varepsilon_w(x)$	Tøyning av treverk, x er avstand fra inngangen på skruehull
η^{ls}	Konvergenzkriterium
λ	Konstant i stivhetsuttrykk for bjelke på elastisk fundament
λ	Forhold mellom bruddsone og forankringslengde
ρ	Densitet
ρ_a	Tilhørende densitet til $f_{ax,k}$
ρ_k	Karakteristisk densitet
ρ_m	Midlere densitet
σ^0	Referansespenning
τ	Skjærspenning i skjærnitt langs gjengeroten
$\tau(x)$	Skjærspenning langs limfuge, x er avstand fra inngangen på skruehull
τ^0	Referansespenning, skjær
ω	Dimensjonsløs parameter

Forkortelser

BOEF	Beams on elastic foundation
FEM	Finite element method
LEFM	Linear elastic fracture mechanics
LVDT	Linear variable displacement transformer
MAXS	Maksimal nominell spenning
VCCT	Virtual crack closure technique
XFEM	Extended finite element method

1 Innledning

1.1 Bakgrunn

Bruk av tre som bærende materiale i større konstruksjoner er et felt i stadig utvikling. Trebruer brukes i økende grad, og samtidig som denne oppgaven skrives, bygges verdens høyeste trehus med 14 etasjer i Bergen. For å gjøre denne utviklingen mulig kreves det stadig mer kunnskap om konstruksjonens evne til å ta opp aktuelle belastninger, og da særlig forbindelser mellom ulike konstruksjonsdeler.

En type forbindelsesmiddel det nylig har vært fokusert mye på er lange skruer, også kalt gjengestenger. Bruk av lange skruer har vist egnede egenskaper, både til sammenføring og armering av trematerialer. Best utnyttelse av skruene oppnås når de lastes i aksial retning. Studier har vist gode egenskaper både med tanke på styrke og stivhet [1] [2] [3]. Likevel er det gjort få studier som kan dokumentere styrke og stivhet for store dimensjoner og lange forankringslengder [3]. I dag finnes det foreløpig ingen akseptert beregningsmodell for uttrekksstivhet i Eurokode 5.

1.2 Mål og avgrensning

Oppgaven skal se på stivhet og styrke ved kombinert aksial- og tverrbelastning av skruer. Målet er at arbeidet skal øke forståelsen av mekanisk oppførsel til lange skruer, og dermed bidra til å dokumentere de gode egenskapene skruene har vist.

Forsøkene vil bestå av skråstilte skruer i limtre, som lastes aksielt og på tvers av skrueaksen. Stivhet og kapasitet vil bli sammenlignet med numerisk simulering og analytiske beregningsmodeller. Sentrale spørsmål vil være:

- Hvordan påvirkes forbindelsen av kombinert aksial- og tverrlast
- Hvilke krav stilles til forankringslengde og skruediameter ved innføringen av tverrlast
- Hvordan påvirkes uttrekksstivhet og –kapasitet av tverrlast
- Hvor godt kan numerisk og analytisk løsningsmetode representere forsøkene

I en designprosess er det ønskelig å optimere styrke og stivhet i forhold til materialbruk. Optimalisering av knutepunkter kan gjøres ved hjelp av forsøk eller ved hjelp av beregningsverktøy. Forsøksbasert optimering er tidkrevende og kostbart. Det er derfor

1 Innledning

ønskelig å kunne modellere materialeegenskapene så eksakt som mulig. I oppgaven er det fokusert på numeriske simuleringer, for å gjenskape fysisk oppførsel best mulig, samt knytte analytiske beregningsmetoder opp mot eksperimentelle forsøk. Oppgaven har også tatt for seg og undersøke hvilke muligheter som finnes for å modellere materialoppførselen til treet utenfor det elastiske området.

Innhold i figurer og tabeller i oppgaven vil presenteres på engelsk. Dette for å gjøre det enklere å bruke utdrag fra oppgaven senere.

2 Litteraturstudie

2.1 Anvendelse

Bruksområdene for lange gjengestenger er mange, og noen vil presenteres her.

Skjøting av limtrebuer er ofte påkrevd, da lengde og pilhøyde (høyde som buen bygger ved frakting) på konstruksjonsdelene begrenses etter hva som er mulig å transportere. En mulig løsning er å bruke skruer til sammenføyningen.

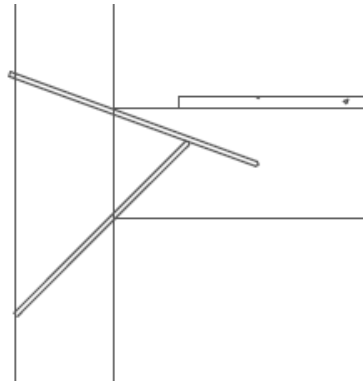
Et annet bruksområde er strekkpåkjennte forbindelser i brukonstruksjoner. Det være seg innfesting av strekkstag (se Figur 2.1), diagonalavstivere, rekkverk, beskyttelsesskjermer og liknende. Dette kan utføres ved bruk av lange gjengestenger.



Figur 2.1 Strekkstag i nettverksbru hengt opp med skruer.

I skrueforbindelser der komponenter henges opp, er det ønskelig at kraften hovedsakelig går i samme retning som skruene. Likevel vil det være vanskelig å unngå tverrkraft i alle lasttilfellene. Innfestingene må derfor ofte dimensjoneres for kombinasjonen av aksial- og tverrbelastning.

En metode for å lage momentstive bjelke-søyleforbindelser ved bruk av lange skruer, har vært gjenstand for flere prosjekt- og masteroppgaver ved NTNU de siste årene, se Figur 2.2. Vinklingen av skruene gir opphav til kombinert aksial- og tverrbelastning av skruene. Per i dag er det lite forskning som har sett på denne kombinasjonen for lange skruer, med diameter over 20 mm, noe som gjør det ekstra interessant å studere dette nærmere.



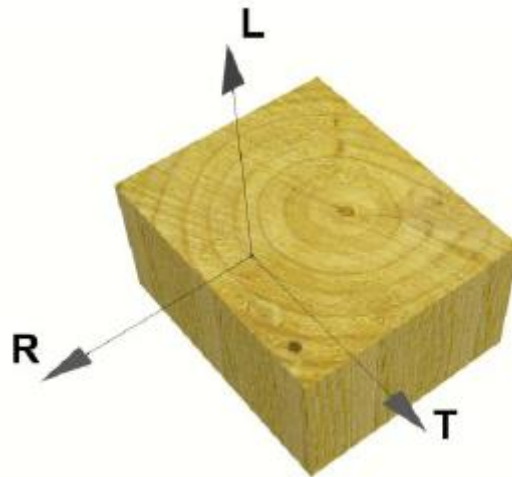
Figur 2.2 Bjelke-søyleforbindelse med lange skråstilte skruer.

En stiv endeforbindelse er ønskelig da dette gir en mer optimal fordeling av momentet i bjelken. Ved momentbelastning vil toppskruen strekkes. Uttrekkskapasitet til skruer er avhengig av forankringslengde og dimensjon på skruene. Tidligere masteroppgaver er utført av Westerheim [4] og Larsen [5] på lignende knutepunkt som i Figur 2.2. Studiene har vist at knutepunktdesignet er motstandsdyktig mot brann, har god kapasitet og god stivhet. Det svake leddet i forbindelsen har vært delen av toppskruen inne i søyledelen. Det er her forankringslengden blir kortest. I oppgaven har det derfor vært fokusert på søyledelen av forbindelsen.

2.2 Materialegenskaper til tre

Tre er et anisotropisk, organisk og levende materiale. Materialeegenskapene er komplekse og avhenger blant annet av last, densitet, fuktinnhold og temperatur. Da tre er et heterogent materiale, kan det ha meget stor varians i styrke innad i et bestemt trestykke. Tre er bygd opp av fibre og kan sammenliknes med sugerør, som i hovedsak ligger i samme retning. Siden tre er et levende materiale, avhenger fiberstørrelsen, mengden kvist og tetthet, mye med vekstforhold og tresort. Det fører til store forskjeller i styrke og fasthetsegenskaper [6].

Tre kan som en tilnærming beskrives som et ortotropisk materiale med tre materialretninger, henholdsvis lengde-, radiell- og tangentiell retning, se Figur 2.3. Der symbolene L , R og T henviser til de nevnte retningene.

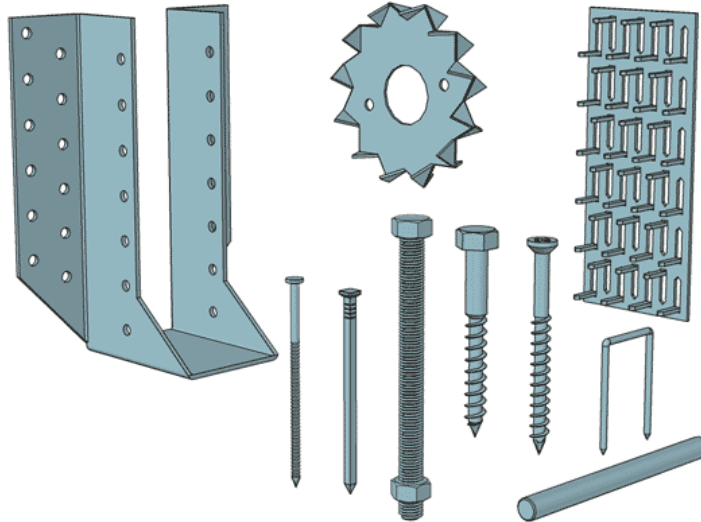


Figur 2.3 Ortotropisk materialorientering av tre [3].

Fiberretningen, eller lengderetningen til treet, har høy stivhet og styrke, da det skal stå imot store egenlaste og naturlige laste. Styrken normalt på fiberretningen er derimot betydelig svakere. Lengderetningen har 10-15 ganger så høy stivhet som radiell retning, og 20-30 ganger så høy som tangentiell retning. Skjærstivheten i radiell-tangentiell plan er veldig lav for de fleste myke tretyper, ofte 5 % av radiell stivhet [7].

2.3 Forbindelsesmidler

Kapittelet vil gi en innføring i de mest brukte forbindelsesmidlene i dagens trekonstruksjoner.



Figur 2.4 Vanlig mekaniske forbindelsesmidler i trekonstruksjoner.

Figur hentet fra Sintef Byggforsk blad 573.151 [8].

2.3.1 Bolter

Bolter brukes ofte i større trekonstruksjoner i tre-tre- og stål-tre-forbindelser, da de er lette å montere. Vanlige dimensjoner er M8-M24 og stål kvalitet må være minst 4.6. Hull forbores slik at bolten skal passe best mulig, maksimalt 1 mm større enn boltediameteren. Overstore hull gjør at feilstillinger lett kan justeres, men hullene fører også til at forbindelsen blir mindre stiv [8].

2.3.2 Dybler

Dybler er sylindriske glatte stålstaver med avfasede ender. Disse bankes inn i forborede hull med samme diameter. Dette gir lite slark og dermed god stivhet til forbindelsen. Dybler er best egnet for flersnittede symmetriske forbindelser. For å overføre krefter fra en del til en annen, brukes innskissede stålplater som vist i Figur 2.5. I dag er denne mest benyttet når store krefter skal overføres fra tre til tre, og der krav til stivhet er høy. Ulempene med forbindelser av dybler og innskissede stålplater, er at platene må lages

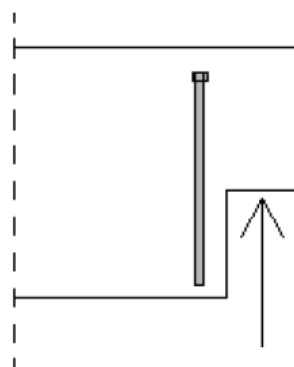
spesielt for hvert knutepunkt, noe som øker kostnadene. I en brannsituasjon er slissingen lite gunstig da stålplatene blir direkte eksponert mot flammer [8].



Figur 2.5 Innslissede stålplater benyttet i knutepunkt på en trebru [9].

2.3.3 Skruer

Skruer er en forbindelse som skrues inn i treverk, selvborende eller i forborede hull, avhengig av dimensjon. Fordelen er at gjengene på skruen gir god aksialkapasitet. Dette gjør skruer fleksible i komplekse lastsituasjoner. Lange helgjengede skruer, kan også brukes som armering av treverk, eksempelvis i saltaksbjelker og oppleggsnese, for å hindre oppsprekking, se Figur 2.6. En annen stor fordel er at full lastkapasitet oppnås fra første sekund. Lange skruer har også den fordelen at kvister og svakere deler ikke påvirker kapasiteten til forbindelsen i stor grad [8].



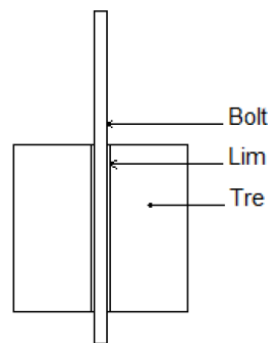
Figur 2.6 Oppleggsnese, forsterket med skrue [4].

2.3.4 Spikerplater

Platene lages ved å stanse ut tenner på en plate, slik at de står vinkelrett på plateoverflaten. Disse brukes for eksempel i takstoler. Utfordringen er at platene bankes inn fra utsiden av treverket og metallplaten blir dermed eksponert i en brannsituasjon [8].

2.3.5 Innlimte bolter

Innlimte bolter limes inn i forborede hull. Dette gir mulighet for stor grad av prefabrikkering. Fordelen er god styrke og stivhet. Ulempen er at limet har en sprø bruddform og trenger tid til å tørke før forbindelsen kan belastes. I en brannsituasjon stilles også store krav til type lim [8].



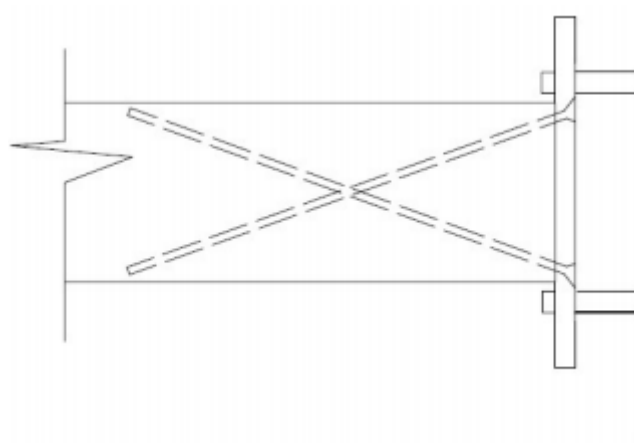
Figur 2.7 Innlimt bolt i forboret hull.

2.4 Studier på området

I dette kapitlet vil tidligere studier som omhandler lange skruer i trekonstruksjoner, bli presentert i korte trekk.

2.4.1 «Momentbærende forbindelser i limtrebjelker» av Larsen [5]

I Larsen sin oppgave om momentbærende forbindelse i limtrebjelker, var svingningene som oppstår i høyhus ønskelig å studere. Her ble det sett på tiltak for å dempe disse svingningene, der økt stivhet av knutepunktene var ønskelig. Knutepunktene ble konstruert med lange skruer, identiske med denne oppgaven, se Figur 2.8.



Figur 2.8 Knutepunkt med kryssede skruer. Fra forsøksoppsett til Larsen [5].

Resultatene fra forsøkene viste at knutepunktene oppnådde meget god stivhet sammenlignet med eksisterende løsninger. Kapasiteten til forbindelsene ble også undersøkt, der forsøk viste at skrueutrivning fortsatt var dimensjonerende for effektiv skruelengde på 1000 mm. Skruediameteren var her 20 mm.

2.4.2 «Konseptstudie av knutepunkt i limtre og lange aksialbærende treskruer utsatt for brannbelastning» av Westerheim [4]

Westerheim sin oppgave er en konseptstudie på brannbestandigheten av knutepunkt i limtre og treskruer, vist i Figur 2.2. Det ble utført testing av kapasitet i normaltemperatur og i en brannsituasjon. Knutepunktets brannmotstand ved påkjent temperatur og punktlast ble registrert, og det ble sett på stivheten ved normaltemperatur.

Resultatene ved normaltemperatur viste en duktil oppførsel. Kombinasjonen av aksial- og tverrbelastning av skruene utgjorde sannsynligvis en begrensende faktor for knutepunktets kapasitet. Brannforsøkene viste at knutepunktet opprettholdt bæreevne i over 60 minutter. Det understrekes at ytterligere forsøk av tilsvarende knutepunkt må gjennomføres, både for å validere resultatene og undersøke andre egenskaper ved knutepunktdesignet [4].

2.4.3 «Design model for inclined screws under varying load to grain angles» av Jockwer et al. [1]

Jockwer et al. har sett på anvendelsen av selvborende skruer som forsterking og forbindelsesmiddel mellom konstruksjonsdeler i tre. Her blir det sagt at skruene har høyest styrke og stivhet i aksiell retning, og at det er viktig å finne et optimalt forhold mellom vinkelen til skruen og fibre. Basert på analyser av forbindelser med skråstilte skruer, lastet parallelt og vertikalt på overflaten til limtreet, har en beregningsmodell for redusert forankringslengde blitt introdusert. Den reduserte forankringslengden skyldes tverrbelastning av skrue i tillegg til aksialbelastning. Teorien er at trematerialet rundt inngangen til skruehullet i treet blir ødelagt, og at dette fører til en redusert effektiv forankringslengde.

Beregningsmodellen viser god overenstemmelse med forsøksresultater, og beskriver effekten av en skråstilt skrue med aksial- og tverrbelastning på en god måte. Det understrekes også her at ytterligere arbeid må utføres, når det gjelder verifisering av oppførselen til denne type forbindelsesmiddel [1].

2.4.4 «Models for the Calculation of the Withdrawal Capacity of Self-tapping Screws» av Frese og Blaß [10]

Frese og Blaß har evaluert nøyaktigheten for de mest brukte beregningsmodellene som er brukt i koder og publiseringer. De testet tre empiriske beregningsmodeller for uttrekkskapasitet, deriblant formelen i Eurokode 5, med skruediameter mellom 6 og 12 mm. Beregningsmodellene ble testet mot 2400 uttrekkstester utført ved Universitet i Karlsruhe (TH).

Konklusjonen i analysen var at formelen i Eurokode 5 underestimerte kapasiteten med rundt 30 %, og at uttrekkskapasiteten er uavhengig av vinkel, for vinkler mellom 45° og 90°. Dette gjaldt for diameter i området 4 til 14 mm og forankringslengder mellom 20 og 140 mm [10].

2.4.5 «Withdrawal stiffness and capacity of threaded rods embedded in timber elements» av Stamatopoulos og Malo [2] [3]

Stamatopoulos og Malo har studert uttrekkskapasiteten til lange skruer i limtre. Det er utført forsøk med varierende vinkel mellom skrue og fibre, samt varierende forankringslengde. Forsøksresultater har blitt sammenlignet med en teoretisk modell, basert på Volkersens teori [11].

Forsøkene viste høy uttrekkskapasitet og samsvarte godt med den teoretiske modellen. Det ble funnet en nærmest lineær sammenheng mellom forankringslengde og uttrekkskapasitet. Prøvestykkene med liten vinkel mellom skrue og fibre, viste en sprøere og mer usikker oppførsel enn de med større vinkel.

Stivheten til forsøkene er også analysert, og det påpekes at lite er publisert innenfor området og at dagens Eurocode 5 ikke har retningslinjer for beregning av uttrekksstivhet. Forsøkene er sammenlignet med analytisk teori og numeriske simuleringer. Resultatene av disse ga en høy stivhet, og høyest med liten vinkel mellom skrue og fiberretning. Forsøkene ga stort sett god overenstemmelse med teoretisk og numerisk modell.

2.4.6 «Stivhet til bjelke-søyleforbindelse», prosjektoppgave 2014 [12]



Figur 2.9 Kompositt etasjeskiller, festet til søyler med lange skråstilte skruer.

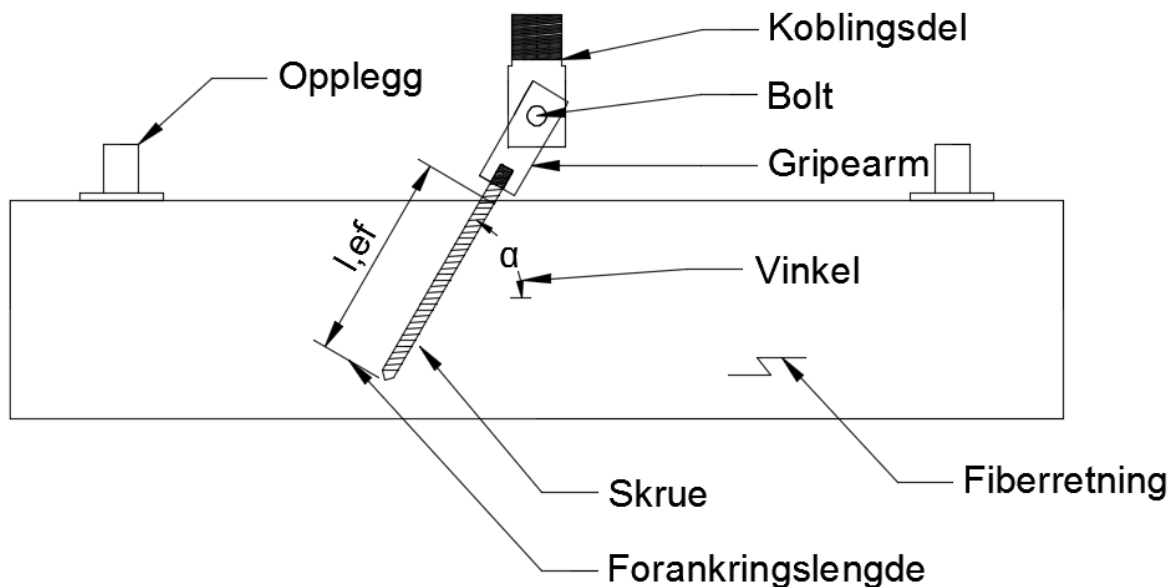
I prosjektoppgaven høsten 2014, ble det gjort forsøk for å estimere stivheten til søyle-bjelkeforbindelsen, vist i Figur 2.2. Etasjeskiller var av tre og betong, søyler var av limtre, og knutepunktene var laget med skråstilte skruer. Hele konstruksjonen er vist i Figur 2.9. Det ble gjort nedbøyingstester på midten av bjelken med tre forskjellige opplagerbetingelser: fritt opplagg, én innspent ende og to innspente ender. Endene ble spendt inn ved å låse fast søylene oppe og nede. Resultatet av testene var at målt nedbøying på midten av bjelken ble redusert med 9 og 19 %, etter innspenning av én og to sider i forhold til fritt opplagt bjelke. Studien viser tydelig at innfesting ved hjelp av skråstilte skruer introduserer innspenning i endene.

3 Laboratorieforsøk

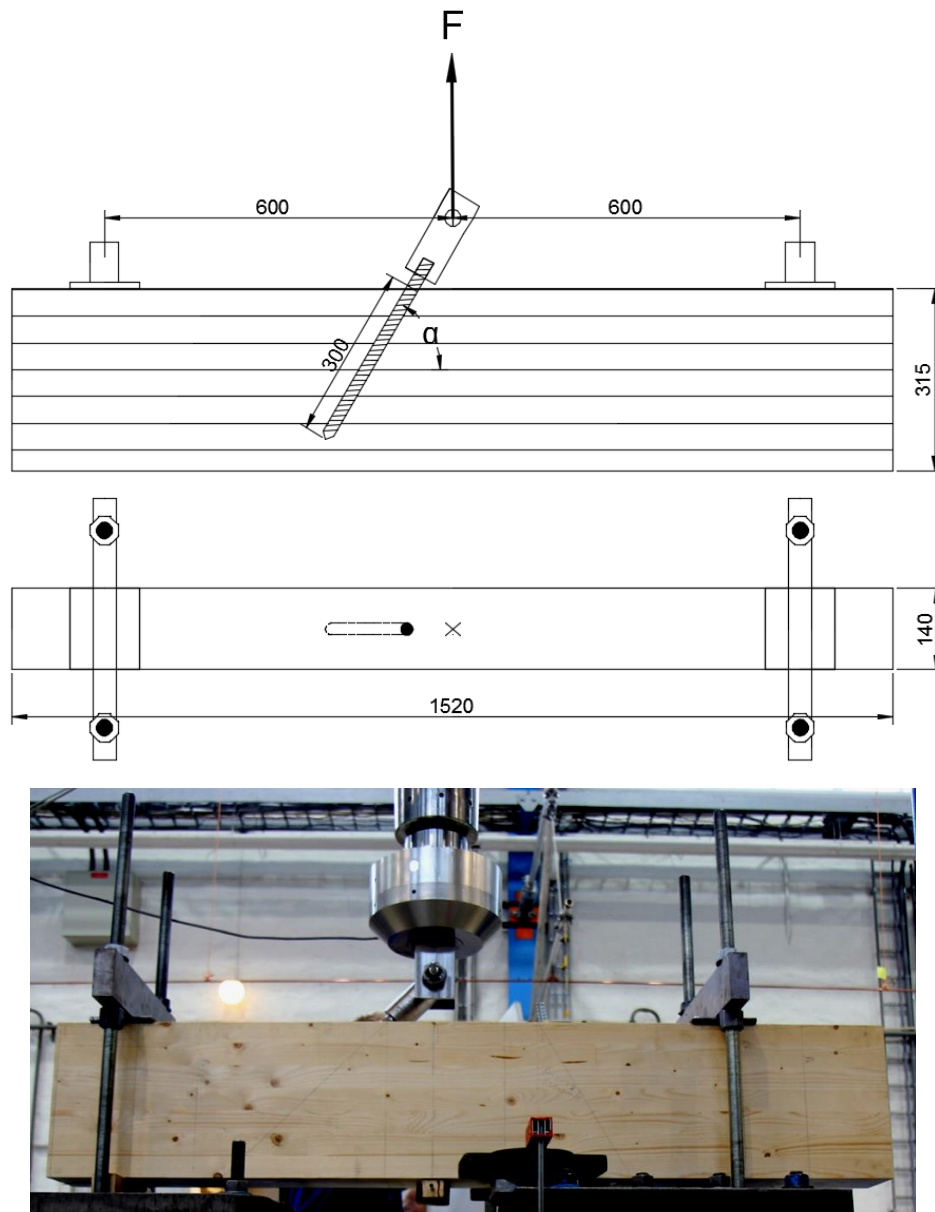
3.1 Forsøksbeskrivelse

3.1.1 Forsøksoppsett

Utformingen av forsøksrigg ble valgt for å kunne finne effekten av forskjellige forhold mellom aksial- og tverrkraft. Forholdet ble endret ved å holde lastretningen konstant og kun endre vinkelen mellom skrue- og fiberretning, se Figur 3.1. Vinkel mellom skrue- og fiberretning var det eneste som ble endret på i forsøkene, alt annet var konstant. Forankringslengden, l_{ef} , var 300 mm i alle forsøkene. Avstanden mellom opplegg var fast på 1200 mm og lasten ble påført midt i spennet. For å holde lasten konstant pekende oppover, måtte det lages et ledd mellom lastsyylinder og skruen. Til uttreksforsøk gjort tidligere med samme type skrue, ble det benyttet en stålsylinder med innvendig gjenger, heretter kalt *gripearm*, se Figur 3.1. Det ble derfor valgt å bruke denne videre til å feste skruen med, men det måtte lages en ny koblingsdel mellom gripearm og lastsyylinder. Delen ble tegnet og dimensjonert etter NS-EN 1993 1-8. Tegninger og beregninger finnes i Vedlegg F. For å koble delene sammen, ble det benyttet en bolt slik at delene kunne rotere fritt, se Figur 3.1.



Figur 3.1 Deler som brukes i forsøk, med notasjon.



*Figur 3.2 Forsøksoppsett. Øverst: Prinsippkisse.
Nederst: Bilde fra klargjøring av forsøk med 45° innskrulingsvinkel. Alle mål i mm.*

3.1.2 Materialer

Prøvene besto av limtrebjelker og lange skruer, der skruene ble skrudd inn med varierende vinkel i bjelkene.

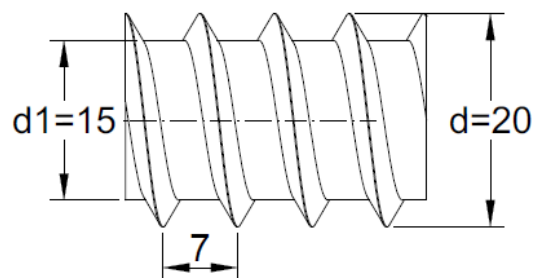
3.1.2.1 Limtrebjelker

Dimensjon på limtrebjelkene var $b \times h = 140 \times 315$ mm, med lamelltykkelse 45 mm. Bjelkene ble levert av Moelven Limtre AS [13] og produsert av norsk gran med kvalitet GL30C, som er standard styrkeklasse for limtre i Norge. Til forsøkene ble det laget prøver av to bjelker på fem meter. Materialene ble levert samlet og deretter akklimatisert to uker i klimarom, ved standard temperatur 20 °C og relativ luftfuktighet 65 %. Klimatiseringen gir et fuktinnhold i treet på 12 %.

3.1.2.2 Skruer

Skruene var av typen SFS WB-T-20, som er gjengestenger hovedsakelig benyttet som armering i trekonstruksjoner. Kjernediameter, d_1 , er 15 mm, ytre gjengediameter, d , er 20 mm og avstanden mellom gjengene er 7 mm, se Figur 3.3. Stålkvaliteten er 8.8. Ifølge produsenten er karakteristisk aksialkapasitet, $P_{u,k,rod}$ lik 145 kN. I masteroppgaven til Larsen [5], ble det gjort fem strekktester av samme type skrue, der gjennomsnittlig aksialkapasitet, $P_{u,mean,rod}$, ble målt til 158 kN.

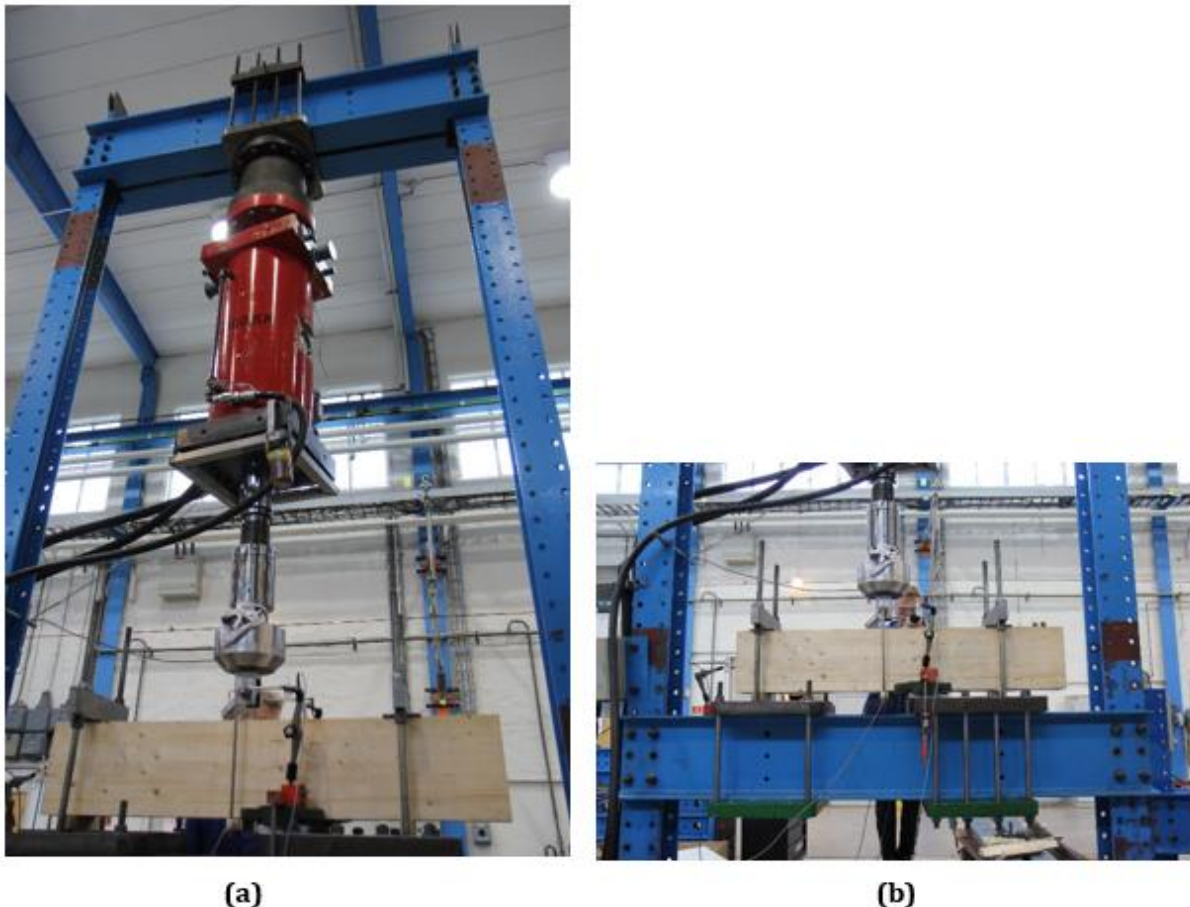
Før innskruing må det forbores hull. Anbefalt diameter på forboring er 15 mm [4], det vil si en forboring med samme diameter som kjernediameter til skruene.



Figur 3.3 Bormaskin, borr og gjengestenger. Foto: SFS-intec [14].

3.1.3 Måling og lastpåføring

Målinger ble logget ved hjelp av programmet Catman. Det ble benyttet forskyvningsmålere av typen LVDT (linear variable displacement transformer), med målelengde på henholdsvis 100 og 200 mm for horisontal- og vertikalmålere.



*Figur 3.4 Forsøksrigg. (a) hydraulisk lastsyylinder festet i ramme via sfærisk lager
(b) traversbjelke, til fastholding av prøve.*

Lastpåføring ble utført med en hydraulisk lastsyylinder, som kan påføre opp til 1000 kN og styres fra PC. Denne var hengt opp i en ramme, og kunne rotere i opphengspunktet. Lastprotokollen forhåndsprogrammeres til å være enten laststyrt eller deformasjonsstyrt. I denne oppgaven er det valgt å bruke deformasjonsstyrt. Grunnen til dette er at det tidlig vil oppstå lokal plastisk tøyning i skruen på grunn av bøyning. Med en deformasjonsstyrt pålastning har man også mer kontroll og unngår plutselige hopp i forskyvningen. For at forsøket skal kunne beskrives som kvasi-statisk og ikke dynamisk,

er det viktig at pålastning ikke skjer for fort slik at dynamiske effekter oppstår. Forskyvning styres etter bevegelse i lastsylinger.

Lastsylingen påfører en kraft som hele tiden er rettet i den aksielle retningen til lastsylingen, da det er et ledd i toppen og et ledd der lasten blir påført i gripearmen. Da avstanden mellom de to leddene er lang (cirka 2,5 meter) og den horisontale forskyvningen av leddet i bunn er liten (maks 80 mm), blir rotasjonen av lastsylingen også liten ($\pm 2^\circ$). Dette gjør at den vertikale kraftkomponenten er tilnærmet lik aksialkraften i lastsylingen hele tiden, og at den horisontale kraftkomponenten er veldig lav. Det antas å være en god tilnærming å si at lasten er vertikalt rettet hele tiden.

3.1.4 Dummytest

For å få klarhet i hvordan forsøkene ville utarte seg, ble det besluttet å gjøre en såkalt «Dummytest». Det var knyttet usikkerhet til hvordan prøvene ville deformeres. Dummytesten hadde en vinkel mellom skrue og fiber på 60° og en forankringslengde på 300 mm. Limtrebjelken hadde dimensjonene, $b \times h \times l = 140 \times 270 \times 1500$ mm, og lengde mellom opplegg på 1100 mm.

Øverst på lastsylingen var det et sfærisk lager. Lageret skulle forhindre at det oppsto tvangskrefter dersom sylingen roterte. Lageret var likevel ikke ment for å kunne bevege seg særlig mye. Om sylingen beveget seg for mye sidevegs i bunn, ville det medføre at forsøkene ikke kunne gjennomføres i riggen som var planlagt.

Forsøket gikk til brudd ved last på 65 kN, der bruddet oppsto ved at gjengene i treverket sviktet. Det ble observert bøyning av fibre lokalt rundt inngangspunktet til skruen, men det var ingen antydning til sprekker lengre vekk enn 100 mm fra inngangspunktet til skruen. Siden bruddet skjedde lokalt rundt skruen, var det dermed mulig å teste flere skruer per bjelke. Horisontal forskyvning av sylingen i bunn, var i størrelsesorden 70 mm, noe som ble antatt å være på grensen med tanke på rotasjon av det sfæriske lageret i toppen av lastsylingen. For forsøkene videre ble det besluttet å holde sidevegs forskyvning i bunn av lastsylinger under 100 mm. En annen usikkerhet var om lageret ville rotere, dette viste seg å fungere fint.

3.1.5 Kapping av skruer

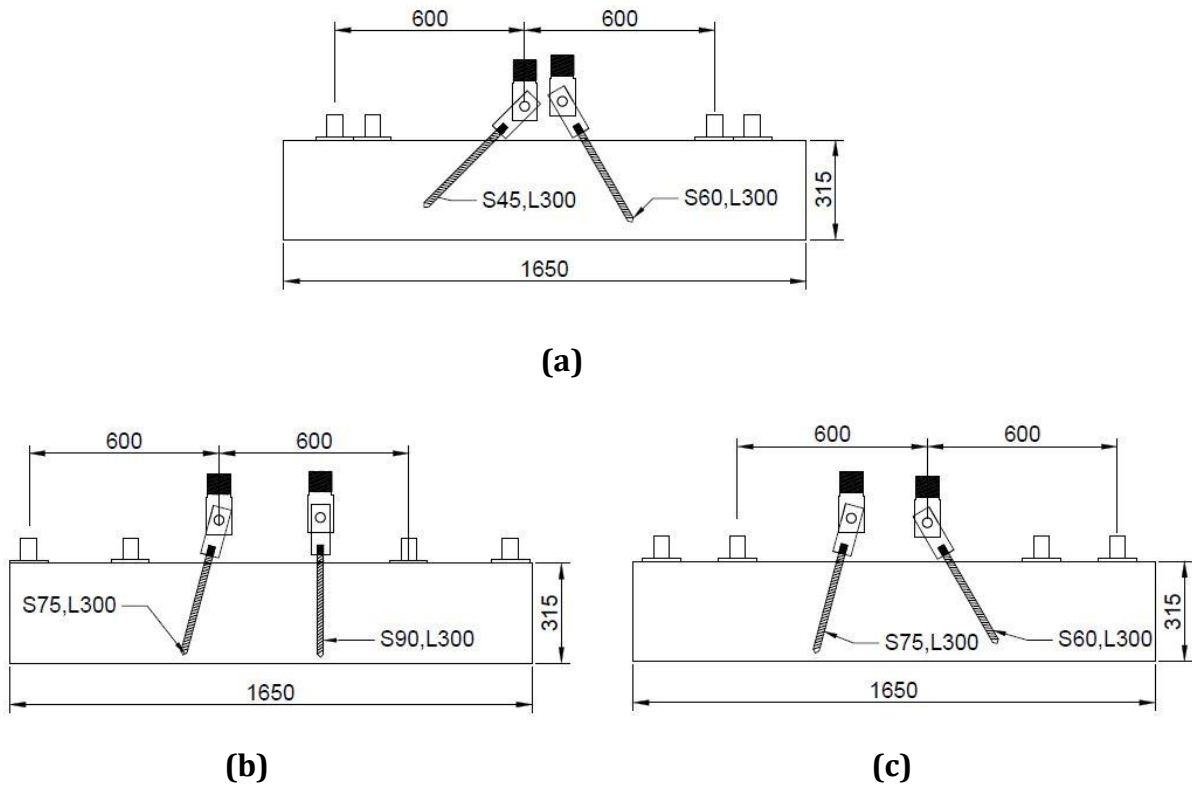
Skruene ble levert i lengder på tre meter for deretter å måtte kappes til rett lengde. For å få festet skruene i gripearmen måtte skruene ha en utstikkende del. For vinklene 60° , 75° og 90° , ble 340 mm lange skruer benyttet. Prøven med 45° vinkel måtte ha lengde 350 mm for at gripearmen ikke skulle stikke ned i toppen av bjelken. Skruene ble kappet i rett lengde og deretter ble skarpe kanter på endene slipt, slik at første gjenge skulle entre lettere ved innskruing.

3.1.6 Innskruing og tilvirking av prøver

Først ble 1650 mm lange bjelker saget til. Aktuelle innskruingsvinkler mellom skrueakse og fiberretning er fra 45° til 90° . For å begrense antall forsøk ble det valgt å teste 45° , 60° , 75° og 90° .

Det er allerede gjort mange uttreksforsøk med vinkel 90° , men med mye kortere avstand mellom oppleggene [2] [3]. Av den grunn ble det valgt å gjøre ett forsøk med skrue 90° på fiberretning. Dette for å se om resultatene kunne sammenlignes med tidligere forsøk og for å gi en indikasjon på om riggen fungerte.

I en søyle-bjelkeforbindelse som i Figur 2.2, er vinkler mellom skrue og fiberretning i området 60° til 80° mest aktuelt for søyledelen [5]. Da forsøkene i denne oppgaven har vært mest rettet mot søyledelen av en slik forbindelse, er det valgt å teste vinklene 60° og 75° flest ganger.



Figur 3.5 Prøvestykker med plassering av skruer for ulike vinkler

(a) 45° og 60° (b) 75° og 90° (c) 75° og 60°.

Prøvestykkene ble tilvirket med to skruer i hver bjelke, for å spare materialer. Da «Dummytesten» ikke viste tegn til sprekker i treverk, annet enn lokalt rundt skruehullet, ble det bestemt å teste flere skruer per bjelke. Antall skruer i hver bjelke begrenset seg til to, grunnet avstanden mellom opplegg og at plassering av opplegg ikke skulle komme i kontakt med andre skruer. Det ble produsert ett prøvestykke med vinklene i Figur 3.5 (a), ett for de i Figur 3.5 (b) og fire av de Figur 3.5 (c). Det var viktig at skruene pekte i motsatt retning, slik at ikke sprekker fra det første forsøket påvirket neste forsøk.

Tabell 3.1 Oversikt over prøvestykker

Vinkel på fiberretning	Antall forsøk
45°	1
60°	5
75°	5
90°	1
Totalt antall forsøk	12

3.1.7 Forboring av skruer

I alle prøvestykkene ble det forboret gjennomgående hull, med anbefalt diameter på 15 mm. Forboring og innskruing ble gjort som vist i Figur 3.6. Hullene måtte ikke være gjennomgående, men fordelen med dette er at en har kontroll på vinkelavviket når utgangshullet er synlig. Under forboring var avviket fra utgangshullet aldri mer enn 10 mm fra ønsket plassering, se Vedlegg B. Det vil si en feilmargin på $\pm 2^\circ$ over høyden.



Figur 3.6 (a) forboring (b) innskruing.

Ved starten av innskruingen kan det være utfordrende å få skruen til å ta tak, særlig ved små vinkler. Så fort den tar tak er selve innskruingen av skruen enkel, da den alltid vil følge i samme retning som forboringen. For å kontrollere hvor mye av skruen som var inne i hullet, ble ønsket forankringslengde på 300 mm målt opp. Forankringslengden til skruene avvek aldri mer enn én gjengerunde, dvs. 7 mm.

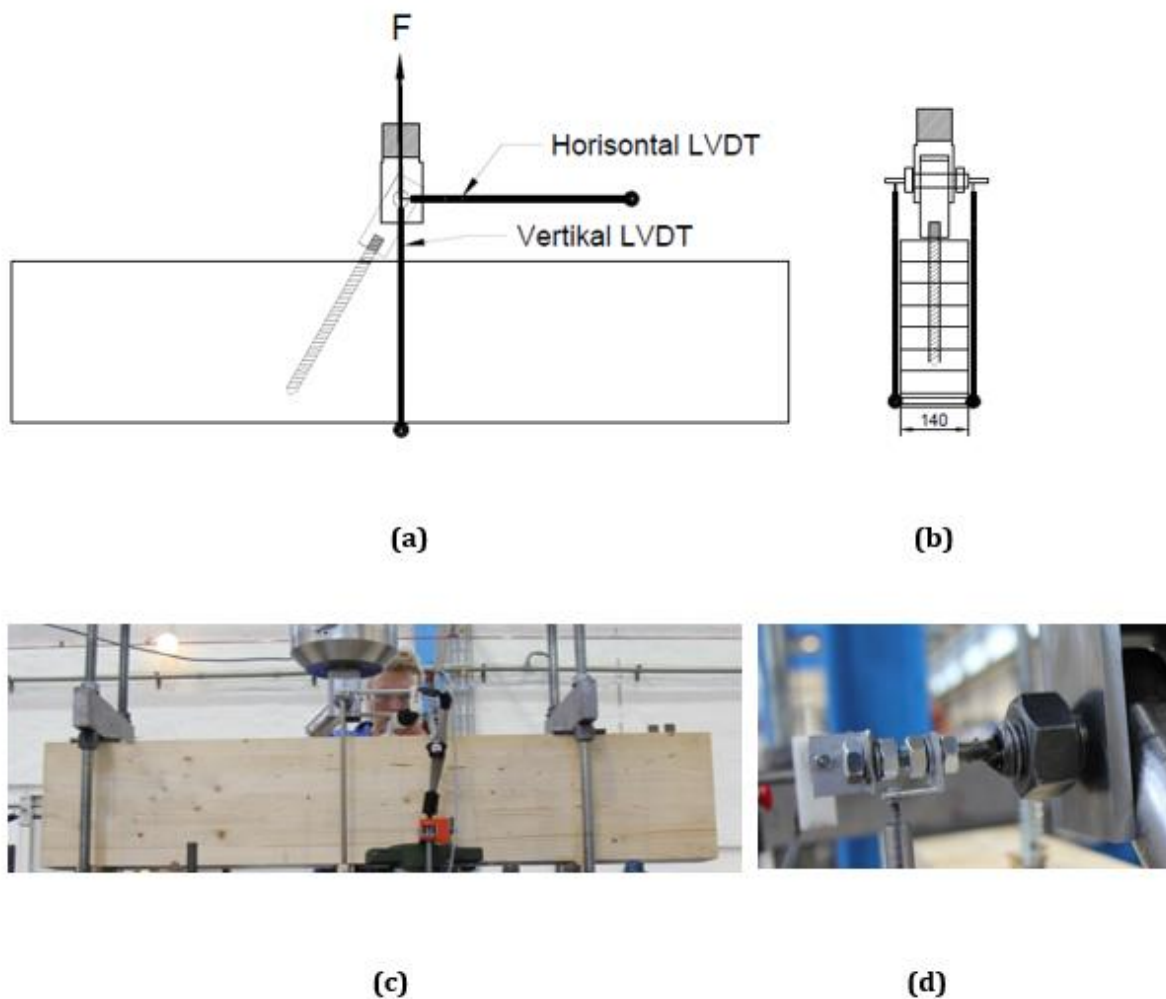
3.1.7.1 Plassering av deformasjonsmålere

Det ble benyttet fem forskyvningsmålere i alle forsøk. To til å måle vertikalforskyvning i senter bolt, to til horisontalforskyvning i senter bolt og en til horisontalforskyvning i ende, se Figur 3.7. I tillegg ble last og deformasjon av lastsynder målt.

Utfordringen med forsøksriggen var at det ble en avstand mellom lastangrepspunktet og inngangspunktet for skruen. Avstanden gir et moment i inngangspunktet til skruen. Avstanden vil endre seg ettersom skruen dras oppover. Med andre ord vil momentet langs skruen variere med kraft og posisjon på skrue, og med avstanden mellom last og

inngangspunkt. Det eneste punktet der alt er kjent er i leddet mellom koblingsdel og lastsyylinder.

Under pålastning vil posisjonen til leddet forskyve seg både horisontalt og vertikalt. For å håndtere denne bevegelsen ble det valgt å lage innfestingene til målerne slik at de kunne rotere fritt. Horisontal- og vertikalforskyvning ble funnet ved å bruke triangulering av målerresultatene på hver side av bjelken. For beskrivelse av metoden henvises det til Vedlegg D.



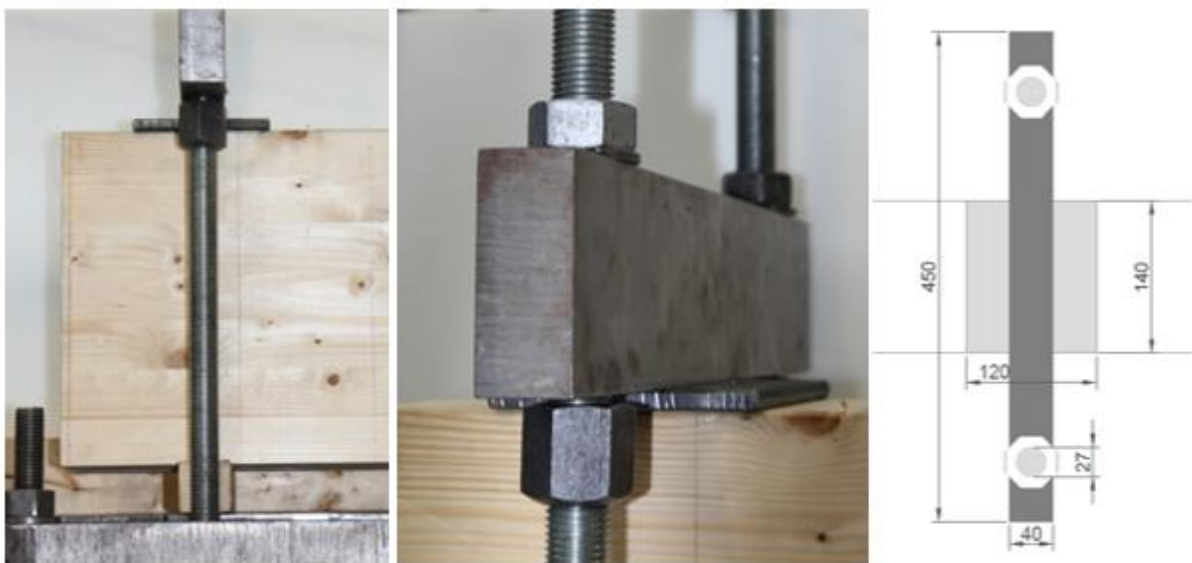
Figur 3.7 Plassering av forskyvningsmålere/LVDT. (a) målere fra siden (b) sett i lengderetning (c) fra laboratoriet (d) detalj av innfesting på bolt.

Vertikalmålerne ble festet til et ledd montert i underkant av limtrebjelken og montert slik at den var i lodd. Lengden opp til bolt ble målt før alle forsøk. På bolten ble det sveist på

skruer for innfesting av LVDT. For at målerne skulle rotere fritt ble de festet til vinkler. Vinklene ble holdt i posisjon av muttere på begge sider. Siden målerne var festet til bjelkens underside, vil de måle relativ forskyvning mellom bjelke og bolt/kraftangrepspunkt, se Figur 3.7.

Horisontalmålerne ble montert til magnetgivere via en stang de kunne rotere på. Magnetgiverne ble festet i stålbjelke under prøven. For å måle om limtrebjelken beveget seg horisontalt i forhold til forsøksriggen, ble forskyvning i enden av limtrebjelken også målt i alle forsøkene. Bevegelsen viste seg å være ubetydelig og er derfor ikke omtalt.

3.1.7.2 Opplegg



Figur 3.8 Opplegg på endene.

Limtrebjelken ble holdt i posisjon av stålbjelker med stålplate. Stålbjelkene ble låst fast med bolter på hver side av bjelken. Oppsettet er vist i Figur 3.8. Stålplaten var 120 mm lang og 10 mm tykk, og ble lagt under stålbjelkene for å fordele reaksjonskreftene. Dimensjonering av oppleggsplaten er vedlagt i Vedlegg C. Under limtrebjelken ble det lagt en 48 x 48 mm lekt for å unngå tvangskrefter mellom undersiden av limtrebjelke og underlag.

3.2 Resultater

I dette kapittelet vil måledataene fra forsøkene bli presentert. Lasten ble påført deformasjonsstyrt og måledata ble logget ti ganger per sekund. Det er valgt å ikke forbelaste skruen, da det ble observert i «Dummytesten» at skruen får varig bøyning selv ved små lastpåføringer.

Kurvene gjengitt her er glattet ut ved å ta ut feilmålinger, samt de første målepunktene etter at lastpåføring ble pausert, grunnet enkelte feilmeldinger i måleapparat. I plottene er Y-akse kraft i lastsylinder, der det ble avklart i kapittel 3.1.3 at vertikalkraft er tilnærmet lik aksialkraften i sylindren. X-aksen er gjennomsnittlig forskyvning i henholdsvis horisontal og vertikal retning. I beregningen av gjennomsnittsverdier, ble horisontal- og vertikalforskyvning på hver sin side av bjelken funnet ved hjelp av triangulering. Horisontalforskyvning målt i bjelkeende var under én mm i alle forsøkene og dermed neglisjerbare i forhold til resten av målingene.

Forsøkene er navngitt etter systemet **Fx- α -no**. Der **x- α -no** angir henholdsvis forsøksnummer, vinkel mellom skrue og fiber, og forsøksnummer innenfor vinkel α . Lastpåføring ble gjort deformasjonsstyrt og med hastighet:

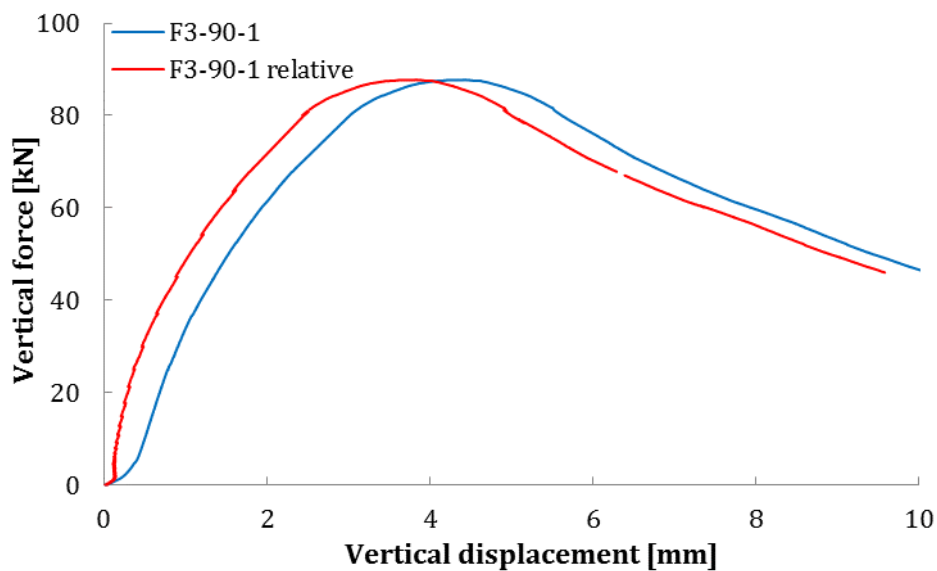
- Forsøk med 90° er belastet 1 mm/min
- Forsøk med 60°, 75° og 45° er belastet 2 mm/min

3.2.1 Resultat av 90° mellom skrue og fiberretning

I forsøk med skrue 90° på fiber, var lasttilfellet rent uttrekk av skrue. Måling av horisontalforskyvning var derfor ikke nødvendig. For å kontrollere om bevegelse mellom gripearmer og bolt var av betydning for stivhetsmålinger, ble forskyvningen mellom de to delene målt, se Figur 3.9. Denne forskyvningen ble kun målt i dette forsøket, men ikke i de øvrige.



Figur 3.9 Kontroll av bevegelse mellom bolt og gripedel.



Figur 3.10 Vertikal kraft mot vertikal forskyvning. Skruevinkel 90°.

Med «F3-90-relative» menes vertikalforskyvning der forskyvning mellom bolt og gripearm er trukket i fra.

Kurven i Figur 3.10 starter med et slakt parti de første 0,3 mm, for deretter å øke mer lineært videre mot toppunktet. Det slake partiet i starten kommer av at koblingsdelene må ta tak før skruen belastes. Videre var oppførselen stiv fram til toppunkt. Under forsøk sprakk det av en halvmåne med radius 15 mm i øverste lamell. Bilde finnes vedlagt i Vedlegg B.

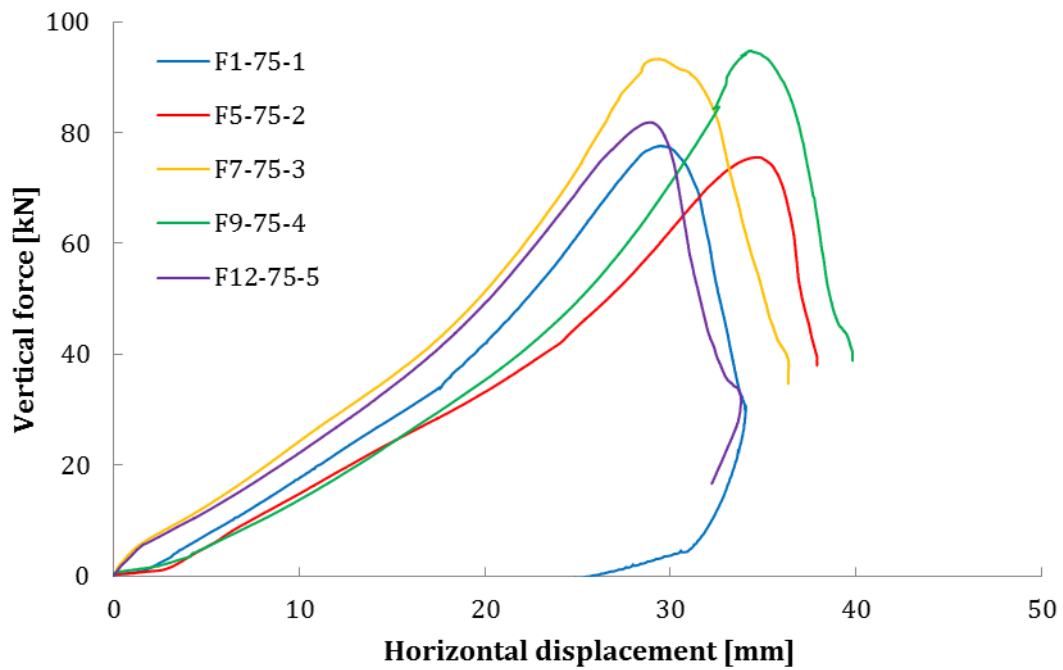
Uttreksstivheten, K_w , i området 10 – 40 kN last var 53 kN/mm, basert på lineær regresjon av kurve «F3-90-1-relative». Tangentstivheten ved 10 kN last var 80 kN/mm. Uttreksstivhet er ingen eksakt verdi, da den vil variere avhengig av last. Det er også vanskelig å måle da slark i forsøksoppsett fører til lavere stivhet. Det er derfor sannsynlig at stivheten er noe høyere enn målt.

Resultatet fra kontrollmålingen var at forskyvningen mellom bolt og gripedel stabiliserte seg for laster over 10 kN, men ikke nok til å få gode stivhetsmålinger, da det ble veldig små forskyvninger med 90° vinkel, og stivhet er veldig sensitiv for små avvik i forskyvning. Bevegelse mellom bolt og gripedel ved laster større enn 10 kN, var i størrelsesorden 0,5 mm på mutterside av bolt og ca. 0,2 mm på side med boltehode. Bevegelsene ble trukket fra i ettertid og resultatet er vist som «F3-90- relative» i Figur 3.10.

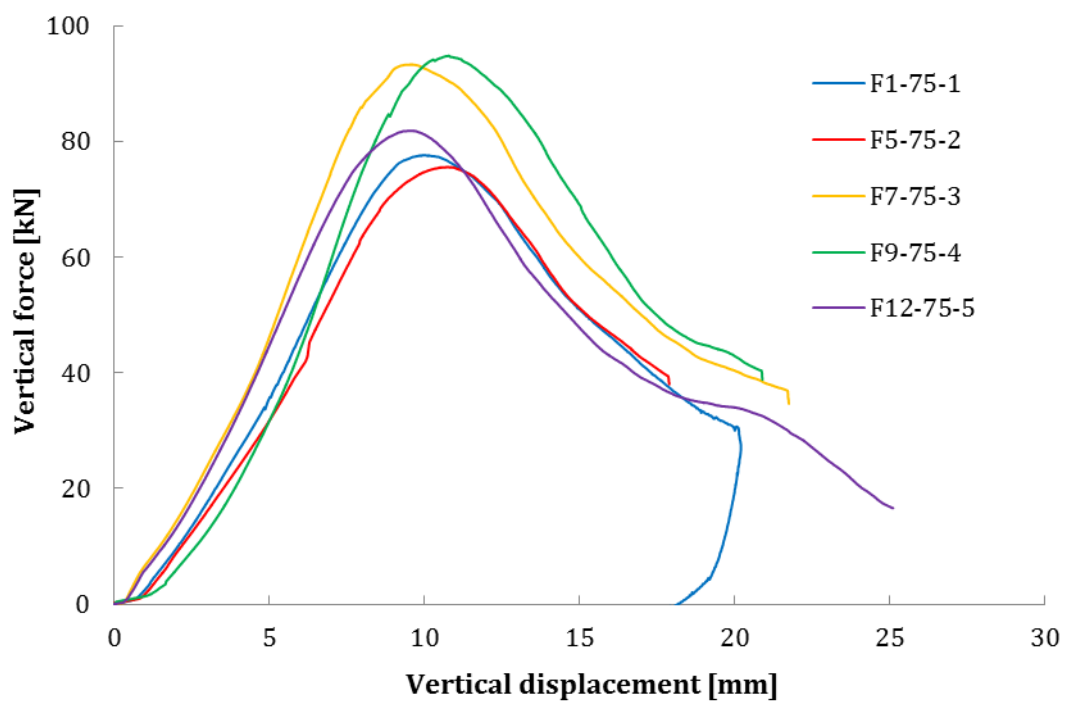
Brudd skjedde i form av svikt i tregjengene, og maksimal kraft ble 87,7 kN ved en vertikalforskyvning på 4,3 mm.

Bevegelse mellom bolt og gripearm var av betydning i dette forsøket med rent uttrekk, men ble antatt å være tilstrekkelig liten til at bevegelsen kunne neglisjeres i resten av forsøkene, der forskyvningene var betydelig større.

3.2.2 Resultat av 75° mellom skrue og fiberretning



Figur 3.11 Vertikal kraft mot horisontal forskyvning. Skruevinkel 75°.



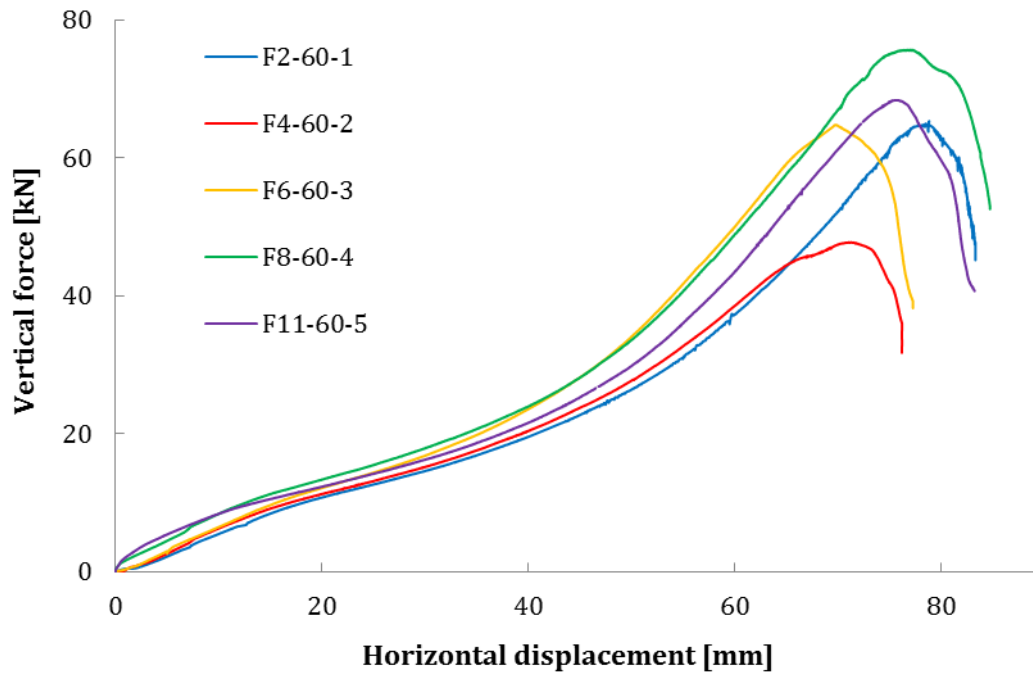
Figur 3.12 Vertikal kraft mot vertikal forskyvning. Skruevinkel 75°.

Horisontal forskyvning i forsøkene med 75° innskruingsvinkel fulgte samme trend, se Figur 3.11. Etter et uryddig parti i startfasen øker forskyvningen lineært frem til ca. 40 kN last, der stigningstallet øker markant. Videre forsetter forskyvningen tilnærmet lineært opp mot toppunkt.

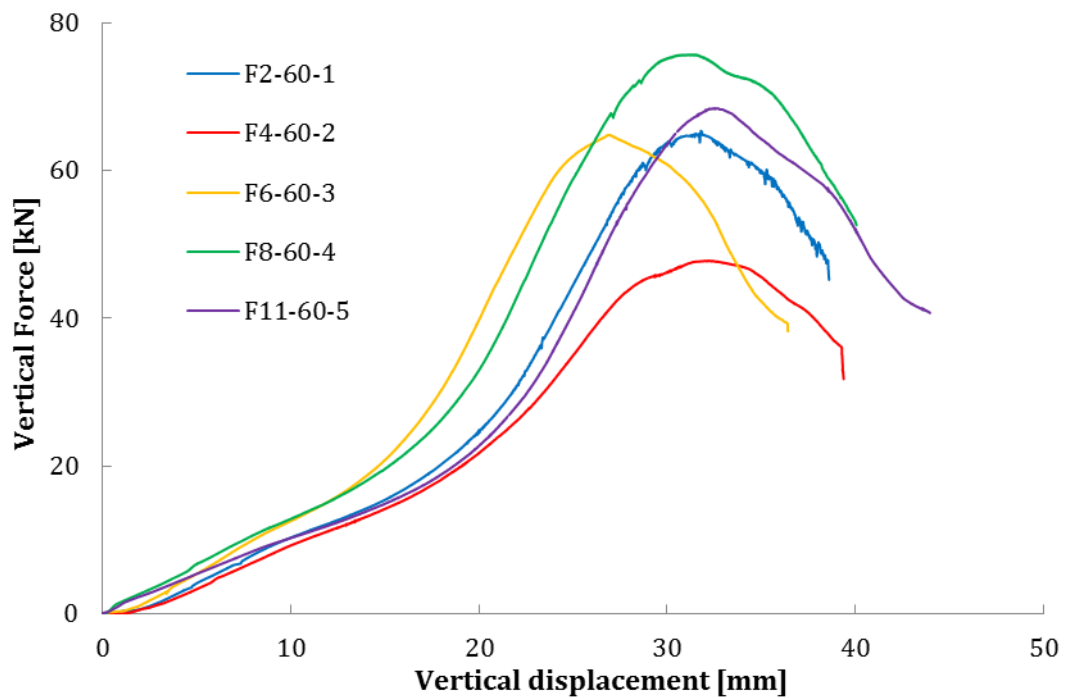
Den vertikale forskyvningen av forsøkene med 75 graders vinkel, følger også omtrent samme utvikling etter uryddige startfase, se Figur 3.12. I likhet med horisontal forskyvning øker stigningstallet ved ca. 40 kN last. Under forsøksgjennomføring ble det observert at økningen i stivhet kommer etter at skruen var bøyd til å være mer rettet i kraftretning.

Prøvestykkene gikk til brudd som følge av svikt i tregjenger. Maksimal gjennomsnittslast ble 84,65 kN.

3.2.3 Resultat av 60° mellom skrue og fiberretning



Figur 3.13 Vertikal kraft mot horisontal forskyvning. Skruvinkel 60°.



Figur 3.14 Vertikal kraft mot vertikal forskyvning. Skruvinkel 60°.

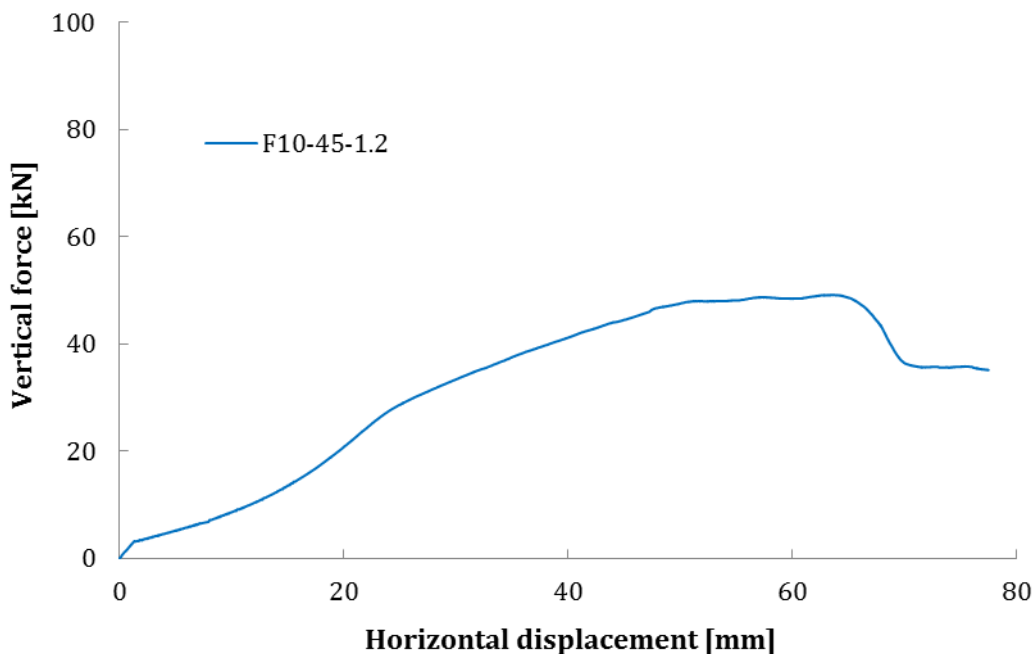
Felles for forsøkene på 60° er den økende stivheten etter omtrent 25 kN. Årsaken til dette er antakeligvis av samme grunn som for 75 graders vinkel. Med 60 graders vinkel, blir kraften satt mer på tvers av skrueretningen i starten og utsettes for stor bøyning. Når skruen rettes opp blir systemet stivere.

Bruddet skjer når gjengene gir etter og det oppstår gjengebrudd. Maksimal gjennomsnittslast var 64,4 kN.

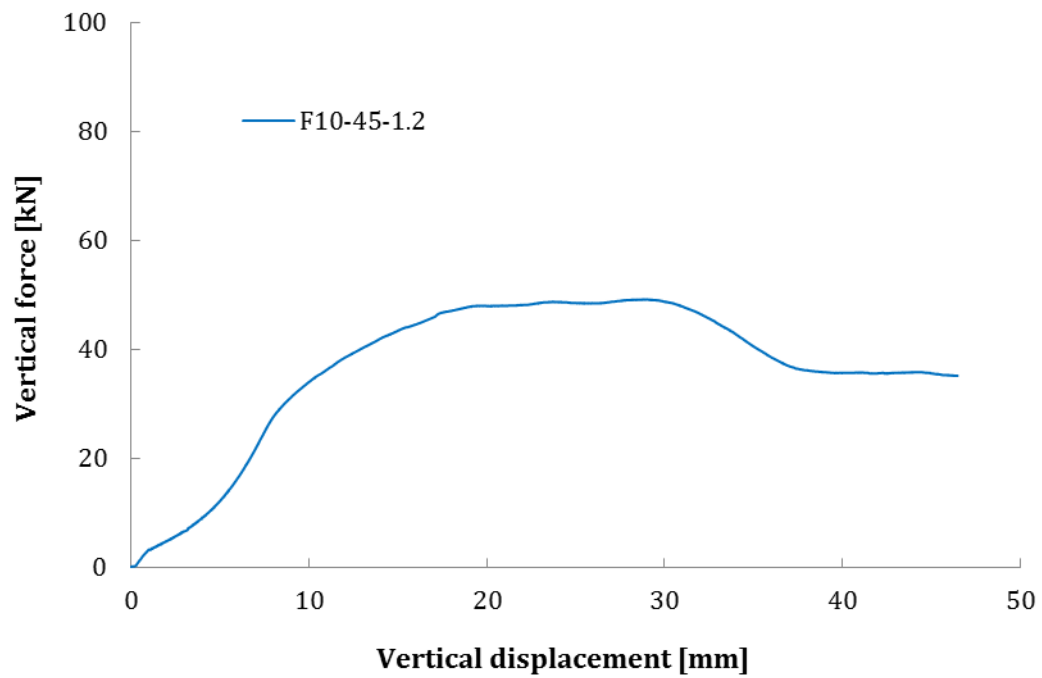
3.2.4 Resultat av 45° mellom skrue og fiberretning

Horisontal forskyvning av lastsylder nærmet seg 100 mm allerede ved en belastning på 25 kN last. Dette var maksimalt av det som kunne tolereres, da det var usikkert hvor stor sidevegs forskyvning lastsynderen kunne påføres. Forsøket ble derfor rigget om slik at lastsynderen startet vertikalt igjen, ved nullpunktet. Kraft-forskyvningskurver viser oppførsel etter omrigg.

Etter omrigging ble forsøket kjørt videre. Skruen var nå bøyd, så forsøket avviker i så måte fra de øvrige. Forsøket ble definert som forsøk F10-45-1.2 og resultatene er vist i Figur 3.15 og Figur 3.16. Her er forskyvningen satt til å starte i 0, men skruen har egentlig allerede en forskyvning på forhånd, fra første del av forsøket.



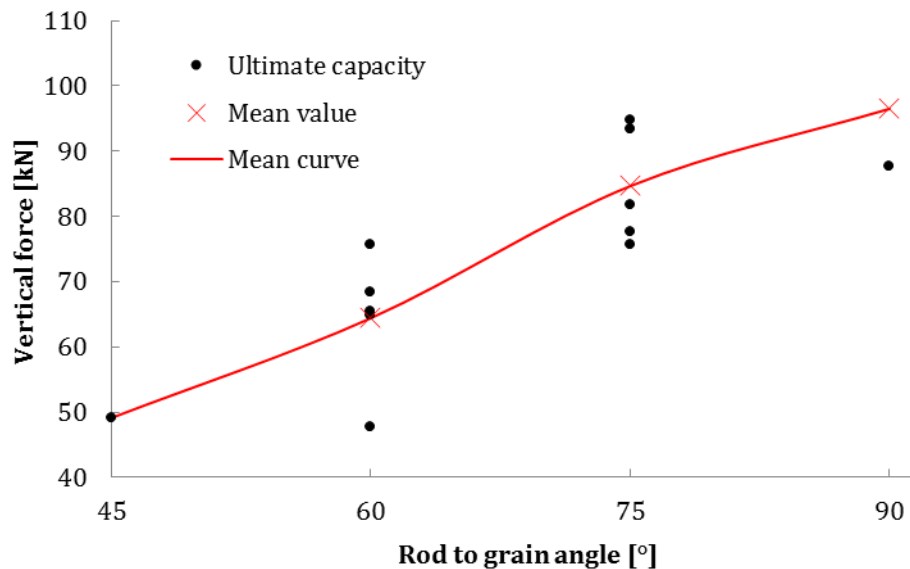
Figur 3.15 Vertikal kraft mot horisontal forskyvning. Skruevinkel 45°.



Figur 3.16 Vertikal kraft mot vertikal forskyvning. Skruevinkel 45°.

Maksimal last for 45 graders vinkel er 49,1 kN, altså en del lavere enn for 60°, 75° og 90°. Til gjengjeld holder den denne lasten lengre og har en mer duktil oppførsel. Selv om forsøket bød på utfordringer har det kommet interessante resultater ut av det, spesielt med tanke på maksimal kapasitet.

3.2.5 Oppsummering/resultat fra alle forsøk



Figur 3.17 Maksimal vertikal last for forskjellige vinkler mellom skrue og fibre.
De enkelte forsøk (\bullet), gjennomsnittsverdier (\times).

Figur 3.17 viser hvordan maksimal last fra forsøkene varierer med vinkelen mellom skrue og fibre. Det observeres at kapasiteten i forsøkene øker med økende vinkel. Sagt på en annen måte så er kapasiteten størst ved rent uttrekk (kun aksialbelastning av skrue).

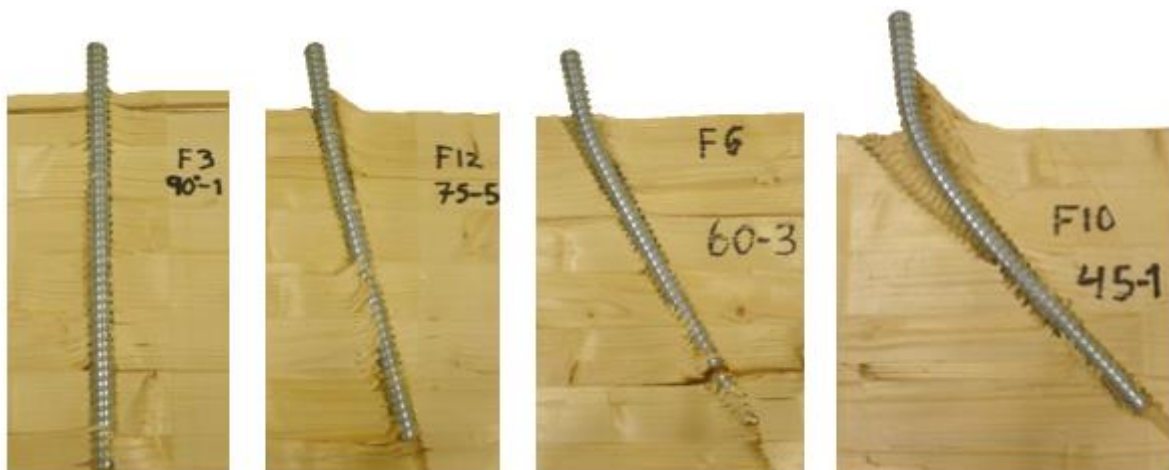
I Tabell 3.2 er alle verdiene for maksimal last fra forsøkene oppsummert. Densiteten av trebjelkene er også oppført, samt gjennomsnittlig kapasitet med standardavvik. Siden det bare ble utført ett forsøk med 45° , er det ikke regnet ut standardavvik for denne. Det ble også bare testet én gang med 90° , men på denne vinkelen finnes det mye data fra arbeidet til Stamatopoulos og Malo [2]. Standardavvik og gjennomsnitt for rent uttrekk er hentet derfra.

3 Laboratorieforsøk

Tabell 3.2 Oppsummeringstabell for kapasitet fra forsøk.

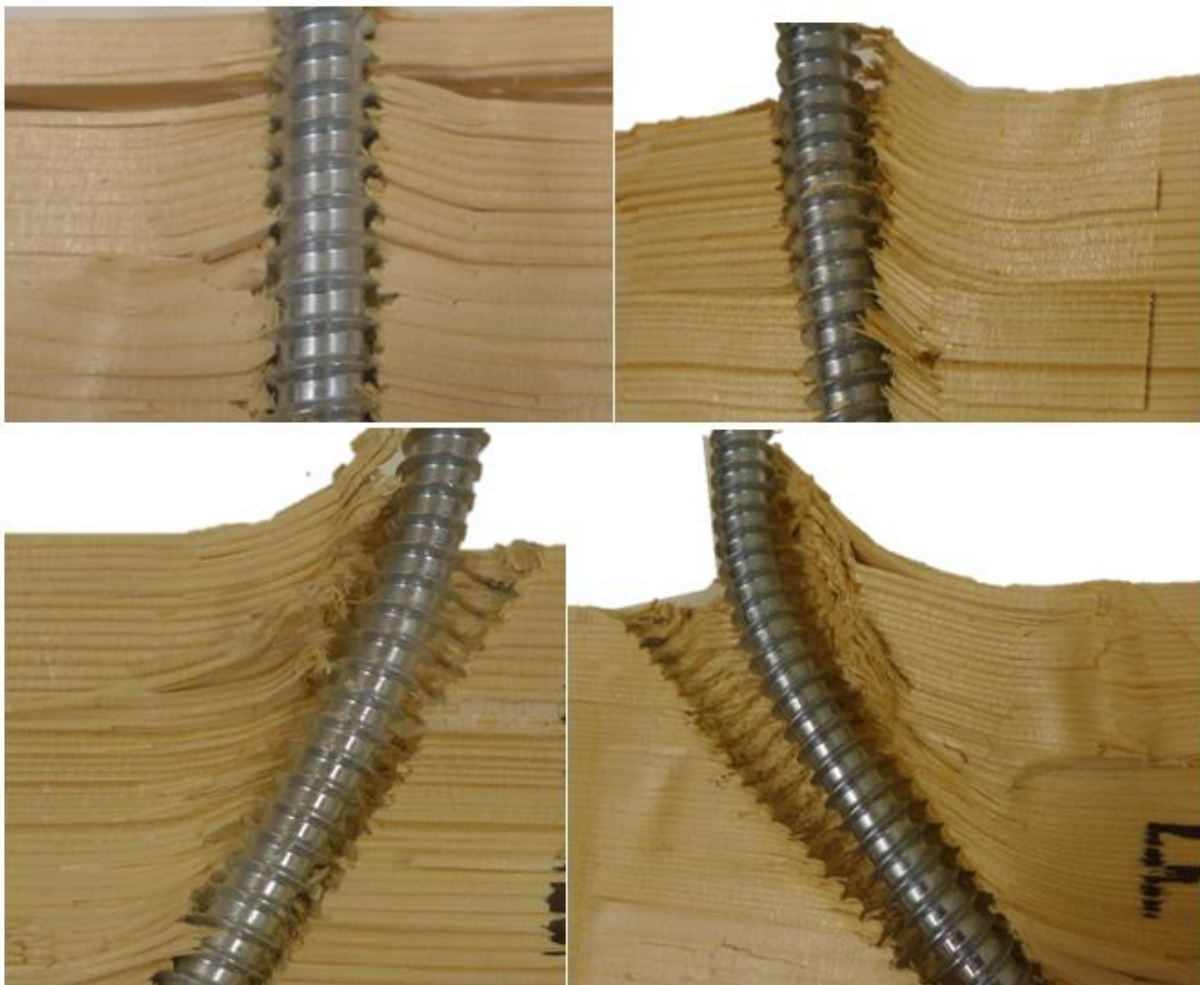
Test nr	Densitet	Innskruingsvinkel	Maksimal last	STD
ID	ρ kg/m ³	α °	F_{ult} kN	kN
F3-90-1	485	90	87,7	
90 mean [2]	488	90	96,5	STD 7,0
F1-75-1	485	75	77,6	
F5-75-2	484	75	75,6	
F7-75-3	489	75	93,3	
F9-75-4	500	75	94,8	
F12-75-5	498	75	81,8	
75 mean	491	75	84,65	STD 8,91
F2-60-1	495	60	65,4	
F4-60-2	484	60	47,8	
F6-60-3	489	60	64,8	
F8-60-4	500	60	75,7	
F11-60-5	498	60	68,4	
60 mean	493	60	64,41	STD 10,25
F10-45-1	495	45	49,1	

3.2.6 Bilder av bruddform



Figur 3.18 Viser endring av bruddmønstre som følge av innskruingsvinkel.

Fra venstre: 90°, 75°, 60° og 45°.



Figur 3.19 Bruddform rundt inngangspunkt. Fra øverst til venstre: 90°, 60°, 75° og 45°.

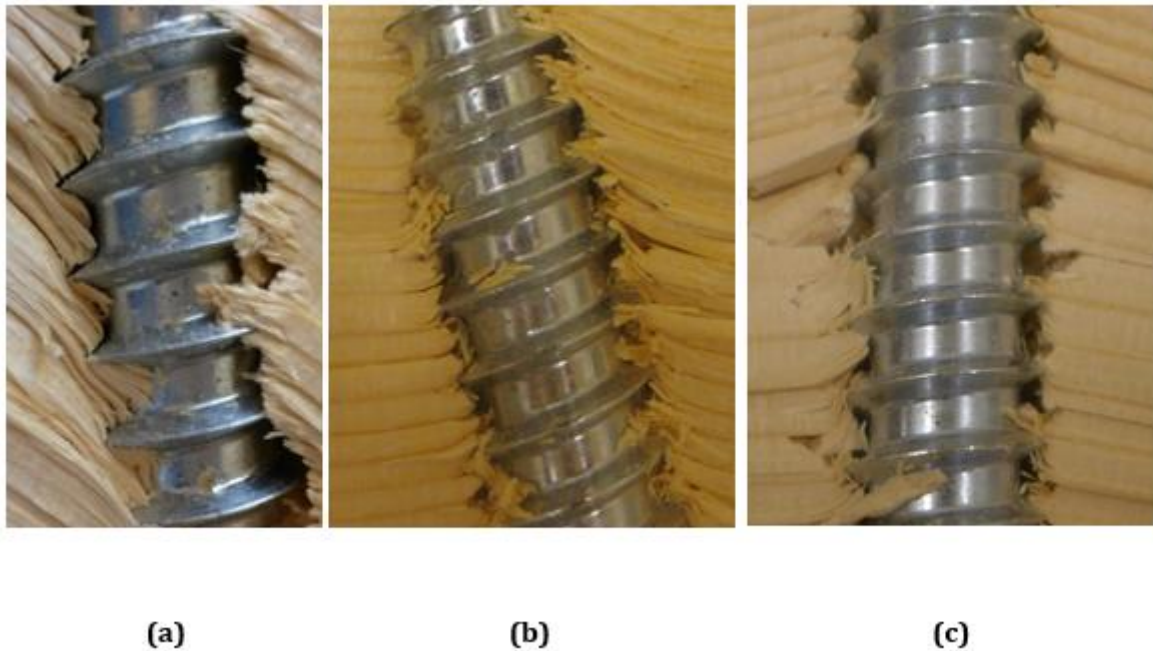


Figur 3.20 Bruddform i bunn. Fra venstre 90°, 75°, 60° og 45°.

Felles for alle forsøkene var at det endelige bruddet skjedde ved at gjengene i treverket sviktet. Fra punktet der skruen er bøyd og videre nedover, gir gjengene etter som følge av rent uttrekk. Avstanden fra skruens inngangspunkt til hvor skruen bøyes, øker med økende vinkel mellom kraft og skrueakse, se Figur 3.18.

Bruddformen i øverste del av skruen viser tydelig varig deformasjon av treverk. For innskruingsvinklene 75°, 60° og 45° bøyes fibrene opp i retning av tverrkraften. I motsatt retning er tregjengene intakte, se Figur 3.19.

I bunn av skruene er tregjengene rundt hele skruen deformert. Uttrekksmønsteret i nedre del er uryddig, men kan karakteriseres som en kombinasjon av svikt i tregjenger, bøying av trefibre og oppsprekking mellom fibrene, spesielt nederst på skruen (se Figur 3.20).



*Figur 3.21 Tregjenger før og etter forsøk
(a) ved innskruing før belastning (b) brudd 60° (c) brudd 90°.*

Figur 3.21 (a) viser hvordan tregjengene ser ut for en ubelastet skrue. Ved innskruing vil tregjengene til en viss grad bli sammentrykket. Dette kan føre til varige skader på tregjengene, noe som kan resultere i lavere stivhet og kapasitet. Det oppstår heller ikke full kontakt mellom gjengene på skrue og tre hele veien, samtidig som det kan oppstå enkelte sprekker mellom fibrene.

3.3 Diskusjon av resultater og forsøksgjennomføring

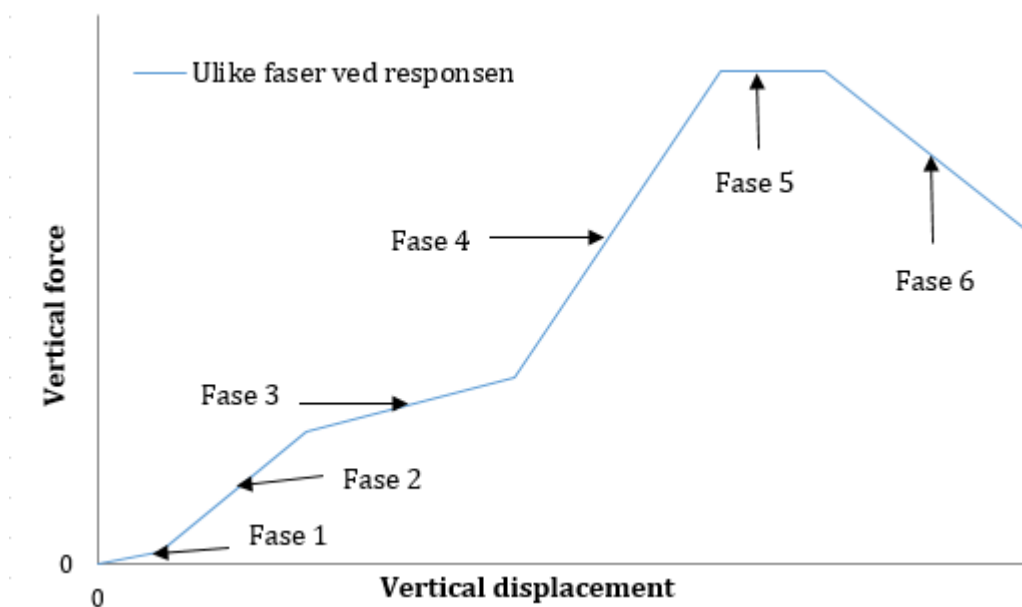
3.3.1 Lastpåføring

Lastpåføring ble i forsøkene utført deformasjonsstyrt med en hastighet på 1-2 mm per minutt. I følge laststandard NS-ISO 6891 skal last påføres gradvis opp til 40 % av kapasitet, for deretter avlastes og lastes videre til maksimal last. Standard lastpåføring var ikke mulig i forsøksoppsett da plastiske deformasjoner oppsto før 40 % av maksimal last var nådd.

For å kunne bruke standard pålastningskurve ihht. NS-ISO 6891, kunne skruen vært bøyd opp før lastpåføring, slik at utstikkende del av skruen hadde pekt i lastretning. Dette ble vurdert, men utfordringen hadde vært å bøye skruen uten å forstyrre skruedelen inne i treverket. Selve trebjelken ville også kunne bli påført skader ved en slik metode. I artikkelen «Strength of glued-in rods under combined axial and lateral loading» [15] ble en slik metode prøvd for innlimte bolter, der disse ble bøyd før pålastning.

3.3.2 Kraft-forskyvningskurver

Form på kraft-forskyvningskurvene følger samme system for innskruiingsvinklene 45°, 60° og 75°, der de enkelte fasene er illustrert i Figur 3.22. De enkelte fasene er overdrevet i figuren og alle fasene er ikke like markante for alle de forskjellige vinklene.



Figur 3.22 De karakteristiske fasene i kraft-forskyvningskurvene fra forsøket.

1. Uryddig parti med lite kraftøkning der alt slark i oppsettet må strammes opp
2. Elastisk bøyning av skrue der mesteparten av kraften går direkte ned gjennom skruen
3. Slakere parti (gjelder hovedsakelig 60° og 45°): kan skyldes lokal flytning i skruen og lokalt brudd/oppsprekking av trematerialet rundt inngangen til hullet
4. Brattere parti: skruen står mer vertikalt og påføres en relativt større aksialkraft- enn tverrkraftkomponent. Skruen er stivere i denne retningen og her vil tregjengene også aktiveres mer
5. Tregjengene gir etter og maksimal motstand er oppnådd
6. Etter brudd: tregjengene har gitt etter og resterende motstand er for det meste fra friksjon mellom tre og stål

Pålastningskurvene starter alle med et uryddig parti, fase 1 fra Figur 3.22. Dette kommer av slark i koblingsdeler og forskyvningsmålere ved start. For å redusere dette kunne lastsylindere ha blitt forbelastet før forsøkene. Dette ble valgt å ikke gjøre, da det var viktig å forsikre at skruene ikke ble bøyd før forsøksstart. I ettertid kunne forsøk med 90 graders vinkel, F3-90-1, vært forbelastet til 10 kN for å få en mer pålitelig stivhetsmåling. Da hadde målingene av slark rundt bolt vært vanskeligere å sammenligne, noe som var en av grunnene til at dette forsøket ble gjort. Noe av usikkerheten er tatt ut i kurven F3-90-relative.

I forsøk F3-90-1 var det ingen eksentrisitet mellom last og skruens inngangspunkt. Dermed kunne også standard lastkurve vært benyttet for forsøket. En annen bemerkning til dette forsøket er at forskyvningene som skulle måles var mye mindre enn de andre forsøkene. For bedre stivhetsmålinger burde målenøyaktigheten vært høyere. Målt stivhet, K_w , fra forsøk F3-90-1-relative må derfor sees på som litt unøyaktig.

Fra Figur 3.17 og Tabell 3.2 kommer det tydelig fram hvordan kapasiteten går ned når vinkelen mellom skrue og fibre reduseres.

3.3.3 Materialer og produksjon av prøvestykker

Fuktinnhold og densitet for treverk skal måles ihht. ISO 3130. Prosedyren går ut på å teste terninger på 20 x 20 x 25 mm av prøvestykkene, hvor densitet og fuktinnhold måles i etterkant. Limtre, GL30c, er sammensatt av flere materialkvaliteter, med svake deler midt i høyden og sterke deler i ytre lameller. Dette gjør at flere terninger må tas ut per prøve. For å spare tid i utførelsen av forsøkene ble det besluttet å akklimatisere prøvene i klimarom. Densitet ble så målt basert på vekt og volum av prøvene. For mer korrekt bestemmelse av densitet og fuktinnhold burde verdiene vært bestemt ihht. prosedyren fra ISO 3130.

Prøvestykkene ble tilvirket med to skruer i hver bjelke og begge ble plassert sentrert i bredden av limtrebjelkene. Forsøk F1-75-1 og F2-60-1 ble utført med kun én skrue i bjelken, der neste skrue ble skrudd inn etter forsøket. Ut fra resultatene ser ikke dette ut til å påvirke egenskapene.

3.3.4 Bruddform

I forsøk F3-90-1 og F9-75-4, ble det observert utrivning av en halvmåne med radius på ca. 15 mm i toppen av bjelken. Siden skruene ble plassert midt i bjelken vil skruene gå gjennom kjerneveden i øverste lamell. Oppsprekkingen ser ikke ut til å påvirke kapasiteten, men ut ifra et arkitektonisk synspunkt kan sprekken oppfattes som stygge. For å hindre avskaling av halvmåne i ytterste lamell, kan det derfor være lurt å ikke plassere skruer midt i bjelken, men heller bruke to eller flere skruer ved siden av hverandre.

Forsøk nummer fire gikk til brudd ved markant lavere last enn de øvrige forsøkene med vinkel 60°. Det ble forsøkt å finne ut hva dette skyldtes. Ingen spesielle avvik ved tilvirking av prøver eller lastpåføring ble funnet. En grunn kan være at materialet rundt skruen var uten kvist, og at årringsmønsteret var rett og fint. Et brunt sjikt mellom de to øverste lamellene kan også ha spilt en rolle. Det er sannsynlig at forboringen også har stor innflytelse på kapasiteten. Gjengene stikker ut 2,5 mm fra skrueskjernen, slik at selv små avvik i diameteren på forboret hull kan få mye å si for kapasiteten. Som et eksempel: hvis diameteren til forboringen øker med 0,5 mm, vil dybden på tregjengene reduseres med 0,25 mm.



Figur 3.23 Delt prøve av forsøk med 45° vinkel, F10-45-1.

Etter at alle forsøkene var ferdig ble prøvene delt slik at bruddmønsteret kunne observeres, et eksempel er vist i Figur 3.23. Alle forsøk gikk til brudd når tregjengene ga etter over hele forankringslengden. Kapasitet ser ut til å være direkte knyttet til lengden av skruen som ikke er bøyd. Med dette menes den delen av skruen hvor tregjengene er i kontakt på begge sider (Figur 3.19). Hvorvidt den bøyde skruedelen øverst vil bidra til uttrekkskapasiteten er usikkert. Trolig bidrar den bøyde delen under halvparten av potensiell kapasitet, da flere av skruengjengene ikke lenger er i kontakt med tregjengene, se Figur 3.19.

Av Figur 3.23 kan det også observeres glideplan på hver side av skruen som følge av skjærbrudd. Dette kommer tydelig frem ved vinkel 45° på fiber, men samme oppførsel ble også observert i forsøk med 75 og 60 graders vinkel. Den eneste beregningsmodellen som tar inn denne effekten er Jockwer et al. [1] sin modell. Modellen er omtalt i kapittel 7.2.3.2. Avstanden fra toppen av skruehull til bøy/flyteledd, øker med økende vinkel mellom kraft og skrueakse.

I flere av forsøkene måtte pålastning stanses midlertidig på grunn av kontaktproblemer mellom målere og Catman. Opphavet til feilen viste seg vanskelig å finne. Kontaktproblemene vises som plutselige hopp i resultatkurvene, utenfor fysisk realistiske

verdier og ansees som feilmålinger. Disse verdiene er derfor ikke tatt med i kurvene. Det ser heller ikke ut til at midlertidig stans i pålastningen forstyrret forsøkene i særlig grad. Derfor er det valgt å inkludere resultatene for alle forsøkene hvor kontaktfeil oppsto og pålastning måtte stanses midlertidig.

I Tabell 3.2 ble det oppsummert maksimal kapasitet og gjennomsnitt fra forsøk, der gjennomsnittskapasitet for 90° er hentet fra Stamatopoulos og Malo [2]. Forsøkene ble utført med samme skruelengde, men lengden mellom opplegg var kortere. Det er antatt at kapasitet er sammenlignbar, uavhengig av lengde mellom opplegg.

3.3.5 Forbedringer av forsøksoppsett

Forsøksoppsettet som er presentert i kapittel 3.1.1, ble antatt å være det beste alternativet ut fra tilgjengelig utstyr, selv om det medførte en eksentrisk lastpåføring. I noen av forbindelsene hvor lange skruer kan benyttes, vil en eksentrisk last være en reell situasjon, mens det for andre forbindelser nødvendigvis ikke er tilfellet. I planleggingsfasen ble flere alternative forsøksoppsett diskutert for å unngå eksentrisk lastpåføring. En av disse var å skru to bjelker sammen med skråstilte skruer, for deretter å dra de fra hverandre. Et liknende forsøk er omtalt i artikkelen «Design model for inclined screws under varying load to grain angles» [1]. Grunnen til at dette oppsettet ikke ble benyttet var ønsket om å se isolert på én side av forbindelsen.

I forsøkene ble det målt forskyvning i lastangrepspunktet. Det ble sørget for at avstanden mellom målepunkt og festepunkt for målerne var så lang som mulig. Dette skulle sørge for nøyaktig verdier fra trianguleringen (Vedlegg D). I ettertid ser en at flere målepunkter kunne vært brukt:

- Uttrekk av skrue kunne vært målt fra bunn av bjelke til bunn av skrue i forboret hull
- Horisontal forskyvning i skruens inngangspunkt

Uttrekk kunne vært målt, men verdiene kan antas å samsvare med uttrekksforsøk [3] og forsøk av søyle-bjelkeforbindelser [4]. Horisontal forskyvning i inngangspunktet er vanskelig å måle på grunn av oppflising rundt skruen, samt dårlig plass mellom gripearmer og bjelke.

4 Numerisk analyse før laboratorieforsøk

For å simulere laboratorieforsøkene ble elementanalyseprogrammet Abaqus benyttet. Ettersom laboratorieforsøkene måtte gjennomføres sent i semesteret, ble Abaqus benyttet både i forkant og etterkant av forsøkene, gjennom henholdsvis sensitivitetsstudie og endelig modellering av forsøk. Modellering (preprosessering) og visualisering av resultater (postprosessering) ble utført i Abaqus/CAE, mens simuleringen (prosessering) ble utført av Abaqus/Standard og Abaqus/Explicit. Det ble først modellert en basismodell etter hvordan oppsettet var tenkt å se ut i laboratoriet. Basismodellen ble videre benyttet i en sensitivitetsstudie av elementstørrelse. Etter laboratorieforsøkene ble endelig modell etablert, med geometri, grense- og lastbetingelser som i forsøk.

Flere av valgene i Abaqus er basert på artikkelen til Stamatopoulos og Malo [3], som har utført lignende forsøk med aksielt belastede skruer. I etableringen av modellene i Abaqus ble det gjort flere antakelser med tanke på geometri, dimensjoner, materialdata etc. Hvordan de numeriske modellene er bygd opp med tanke på løsningsmetode, elementtype, kontakt, grense- og lastbetingelser er presentert i kapitlene 4.1-4.7. De første kapitlene inneholder generell teori som er gjeldende for alle modellene, mens de delene av Abaqus som er forskjellige før og etter forsøk kommer i sine respektive kapitler, henholdsvis kapittel 4.8 og 5.1.

I den endelige modelleringen i etterkant av forsøkene, vil det først bli presentert to referansemodeller for 60 og 75 graders vinkel mellom skrue og fibre. Disse er da modellert slik de eksperimentelle forsøkene i kapittel 3 ble utført. Etter sammenligning av disse med forsøksdataene, vil det bli utført en parameterstudie. Der vil det utføres diverse endringer på modellene, slik at det skal være mulig å forklare eventuelle avvik mellom forsøk og numerisk analyse. I figurene fra Abaqus er alle deformasjoner vist i skala 1:1, de kan dermed sammenlignes direkte med de delte prøvestykkene fra laboratoriet.

I kapittel 6 vil det bli sett på sprekkdannelse og sprekkevekst i treverk med XFEM. Denne delen er ikke direkte knyttet opp mot oppførselen fra laboratorieforsøkene, men er gjort for å kunne studere sprekker som oppstår rundt skruen i treverket.

4.1 Analyseverktøy

I Abaqus, som i andre numeriske analyseprogrammer, brukes det i hovedsak to ulike løsningsmetoder. Abaqus/Standard benytter en implisitt metode som basis, mens Abaqus/Explicit løser problemene eksplisitt. I forkant av forsøkene ble Standard benyttet, mens det i etterkant ble bestemt av Explicit var en bedre metode å bruke.

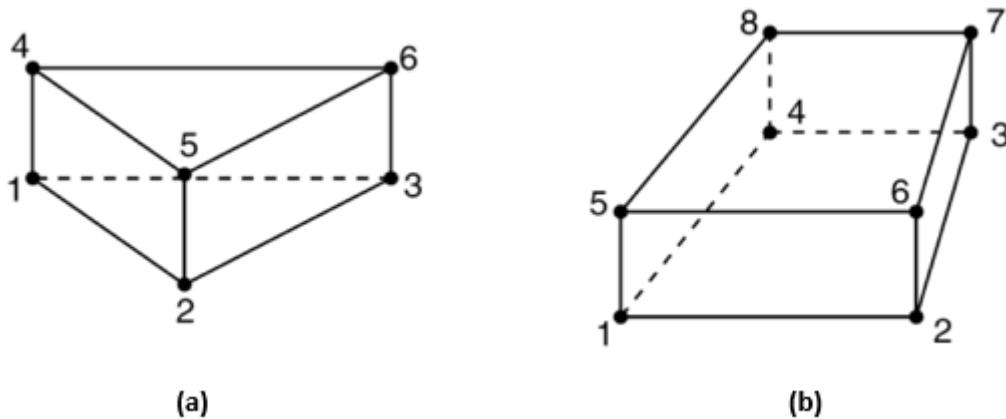
Med en implisitt løsningsmetode finnes de ukjente verdiene ut fra iterering av ukjente størrelser. Dette betyr at hvert inkrement må konvergere og er med andre ord beregningsmessig kostbart. Størrelsen på tidsinkrementet er ikke begrensende for løsningen, så metoden er ubetinget stabil og det kreves færre inkremitter for å fullføre analysen. Metoden er ideell for problemer hvor responstiden er lang og ikkelinearitene relativt små [16].

I en eksplisitt metode bestemmes de ukjente verdiene ut fra allerede kjente størrelser. Iterering er ikke nødvendig og det er en tidsbesparende analyse. I motsetning til implisitt er ikke konvergens noe problem, men det kreves både små og mange tidsinkremitter i en analyse. Størrelsen på tidsinkrementet er proporsjonal med størrelsen på det minste elementet i modellen, så de små elementene som kreves rundt skruehullet vil føre til små inkremitter. Eksplisitt er vanligvis å foretrekke for kvasi-statiske problemer med store ikkelineariteter og hvor det er mye kontaktkrefter involvert. Det er i høyeste grad gjeldende for forsøkene i denne oppgaven, hvor det blir store deformasjoner og mye kontakt. For å simulere store plastiske deformasjoner, noe som også var ønsket, er en eksplisitt løsningsmetode å foretrekke [17].

I sensitivetsstudien før forsøket var hovedformålet å kartlegge hvilke elementstørrelser som kreves i de ulike områdene. Modellene her ble kun belastet med en statisk last på 1 kN, der responsen hele tiden var i det lineære området og forskyvningene var små. Abaqus/Standard var da passende som analyseverktøy. I etterkant av forsøkene hvor hensikten var å gjenskape oppførselen fra laboratoriet best mulig, ble Abaqus/Explicit vurdert å være mer attraktivt basert på ovennevnte begrunnelse.

4.2 Elementtype

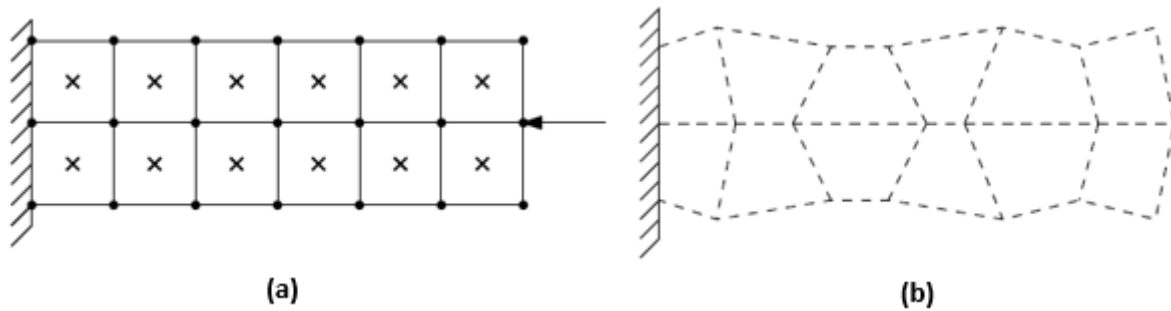
I basismodellen ble det benyttet C3D8 elementer i hele modellen. Det er et lineært volumelement med 8 noder og 3 frihetsgrader i hver node. I sensitivitetsstudie og den endelige modellen etter forsøkene, ble det i tillegg benyttet noen C3D6 elementer. Dette er lineære prismeelementer med 6 noder og 3 frihetsgrader i hver node, se Figur 4.1



Figur 4.1 (a) C3D6 element (b) C3D8 element.

I modellene før forsøkene ble det benyttet full integrasjon, mens det i etterkant ble benyttet redusert integrasjon. Med full integrasjon av et C3D8 element er det 8 integrasjonspunkter i hvert element, mens det ved redusert integrasjon kun er ett integrasjonspunkt i midten av elementet. En ulempe ved bruken av full integrasjon av volumelementer, er at ved ren bøyning vil det oppstå urealistiske skjærtøyninger som gir en for stiv løsning (shear locking). Dette unngår man ved å bruke redusert integrasjon, som også gir en betydelig reduksjon av analysetiden [18].

Med redusert integrasjon følger det også med en ulempe, ved at elementene deformeres som timeglass, se Figur 4.2 Det gjør at integrasjonspunktet i midten av elementet vil beregne den totale tøyningen til å være null, uten at den egentlig er det. Grunnen til dette er at integrasjonspunktet ikke gir noen informasjon om tøyningene langs randen av elementet og det kan resultere i en for fleksibel løsning [19].



Figur 4.2 Timeglassform på elementer. (a) før belastning (b) etter belastning [19].

For å redusere effekten av timeglassform, utføres det timeglasskontroll av elementene i Abaqus. I hvilken grad det har oppstått timeglassform på elementene, kan studeres ut fra «artificial energy» i forhold til indre energi for analysen. Denne energien sier noe om hvor mye energi som er brukt for å motvirke timeglassform. Fra nå av og videre i rapporten vil denne bli kalt kunstig energi.

Den kunstige energien bør ikke være større enn 3 % av den indre energien ved fullført analyse for å kunne si at graden av timeglassform har vært liten. Hvis dette ikke er oppfylt må elementnettet vurderes. Løsningen kan da være å ha flere elementer i områder med timeglassform. Det må også legges til at det kan være vanskelig å oppdage denne energien, fordi løsningen kan se riktig ut selv om den kan være feil med 10-100%. En kritisk vurdering av resultatet og energiene må da være tilfredsstillt [17].

4.3 Kontakalgoritme

For samtlige modeller er det valgt å bruke «general contact» mellom skruen og treet. Med denne type kontakalgoritme er det ikke nødvendig å definere nøyaktig hvilke flater som kan komme i kontakt. Den gir også muligheten til at begge sider av en flate kan ha kontaktegenskaper. Denne type kontakalgoritme er å foretrekke når det er mange flater som kan komme i kontakt og når det ikke vites sikkert hvordan de ulike overflatene deformeres [16].

Som løsningsmetode er det valgt «penalty method» tangentielt til overflatene og «hard contact» normalt på overflatene. For kontakt normalt på flatene er det benyttet «augmented Lagrange method». Det antas at det kan oppstå glidning mellom flatene, og da «penalty method» er standard for tilfeller hvor det er snakk om «finite sliding» er også dette benyttet her [16]. Friksjonskoeffisienten som trengs for å regne kontakten

tangentielt med overflatene er satt til å være 0.2, noe som antas å være en rimelig verdi for kontakt mellom stål og tre [20]. Det vil ikke bli utført noe parameterstudie på friksjonskoeffisienten, så den vil være konstant for alle analysene.

4.4 Materialverdier

I kapittel 2.2 ble det sagt at tre kan som en tilnærming modelleres som et ortotropisk materiale med tre materialretninger, henholdsvis lengde-, radiell- og tangentiell retning, se Figur 2.3, der symbolene L , R og T henviser til de nevnte retningene. En videre tilnærming er å definere like egenskaper i R- og T-retning.

I denne oppgaven har det blitt valgt å modellere treet som transverselt isotropisk med like egenskaper i R- og T-retning, transverselt på fiberretningen. Stamatopoulos og Malo [3] sitt arbeid har vist at det er liten forskjell mellom å modellere treet ortotropisk eller transverselt isotropisk. Materialverdiene for treet er delvis hentet fra produsenten [13] og en studie på norsk gran [7], da verdiene fra produsenten var mangelfulle. Se Tabell 4.1 for komplett utvalg av valgte verdier for tre.

Tabell 4.1 Materialverdier til tre benyttet i Abaqus.

Material property	Symbol	Value	Input Abaqus	Source
Density (kg/m ³)	ρ_m	470	470	Producer [13]
Young's modulus (MPa)	E_L	13 000	13 000	Producer
	E_R	410	410	
	E_T	410	410	
Shear modulus (MPa)	G_{LR}	760	760	Producer
	G_{LT}	760	760	Producer
	G_{RT}	30,7	30	[7]
Poisson's ratio	ν_{LR}	0,501	0,6	[7]
	ν_{LT}	0,695	0,6	
	ν_{TR}	0,315	0,6	
	ν_{RT}	0,835	0,6	
	ν_{TL}	0,019	0,019	
	ν_{TR}	0,019	0,019	

For alle analysene før forsøkene ble treet modellert lineært elastisk, uten noen form for brudd- eller flytekriterium. Dette var ikke alltid tilfellet for analysene etter, da det for noen modeller ble forsøkt å legge til flytekriterium. Dette kommer fram i beskrivelsene av de aktuelle modellene.

Skruen ble modellert lineært elastisk med følgende materialverdier:

- Massetetthet stål: 7850 kg/m³
- Poissons ratio: 0,3
- E-modul: 210 000 MPa

I sensitivitetsstudien før forsøkene ble det ikke lagt til flytekriterium i skruen, men i de endelige simuleringene etterpå ble det lagt til plastisk flytning. Da det ikke er gjennomført noe materialtest av skruen i denne oppgaven, er de plastiske dataene basert på en tidligere oppgave hvor dette er utført med samme stål kvalitet [21]. Ut fra dette ble verdiene som er angitt i Tabell 4.2 benyttet for å beskrive plastisk oppførsel til skruen. Siden det er svikt i tregjengene og ikke i skruetverrsnittet som er tilfellet i forsøkene, antas det at eksakte verdier for flytning av stålet ikke er det viktigste. Det er allikevel ønskelig å få fram plastiske deformasjoner i skruen, da dette helt tydelig oppsto i forsøkene.

Tabell 4.2 Plastisk data for skruen.

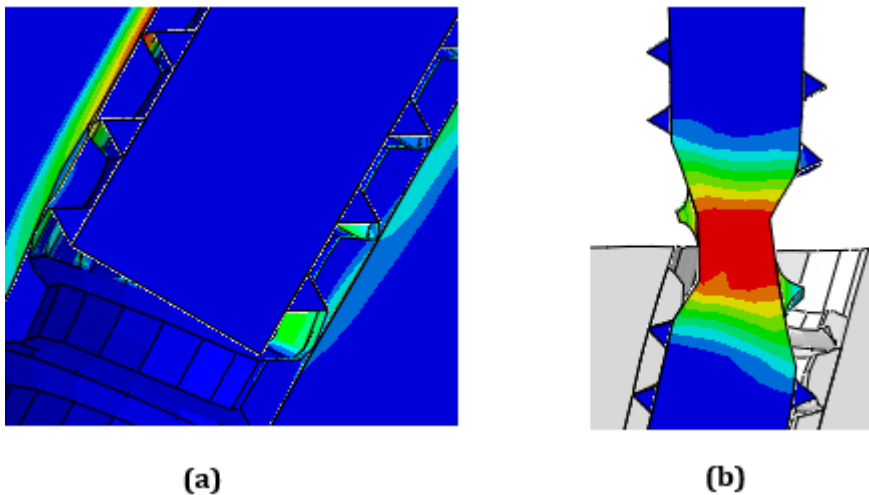
Yield stress [MPa]	Plastic strain [-]
800	0
1000	0,06

Flytespenningen som er angitt i Tabell 4.2 er satt til å være 800 MPa ved en plastisk tøyningen som da er 0. Fra dette punktet øker spenningen lineært med den plastiske tøyningen, opp til en bruddspenning på 1000 MPa og en plastisk tøyning på 0,06. Forbi dette punktet vil Abaqus tolke informasjonen som perfekt-plastisk, altså at spenningen er konstant med økende plastisk tøyning [16].

4.5 Bruddtype

I de eksperimentelle forsøkene er det flere mulige bruddtyper som kan opptre. Det være seg brudd i skruetverrsnittet, oppsprekking i trebjelken og gjengebrudd i treet. I alle deler av den numeriske delen, bortsett fra kapittel 6 som omhandler XFEM, er det ikke snakk om bruddtype. Dette, fordi det ikke er definert noe bruddkriterium i Abaqus, kun flytekriterium. Det er allikevel snakk om svikt eller kollaps, da tilstrekkelig plastiske tøyninger ikke fører til økende kraftpåkjenning. I hoveddelen av den numeriske modelleringen i Abaqus (ikke XFEM) er det to forskjellige måter modellene kan svikte på. Den ene er svikt i skruetverrsnittet og den andre er svikt i tregjengene.

Ettersom modellen ikke har bruddkriterium, vil svikt i skruetverrsnitt bli en innsnevring i tverrsnittet uten at brudd skjer. Svikt i tregjenger vil tilsvare store plastiske tøyninger i et plan rundt gjengene, slik at gjengene blir flatet ut, se Figur 4.3. Selv om det ikke vil skje tverrsnittsbrudd eller gjengebrudd i Abaqusmodellen, vil en innsnevring i tverrsnittet bli kalt svikt i tverrsnittet, mens plastisk flyt i gjengene vil bli kalt svikt i gjengene. Det grønne/gule området i Figur 4.3 (a) er det som i denne oppgaven vil bli kalt *skjærnsnittet*, hvor det her har oppstått full flyt langs gjengene.



Figur 4.3 «Bruddtype» i Abaqus

(a) svikt i tregjenger langs skjærnsnitt (b) svikt i skruetverrsnitt (innsnevring).

4.6 Skjærspenning i gjenger

For en skrueforbindelse som er påført en aksialkraft, vil det oppstå skjærspenninger i gjengene. Skjærspenningene er avhengig av aksialkraften som virker, og arealet til gjengene som overfører skjærkreftene. Dette er illustrert med en skrue-mutterforbindelse, der «mutteren» i dette tilfellet er trehullet med gjenger [22].

$$\tau = \frac{\text{aksialkraft}}{\text{areal som skjæres}} \quad (4.1)$$

For en skrueforbindelse kan uttrykket for skjærspenning skrives:

$$\tau = \frac{F}{\pi \cdot D \cdot H} \quad (4.2)$$

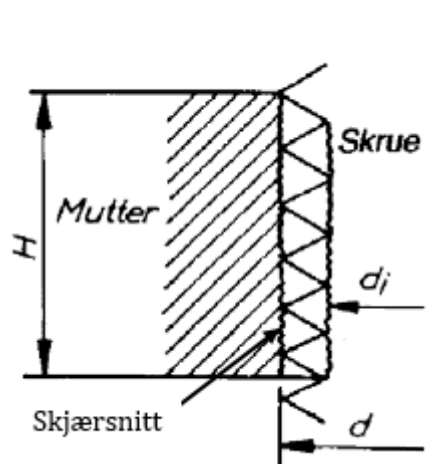
hvor:

F – er kraften som blir påført skruen

D – er diameteren fra senter av skruen til kontaktområdet. For gjengene til skruen er $D=d_i$, og for mutteren (eller trehullet) er $D=d$, se Figur 4.4

H – er summen av høydene til gjengene ved D

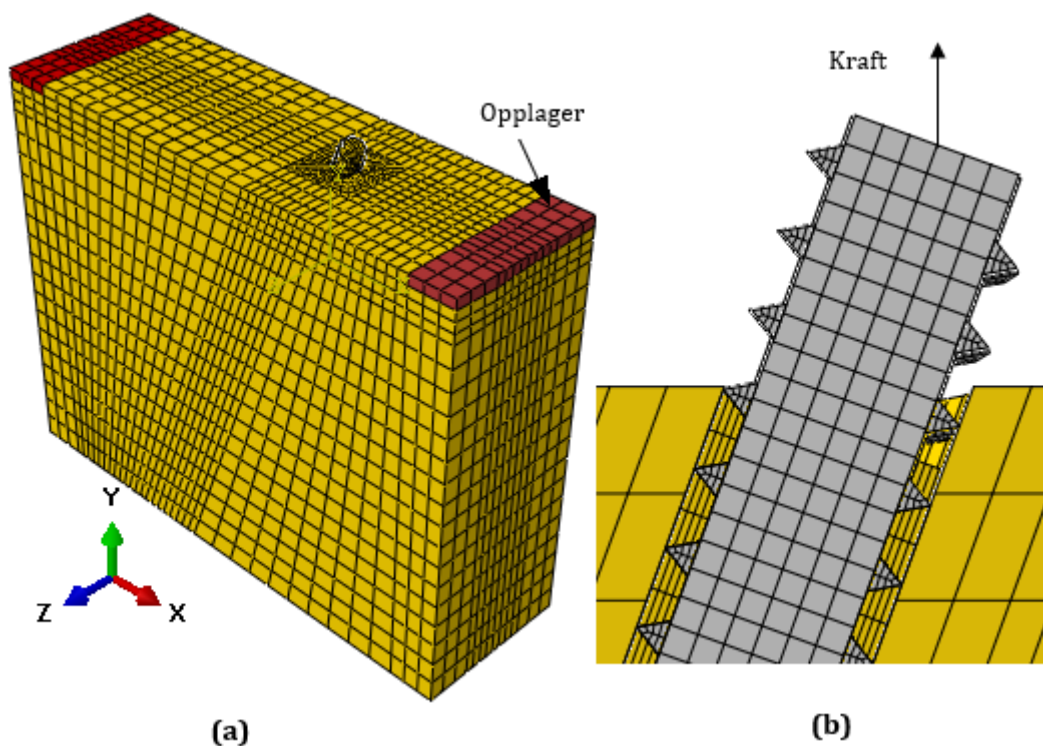
Figur 4.4 viser hva som er den effektive høyden, H , når det ikke er noen glippe mellom gjengene. Snittet med størst skjærspenninger, blir da ved roten av gjengene. Dette snittet vil flytte seg ut fra roten hvis det oppstår en glippe. Generelt skjæres gjengene der spissen av de motstående gjengene er i kontakt. Dette skjæringsnittet er illustrert i Figur 4.4.



Figur 4.4 Skjæringsnitt langs roten av gjengene [22].

4.7 Basismodell

Basismodellen ble etter beste evne modellert slik forsøkene i laboratoriet var tenkt. Det ble valgt å modellere en full modell, uten bruk av symmetriplan, som var en åpenbar mulighet. Grunnen til dette var at det var ønskelig å få fram de spiralformede gjengene på skruen, noe som gjøres enklest ved å modellere hele skruen. Det er usikkert hvor stor betydning det har for oppførselen å modellere kontinuerlig spiralformede gjenger eller ikke. Basismodellen er vist i Figur 4.5.



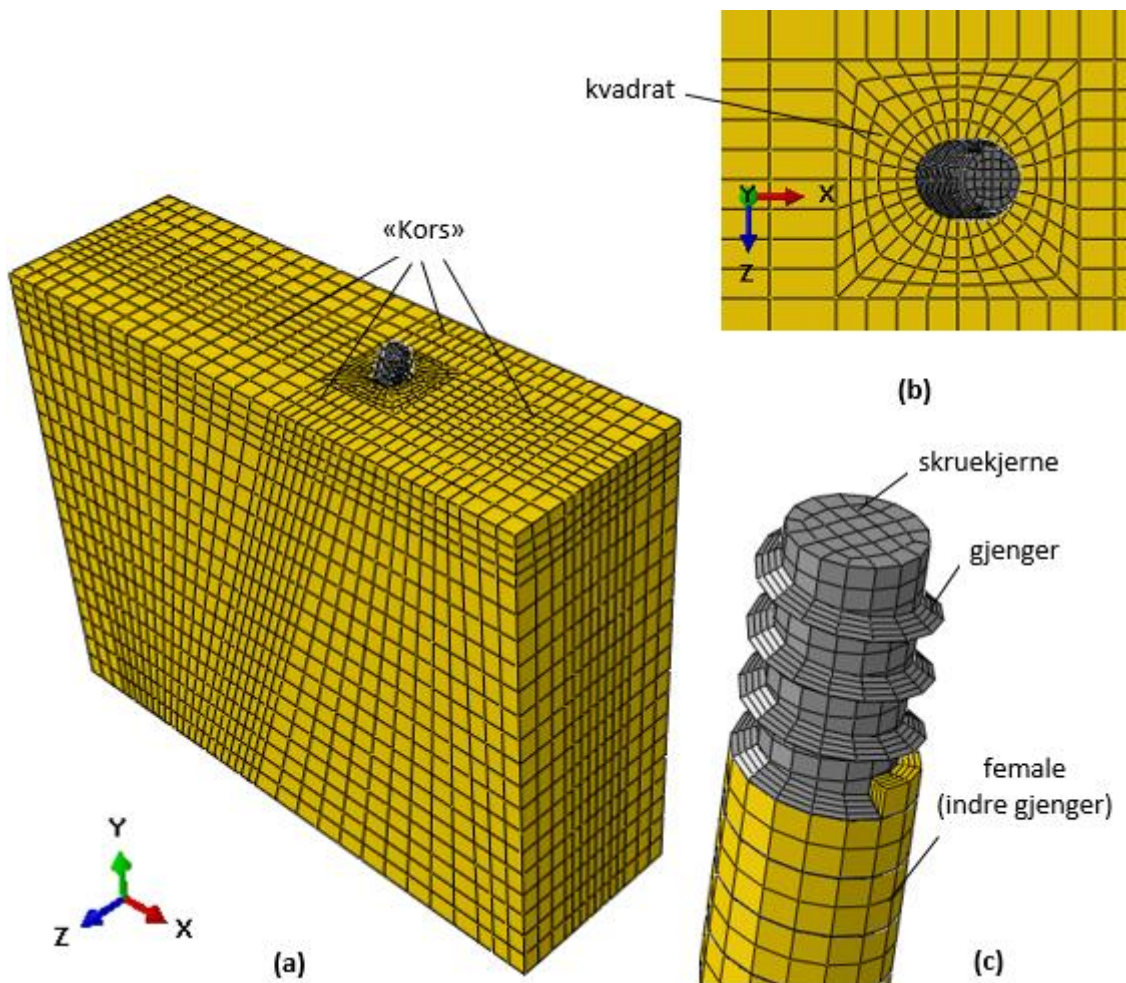
Figur 4.5 Basismodell.

(a) fastholdt i endene, rødt område (b) tverrsnitt og pålastning.

- Basismodellen har dimensjonene $450 \times 355 \times 140$ mm (lengde \times høyde \times bredde). Skruen er 70° i forhold til fibrene og forankringslengden er 300 mm
- L-akse (X-akse/1-akse) – fiberretning
- R-akse (Y-akse/2-akse) – radiell retning
- T-akse (Z-akse/3-akse) – tangentiell retning
- Vertikallast på skruetopp, 1 kN, se Figur 4.5

4.7.1 Elementnett

Elementstørrelsen for de ulike områdene er valgt etter antatt spenningstilstand og geometri. Figur 4.6 viser fordelingen på elementnettet av trebjelken og skruen. Siden gjengene har en komplisert geometri, og vil overføre relativt store tøyninger, er det valgt små elementer i dette området. Dette, for at de antatt høye spenningene i området skal beskrives så nøyaktig som mulig.



Figur 4.6 Elementnett (a) basismodell, med trebjelke og skruer
(b) området rundt skruehull (sett ovenfra) (c) skruer og female (indre tregjenger).

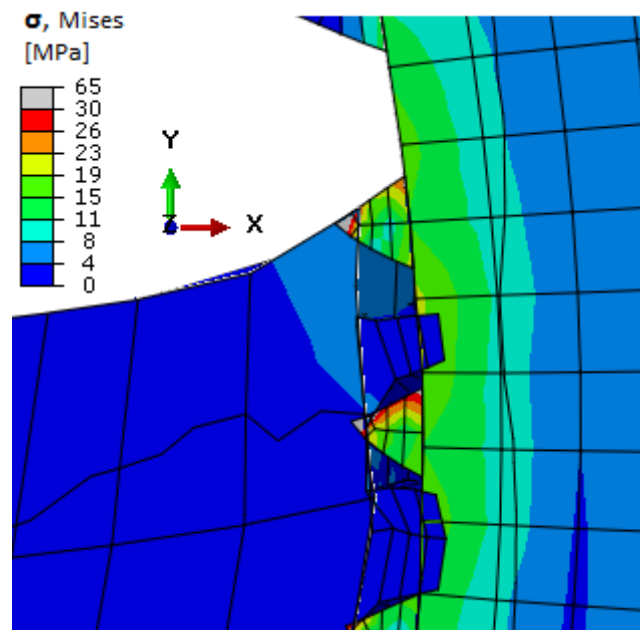
Elementnettet for trebjelken tar utgangspunkt i elementstørrelsen som er valgt rundt skruehullet. Siden det er valgt å bruke strukturert elementnett vil antall elementer rundt hullet styre elementinndelingen for resten av trebjelken også. Tabell 4.3 angir elementstørrelser for de viktigste områdene og Figur 4.6 angir navnene på disse.

Tabell 4.3 Elementstørrelse på trebjelke i basismodell.

Element size «Trebjelke»	«Kvadrat»	«Kors»	Outside «kors»	Size in height
Minimum [mm x mm]	3 x 5	7,5 x 7,5	15 x 15	10 mm
Maximum [mm x mm]	7,5 x 7,5	7,5 x 17	15 x 25	20 mm

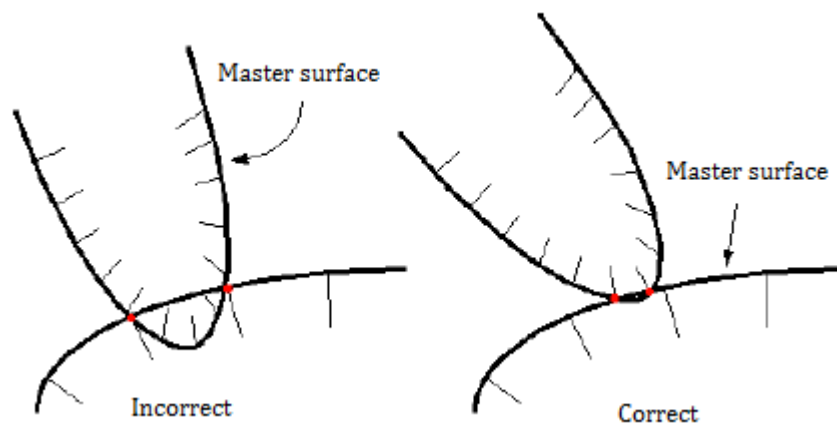
I basismodellen er det valgt å starte med 32 elementer rundt hullet i treet og 16 elementer i omkretsen til skruen. Et kvadrat på 60 x 60 mm² avgrensner området rundt hullet hvor elementinndelingen skal være tettest. Omkretsen rundt kvadratet får følgelig også 32 elementer. Elementstørrelsen innenfor kvadratet er mellom 3 og 7,5 mm. I høyden (Y-aksen) er tykkelsen på elementene 10 mm i det øverste området på treklossen og 20 mm ellers. Skruen og den gjengede delen av treklossen har den fineste elementinndelingen med elementstørrelse på cirka 3 mm i høyden, relative størrelser forøvrig kan sees i Figur 4.6.

En annen faktor som stiller høye krav til elementnettet, er at det vil bli betydelige kontaktkrefter mellom skrue og tre. Det er essensielt at elementinndelingen er fin nok for å unngå for mye penetrering av overflater, og at kontaktkreftene blir beskrevet så korrekt som mulig. Figur 4.7 viser et forstørret utsnitt av en testmodell før basismodellen ble bestemt.



Figur 4.7 Penetrering av overflater (forstørret område av testmodell).

For å få en mest mulig korrekt kontaktdefinisjon mellom to overflater, er det viktig at overflaten med det fineste elementnettet blir valgt som «slave surface» og at den groveste blir valgt til «master surface». I Abaqus fungerer det slik at nodene på «master surface» kan penetrere overflaten mellom to noder på «slave surface», men ikke motsatt [16]. Se Figur 4.8.



Figur 4.8 Ukorrekt og korrekt valg av «master surface».

4.8 Sensitivitetsstudie før laboratorieforsøk

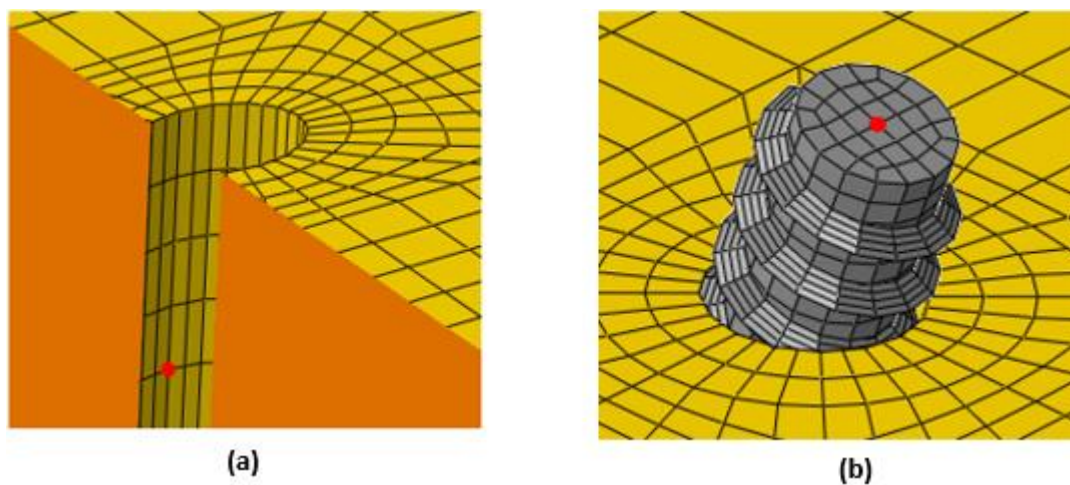
I forkant av laboratorieforsøket ble det gjennomført en sensitivitetsstudie i Abaqus. Det viktigste var å vurdere elementnettet og elementstørrelsen på modellen. Andre parametere, grense- og lastbetingelser ble ikke studert like nøye i forkant av forsøkene, da dette ble gitt av det endelige laboratorieoppsettet i etterkant. Valg av elementstørrelse og elementtype er noe av det viktigste ved en elementanalyse, da hele elementmetoden baserer seg på dette. Selv om dimensjonene på trebjelke og forankringslengde ikke var helt klart på forhånd, ble det antatt at en studie på elementstørrelser ville gi gode svar med tanke på de endelige modellene. Ved å analysere resultatet for ulike elementnett, var det mulig å fastsette elementstørrelser i de forskjellige delene av modellen. Ut fra dette gikk arbeidet i etterkant av forsøkene raskere, da man hadde et grovt bilde over hva slags elementstørrelser som kreves.

I etterkant av forsøkene vil det bli påført større forskyvninger av skruen, noe som resulterer i større tøyninger i treet. Dette stiller økt krav til elementnettet og vil bli studert i kapittel 5.2.2.

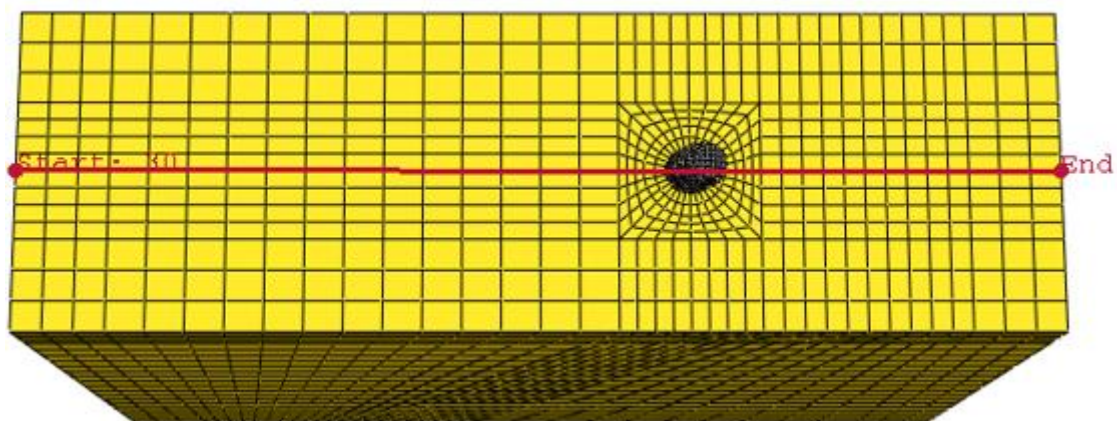
4.8.1 Informasjon fra målepunkt i sensitivitetsstudie

For å måle hvordan resultater påvirkes av endringer i mesh og geometri, ble det hentet informasjon fra faste noder i modellen. Målepunktene ble plassert som følger:

1. Forskyvning av skruetopp, se Figur 4.9 (b). Måler vertikal forskyvning i Y-retning ($U2_{\text{skrue}}$) og horisontal i X-retning ($U1_{\text{skrue}}$)
2. Vertikal forskyvning i node på innsiden av trehullet ($U2_{\text{trehull}}$), se Figur 4.9 (a)
3. Vertikal forskyvning av noder langs senterlinjen på treklossens overflate ($U2_{\text{senterlinje}}$), langs X-aksen, se Figur 4.10



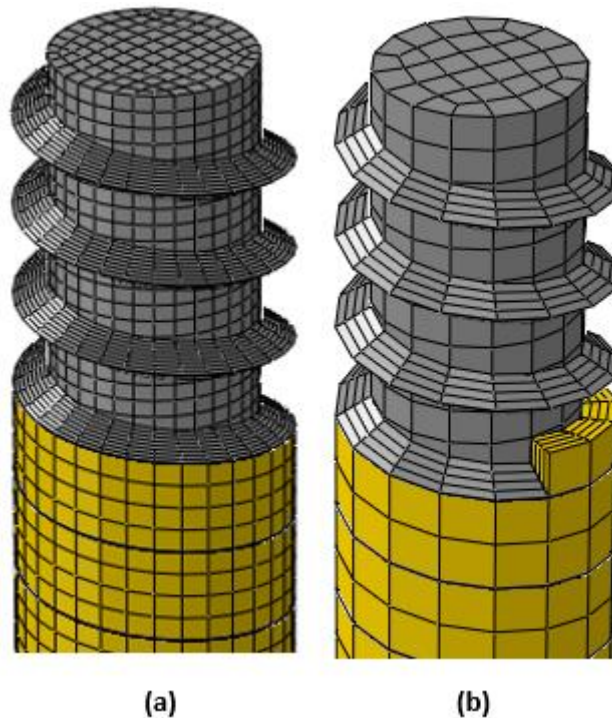
Figur 4.9 Deformasjon av målepunkter i sensitivitetsstudie.
(a) node på innside av trehull (b) node på toppen av skrue.



Figur 4.10 Vertikal forskyvning ($U2$) langs senterlinjen på trekloss.
Fra $X = 0$ mm i venstre ende til $X = 450$ mm i høyre ende.

4.8.2 Elementstørrelse på skrue og tregjenger

Da elementnettet av tregjelken i basismodellen, Figur 4.6, allerede var antatt å være relativt fint, ble det valgt å endre på elementstørrelsen av skruen og tregjengene først. Skruen i basismodellen hadde 16 elementer rundt periferien av skruens tverrsnitt og cirka 3 mm tykkelse i høyden på elementene. Det ble modellert en enda finere skrue på samme måte som i basismodellen, bortsett fra at elementene her var halvert i alle retninger. Figur 4.11 viser elementnettet til henholdsvis «Fin skrue» og basismodell. Tabell 4.4 inneholder resultater fra basismodellen og modellen med finere skrue.

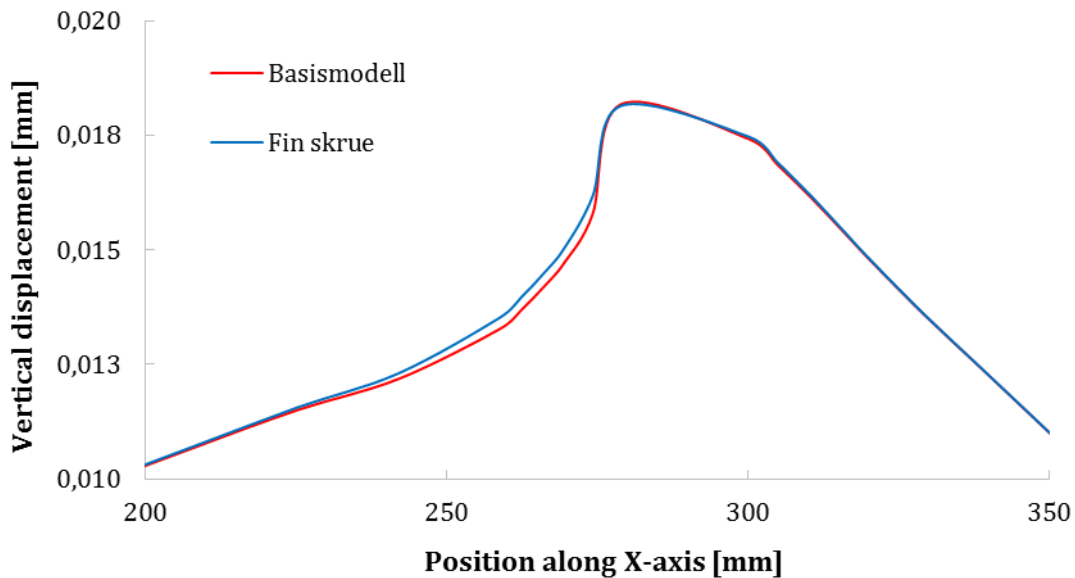


Figur 4.11 Elementnett skrue. (a) «Fin skrue», halvert elementstørrelse (b) «Basismodell».

Tabell 4.4 Sammenligning av «Basismodell» og «Fin skrue».

	Basismodell	Fin skrue	Fin skrue - Basis [%]
$U_{1\text{skrue}}$ [mm]	-0,02527	-0,02434	-3,7
$U_{2\text{skrue}}$ [mm]	0,02938	0,02894	-1,5
$U_{2\text{trehull}}$ [mm]	0,01720	0,01715	-0,2
Number of elements	27 614	122 334	343,0
CPU-time [minutes]	5	65	1200,0

Tabell 4.4 viser forskyvningene av målepunktene fra Figur 4.9. Tabellen inneholder også antall elementer og analysetid. Siste kolonne angir den prosentvise forskjellen mellom basismodell og fin skrue. Det er forholdsvis liten forskjell i forskyvninger mellom de to modellene, og da spesielt de vertikale forskyvningene som er mest interessante. I den grad det er forskjell, blir det faktisk mindre forskyvning med finere skrue. Antall elementer og analysetid har på sin side steget betraktelig ved å halvere elementstørrelsen på skruen. Vertikal forskyvning langs en senterlinjen på treets overflate har også blitt studert, og er vist i Figur 4.12.



*Figur 4.12 Basismodell og «Fin skrue».
Vertikal forskyvning langs X-akse.*

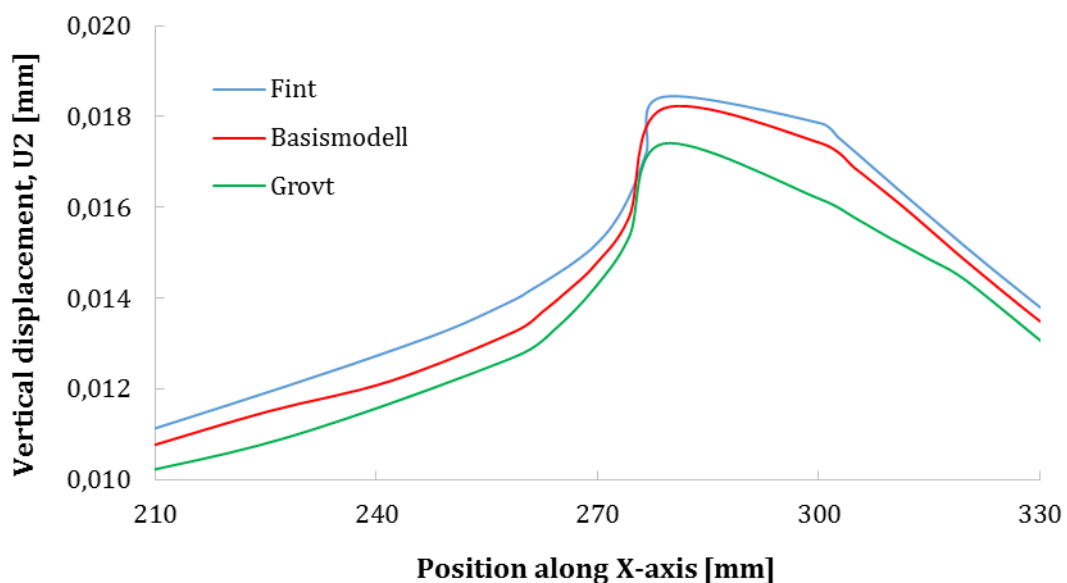
Figur 4.12 viser vertikal forskyvning langs treets overflate fra opplager til opplager (fra $X=200$ mm til $X=350$ mm), der maksimalverdien er i inngangen til skruehullet. Ut i fra Figur 4.12 og Tabell 4.4 er det vanskelig å spore noen betydelige forskjeller mellom basismodell og fin skrue, alle verdier ligger innenfor 5 % fra hverandre og man kan si seg fornøyd med elementstørrelsen på basismodellens skrue. Da et finere elementnett i skruen kun fører til lengre analysetid, vil de resterende modellene i sensitivitetsstudien ikke ha finere elementnett på skruen, men være identisk med basismodellen.

4.8.3 Elementstørrelse trebjelke

Da det ble bestemt at elementnettet i basismodellens skrue var tilfredsstillende, vil elementnettet i trebjelken bli evaluert i dette kapittelet. Først ble det kjørt to analyser med grovere og finere elementnett i trebjelken. I den grove modellen ble elementstørrelsen doblet i alle retninger. Motsatt var tilfellet for den fine modellen, der alle elementer ble halvert. Resultatene er angitt i Tabell 4.5 og Figur 4.13.

Tabell 4.5 Forskyvninger av basis-, grov- og fin modell.

	Basismodell	Grov	Grov - Basis [%]	Fin	Fin - Basis [%]
$U_{1\text{skrue}}$ [mm]	-0,02527	-0,02396	-5,2	-0,02640	4,5
$U_{2\text{skrue}}$ [mm]	0,02938	0,02804	-4,6	0,03030	3,1
$U_{2\text{trehull}}$ [mm]	0,01720	0,01654	-3,8	0,01760	2,3
Number of elements	27 614	16 800	-39,2	121 400	339,6
CPU-time [minutes]	5	3,5	-30,0	50	900,0



Figur 4.13 Fin-, basis- og grov modell. Vertikal forskyvning langs X-akse.

Tabell 4.5 viser at forskjellen mellom grov modell og basismodell er liten både når det gjelder forskyvning, antall elementer og analysetid. Forskyvningene av skruetupp og

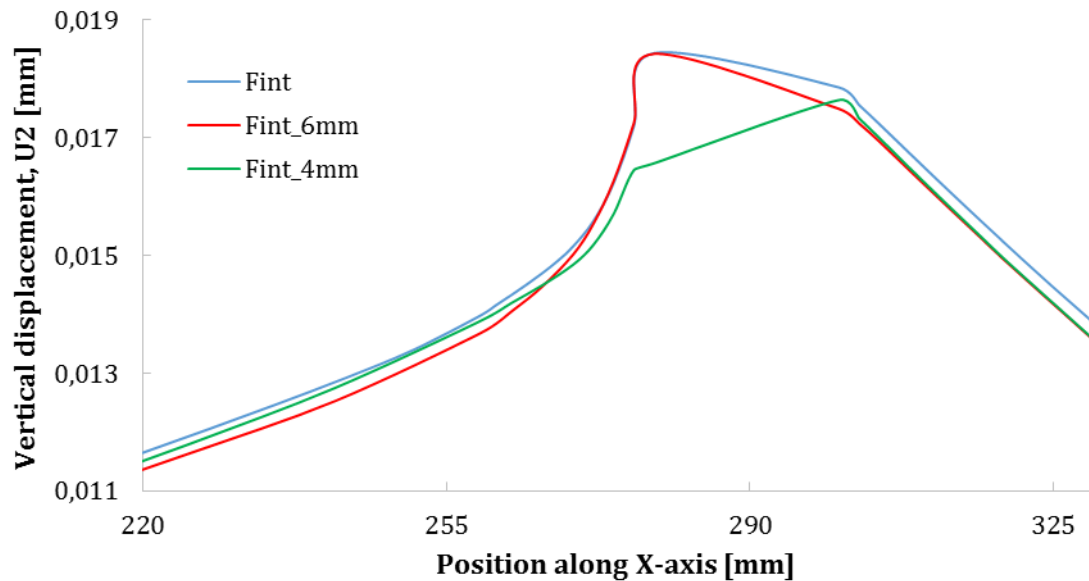
angitt målepunkt avviker 4-5 % i forhold til basismodellen. Den grove modellen har 40 % færre elementer enn basismodellen, mens fin modell har 300 % mer. Geometrien på elementnettet i den grove modellen er mer lik basismodellen enn den fine modellen. Alikevel avviker den fine modellen mindre fra basismodellen enn det den grove gjør, det viser også grafene i Figur 4.13. Her ligger basismodellen veldig nært fin modell i flere punkter, og det kan se ut som modellen er i ferd med å gå mot en endelig løsning. En ytterligere reduksjon av elementer i den fine modellen vil antakeligvis ikke føre til noen signifikant bedre løsning, så for videre analyser vil den fine modellen brukes som ønskelig mål på endelig modell.

4.8.3.1 Elementstørrelse i høyden på trebjelken

Selv om det antas at den fine modellen beskriver forskyvningene og oppførselen best, er det lang analysetid på denne modellen og reduksjon av denne er ønskelig. Det antas at elementnettet i overflaten av treklossen og nedover er godt nok, men at størrelsen på elementene i høyden kan optimaliseres ytterligere. Modellen «Fint» i grafene har en høyde på elementene på 5 mm. For å studere sensitiviteten til elementnettet i høyden ble det laget to modeller med henholdsvis 4 og 6 mm elementhøyde, istedenfor 5 mm som i «Fint». Resultatene kan sees i Figur 4.14 og Tabell 4.6.

Tabell 4.6 Sammenligning av varierende elementtykkelse i høyden.

	Fint	Fint_6mm	Fint_6mm - Fint [%]	Fint_4mm	Fint_4mm - Fint [%]
U1 _{skruer} [mm]	-0,02640	-0,02596	-1,7	-0,02703	2,4
U2 _{skruer} [mm]	0,03030	0,02983	-1,6	0,03032	0,1
U2 _{trehull} [mm]	0,01760	0,01731	-1,6	0,01729	-1,8
Number of elements	121 400	83 642	-31,1	163 556	34,7
CPU-time [minutes]	50	30	-40,0	90	80,0

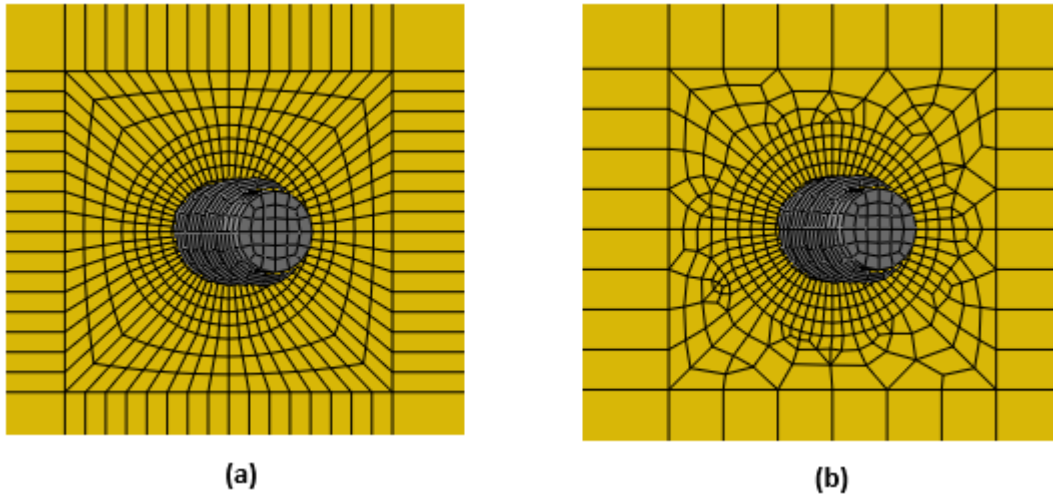


Figur 4.14 Variasjoner av fint elementnett. Vertikal forskyvning langs X-akse.

Resultatene i Figur 4.14 og Tabell 4.6 viser veldig små forskjeller hva forskyvninger gjelder, men betydelige forskjeller i antall elementer og analysetid. Eneste grunnen til at «Fint_4mm» (grønn graf) avviker ved toppunktet er at noen av målingene i nodene nært skruehullet falt bort. Ellers følger denne og «Fint» bra. «Fint_6mm», med 6 mm tykkelse i høyden er såpass nærme de andre grafene at det antas at denne gir en vel så god løsning, samtidig som at analysetiden er 40 % mindre enn «Fint».

4.8.3.2 Strukturert og ikke-strukturert elementnett

Det siste som ble studert i sensitivitetsstudien var om det kunne være hensiktsmessig å ha et ikke-strukturert elementnett i overgangen mellom skruehull og trebjelke, for å få ned antall elementer totalt. Figur 4.15 viser forskjellen mellom strukturert og ikke-strukturert overgang (kalles «mix» i modellene).

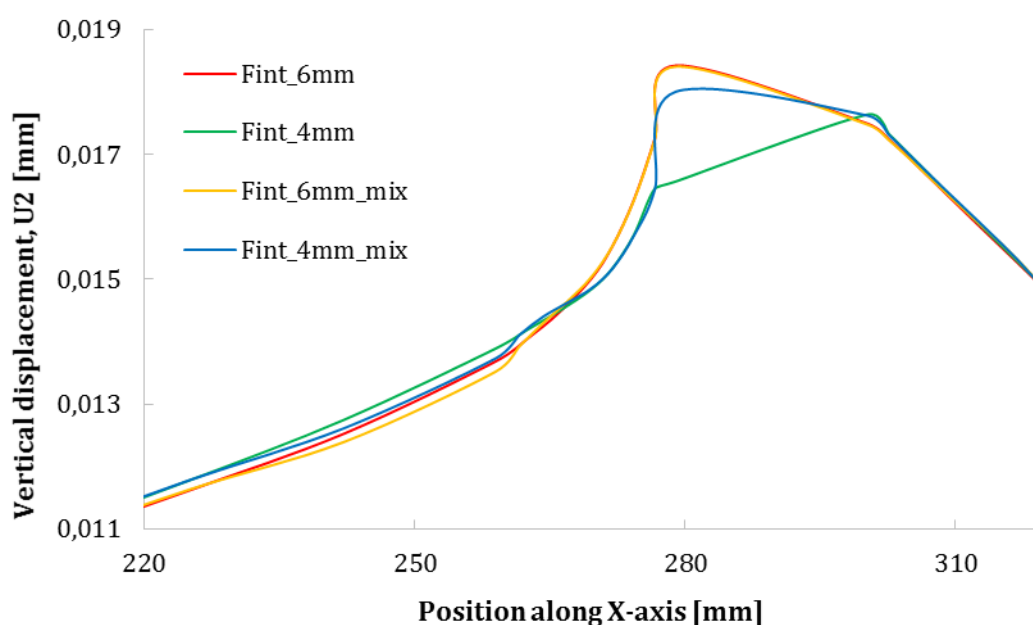


Figur 4.15 Elementnett rundt skruehull. (a) strukturert (b) ikke-strukturert.

Figur 4.15 (b) viser hvordan en kombinasjon av blokk- og prismeelementer utenfor det fine området rundt skruen, tillater elementnettet utenfor «kvadratet» å være grovere. Dette reduserer det totale antall elementer betraktelig. For å se effekten av dette er det blitt laget to modeller av denne typen. Disse er identiske med modellene «Fint_6mm» og «Fint_4mm» fra Figur 4.14, bortsett fra at det er et ikke-strukturert elementnett i overgangen. Resultater er gitt i Tabell 4.7 og Figur 4.16.

Tabell 4.7 Sammenligning av strukturert og ikke-strukturert elementnett.

	Fint_6mm	Fint_6mm_ mix	Fint_6mm_mix - Fint_6mm [%]	Fint_4mm	Fint_4mm_ mix	Fint_4mm_mix - Fint_4mm [%]
U1 _{skruer} [mm]	-0,02596	-0,02596	0,0	-0,02703	-0,02704	0,0
U2 _{skruer} [mm]	0,02983	0,02982	-0,1	0,03032	0,03031	0,0
U2 _{trehull} [mm]	0,01731	0,01730	-0,1	0,01729	0,01728	-0,1
Number of elements	83 642	66 884	-20,0	163 556	92 552	-43,4
CPU-time [minutes]	30	20	-33,3	90	32	-64,4



Figur 4.16 Fint, strukturert og ikke- strukturert elementnett.

Vertikal forskyvning langs X-akse

Resultatene i Tabell 4.7 og Figur 4.16 viser at forskjellen i forskyvninger er neglisjerbare mellom strukturert og ikke-strukturert elementnett. Forskjellen i analysetid er derimot større, da analysetiden blir redusert med henholdsvis 33 og 64 % for de to modellene. Dette er gunstig med tanke på den videre modelleringen i etterkant av forsøkene, der ikke-strukturert elementnett i overgang vil bli benyttet.

4.9 Oppsummering sensitivitetsstudie

Det er blitt gjennomført en grundig studie på elementstørrelse og -nett, både på skrue og trebjelke. Å bruke det opprinnelige elementnettet på skruen i basismodellen er tilfredsstillende, så dette vil også bli benyttet i de videre analysene. Det viser seg at en ikke-strukturert overgang i elementnettet er å foretrekke med tanke på analysetid, og at en elementhøyde i trebjelke på 6 mm er tilfredsstillende. På bakgrunn av dette er det valgt å bruke modellen «Fint_6mm_mix» som mal for modellene i etterkant av forsøkene.

Elementnettet i denne delen er kun studert i det lineære området og det vil bli økt krav til elementnettet når deformasjonene blir store og oppførselen ikke lenger er lineær. I kapittel 5.2 vil det bli verifisert om elementnettet også er godt nok for de endelige analysene etter laboratorieforsøkene.

5 Numerisk analyse etter laboratorieforsøk

Etter at alle laboratorieforsøkene var gjennomført ble de endelige modellene analysert i Abaqus. Beskrivelse, oppsett og resultater fra laboratoriet er angitt i kapittel 3. Oppførselen og reell geometri herfra var ønskelig å simulere numerisk. Geometri, opplagerbetingelser og lastpåføring fra laboratoriet ble etterlignet i Abaqus i kapitlene 5.1 - 5.2. Erfaringene fra sensitivitetsstudien i kapittel 4.8 er lagt til grunn for valg av elementnett. De fleste valg og verdier i Abaqus er identiske med det som gjaldt for basismodellen. Likevel er det, som nevnt i kapittel 4, enkelte punkter som nå er annerledes. Disse er gjentatt i stikkordsform under:

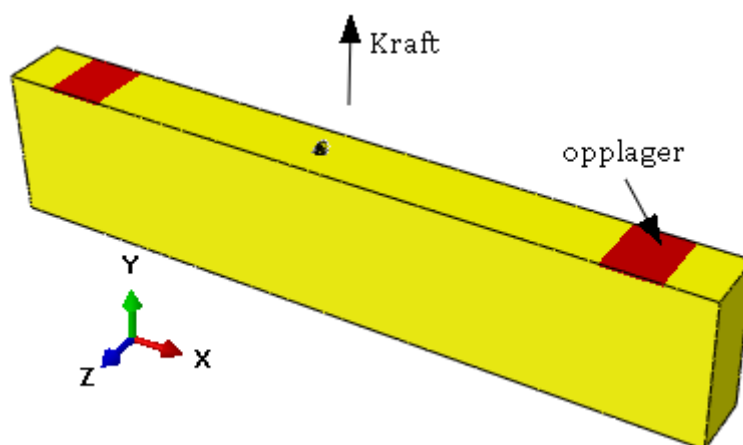
- Det er benyttet Abaqus/Explicit til fordel for Abaqus/Standard
- Det er benyttet redusert integrasjon til fordel for full integrasjon
- Flytekriterium er implementert i materialmodellen til skruen, se kapittel 4.4
- Opplagerbetingelser og dimensjoner er annerledes (beskrevet i kapittel 5.1)
- Pålastning av skruen er annerledes (beskrevet i kapittel 5.1.2)
- Bruddkriterium for trebjelken er forsøkt i noen modeller (beskrevet i kapittel 5.2.3 og 5.2.4)

De første analysene som blir presentert vil bli kalt **referansemodeller**. På bakgrunn av resultater og erfaringer fra disse vil det bli utført en parameterstudie på interessante områder, dette presenteres i kapittel 5.2.

5.1 Referansemmodell etter laboratorieforsøk

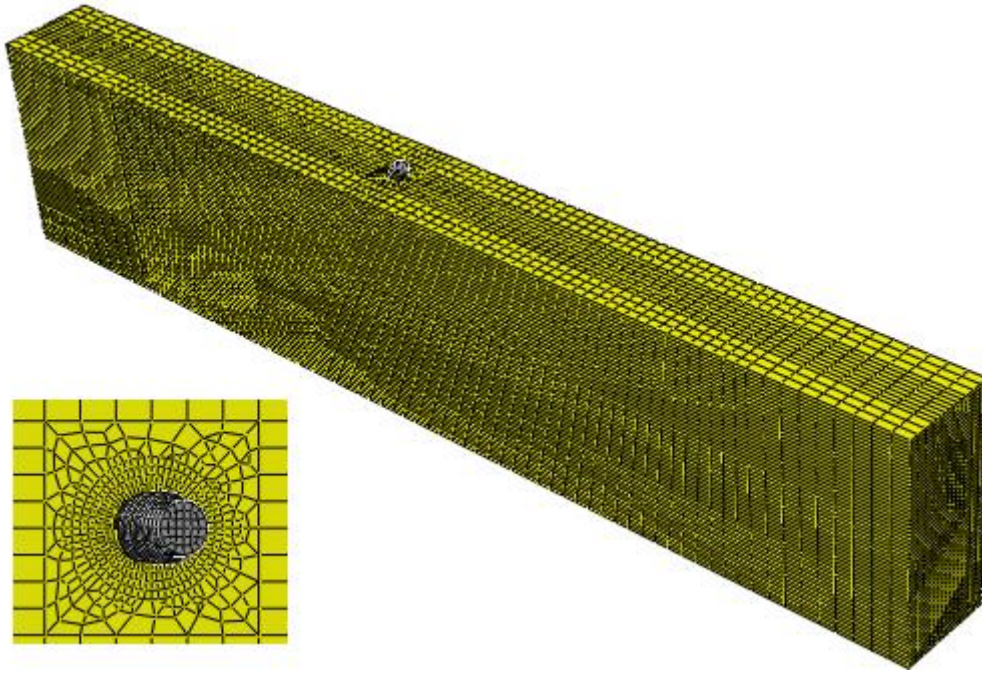
I laboratorieforsøkene ble 4 ulike vinkler mellom skrue og fibre studert. Der forsøk med vinklene 75° og 60° ble studert mest grundig, mens 90° og 45° kun ble testet en gang hver. Siden de mest interessante og flest testede vinklene i denne oppgaven er 75° og 60° , er det kun disse som er i vektlagt i den numeriske delen. Først ble det laget to modeller, én med 75° og én med 60° , fra nå av kalt ABQ75 og ABQ60. Disse ble sammenlignet med resultatene fra laboratoriet og fungerte som referansemodeller for videre analyser. Det er valgt å fokusere mest på modellen med 60 graders vinkel i beskrivelsen, parameterstudien og resultatdelen. De forskjellige fasene i kraft-forskyvningskurvene kom tydeligst fram ved 60° .

Modellen ABQ60 ble modifisert ytterligere i en parameterstudie for å se hva diverse endringer gjorde med oppførselen. Dette kommer fram i kapittel 5.2. Figur 5.1 viser hvordan ABQ60 så ut i Abaqus.



Figur 5.1 ABQ60, 60 graders vinkel. Viser opplegg og hvor kraften angriper.

Figur 5.1 viser en fullstendig modell av forsøk med 60 graders vinkel mellom skrue og fibre. Oppleggene er på samme sted som i laboratoriet (se Figur 3.2) og de er fastholdt på oversiden av trebjelken. Elementnettet som er benyttet er laget etter modellen «Fint_6mm_mix» fra kapittel 4.8.3. Det er 6 mm tykkelse på elementene i høyden og en blanding av prisme- og blokkelementer rundt skruehullet, se Figur 5.2. For referansemmodellene er treet modellert lineært elastisk uten brudd- eller flytekriterium, mens skruen har fått implementert flytekriterium, gitt i kapittel 4.4. Kontaktalgoritmene er identiske med basismodellen i kapittel 4.3.



Figur 5.2 Elementnett av ABQ60.

5.1.1 Eksplisitt modell

I kapittel 4.1 ble det begrunnet hvorfor det var ønskelig å bruke en eksplisitt løsningsmetode for simuleringen av det kvasi-statiske forsøket. For at det skal være kvasi-statisk må deformasjonene gå sakte og de kinetiske energiene være små. Det er allikevel mulig å modellere et slikt problem som dynamisk, men da ved hjelp av tidsskalering. Tidsskalering er også en fordel med tanke på analysetiden, da denne er direkte avhengig av hvor lang tid man ønsker å kjøre analysen. Dette er gjort fordi en eksplisitt løsningsmetode krever veldig små tidssteg, noe som gjør at det produseres mye data. Tidssteget i analysen, Δt , er styrt av det kritiske tidssteget, Δt_{cr} , ved [17]:

$$\Delta t \leq \Delta t_{cr} \quad (5.1)$$

der:

$$\Delta t_{cr} = \frac{L^e}{\sqrt{\frac{E}{\rho}}} \quad (5.2)$$

der:

L^e – karakteristisk lengde av det minste elementet i modellen

E – E-modul til det minste elementet

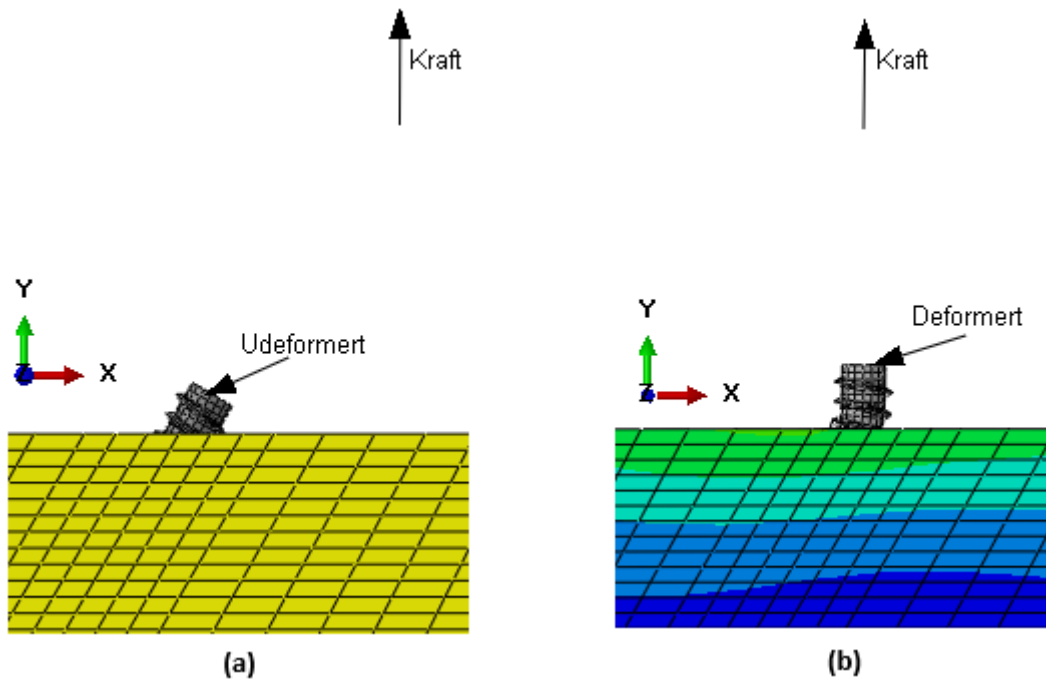
ρ – massetetthet til det minste elementet

Små elementer gir et lite kritisk tidssteg og lang analysetid. Det ble derfor bestemt å bruke tidsskalering i denne oppgaven for å redusere analysetiden. Alle analysene er påført en kunstig høy hastighet, samt nedsatt tidsperiode analysen skal kjøres over. Dette skal simulere en gradvis påsatt forskyvning, slik det gjøres i laboratoriet, men i Abaqus gjøres dette med en mye høyere hastighet.

Det er valgt å kjøre analysen over en tidsperiode på 0,03 sekunder med forskyvning påført i en hastighet på 1000 mm/sekund. Så lenge dette ikke resulterer i betydelige dynamiske effekter, og kinetisk energi er lav i forhold til indre energi, vil det ikke påvirke det endelige resultatet til en kvasi-statisk analyse. Den kinetiske energien skal ikke overskride 5 % av den indre energien for en kvasi-statisk oppførsel [16]. Et annet tiltak som er gjort for å redusere den kinetiske energien er å definere en amplitude for forskyvningen som settes på. Den er satt til å gi en gradvis påkjenning fra 0 opp til maks hastighet etter 0,001 sekunder, dvs. etter 3,33 % av analysetiden. De valgte verdiene for hastighet, tidsperiode og amplitude er basert på resultater fra ulike modeller med varierende verdier. Med denne metoden fant man den beste kombinasjonen mellom lav analysetid og små kinetiske effekter.

5.1.2 Lastpåføring

I resultatene fra laboratoriet, se kapittel 3.1.3, ble det vist at kraften som blir påført i leddet mellom lastsylinder og gripedel er tilnærmet vertikalt rettet gjennom hele forsøket. I Abaqus ble last derfor påført vertikalt hele tiden, se Figur 5.3.



Figur 5.3 Lastpåføring i Abaqus, slik det ble gjort i laboratoriet.

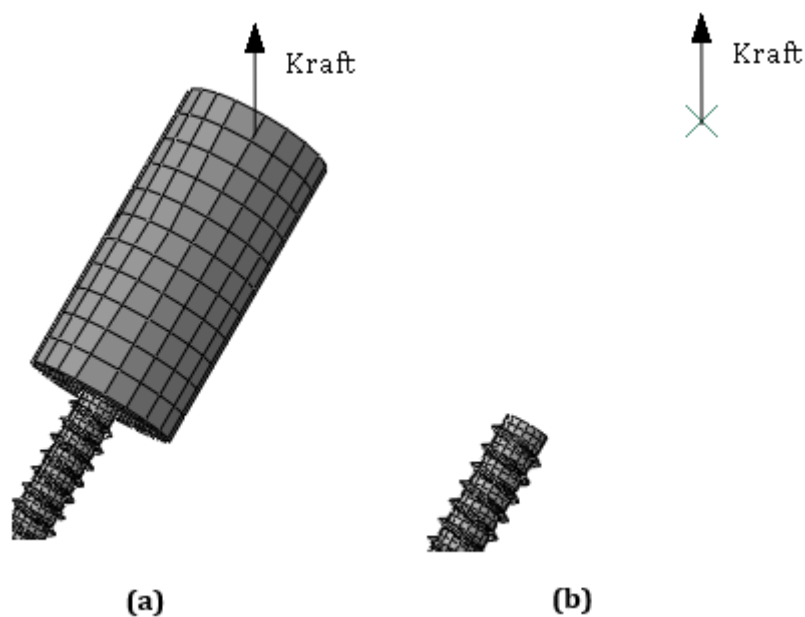
(a) udeformert, før pålastning (b) deformert, skruer bøyes opp under pålastning.

Å påføre lasten så likt som mulig i Abaqus som i laboratoriet viste seg å være krevende, og flere metoder ble derfor testet. Figur 5.3 viser hvordan den endelige lastpåføringen ble gjort. Lasten er påført der leddet mellom gripearmen og lastsylinderen var i laboratoriet. Lasten som er påført her peker alltid vertikalt i Y-retning, samtidig som den flytter seg sidelengs ettersom skruen roterer. Mellom lasten og overflaten til skruetuppen er det en stiv forbindelse, slik det er antatt at gripearmen i laboratoriet fungerer.

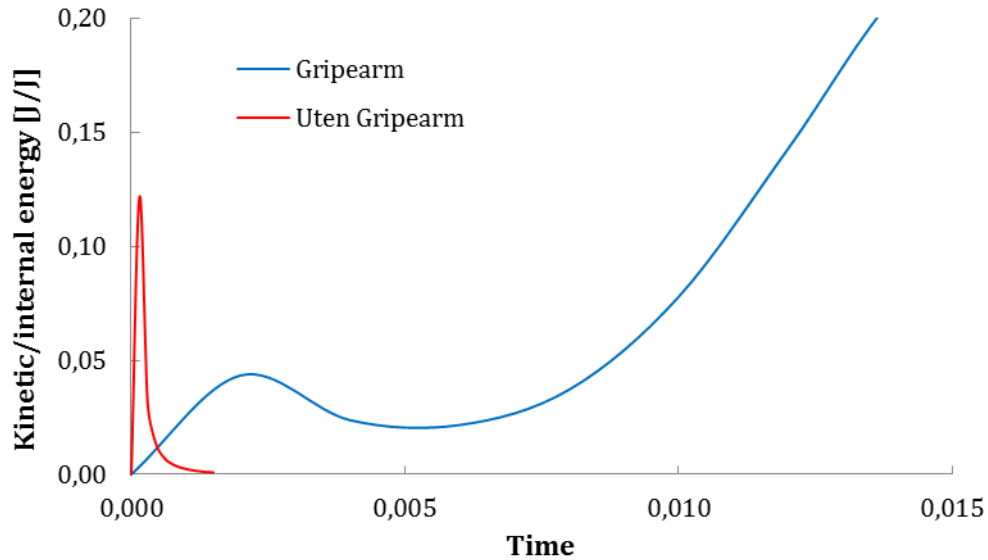
Gripearmen er betydelig stivere enn skruen, på grunn av et mye større tverrsnitt. I modellene i Abaqus er gripearmen derfor idealisert som et uendelig stivt legeme. Der kraftangrepspunktet og skruetuppen i modellene beveger seg helt likt. Det har blitt forsøkt å modellere både gripearmen og lastsylinderen for å påføre lasten mest mulig likt. Da har det blant annet blitt lagt til en høy E-modul i disse delene og/eller modellert de

like store som de er i virkeligheten. Dette har av flere grunner vist seg å være lite hensiktsmessig. Flere deler i modellen fører i seg selv til økt analysetid. I tillegg vil deler med meget høy E-modul bidra til ytterligere økning i analysetiden. Dette kan forklares fra ligning (5.2). Ved å øke E-modulen vil det kritiske tidssteget reduseres, altså samme effekt som å redusere størrelsen på elementene. Begge deler gir forlenget analysetid.

Et annet problem er å overføre krefter mellom «uendelig stive» og «myke» deler, da dette kan føre til kinetiske effekter [16]. Dette ble observert i noen av testmodellene som førte til den endelige metoden å laste skruen på. Først ble gripearmen modellert med høy E-modul, for så å bli belastet med 1000 mm/s. Dette resulterte i alt for høy kinetisk energi og oscillasjoner i kraft-forskyvningskurven. Etterpå ble gripearmen fjernet og lasten ble påført slik det er vist i Figur 5.3. Samme hastighet ble påført i samme punkt og kinetisk energi gikk ned til tilfredsstillende nivå. Figur 5.4 viser hvordan kraften ble påført med og uten sylinder. Figur 5.5 viser forholdet mellom kinetisk og indre energi, der dette forholdet skal være mindre enn 0,05 (5 %) [16].



Figur 5.4 Lastpåføring. (a) med gripearmer (b) uten gripearmer.

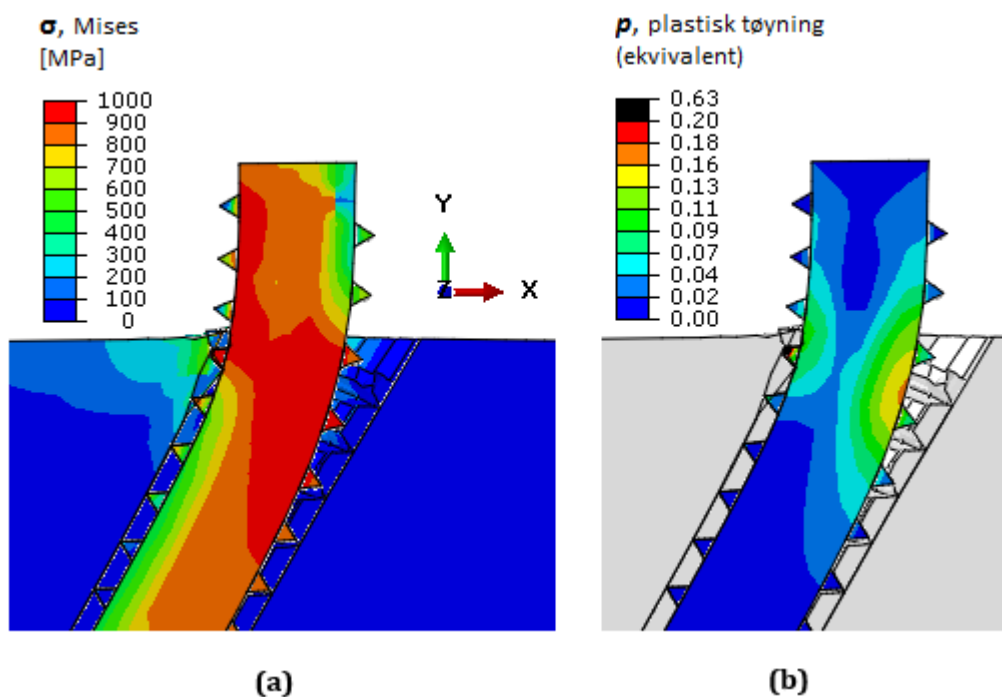


Figur 5.5 Forholdet mellom kinetisk og indre energi, med og uten gripearmer.

Figur 5.5 viser at den kinetiske energien blir alt for stor ved bruk av gripearmer med høy E-modul. Uten bruk av gripearmer dempes de kinetiske effektene fort ut mot tilnærmet 0. Det høye toppunktet i starten av modellen uten gripearmer kan sees bort fra, da det er vanskelig og unødvendig å tilfredsstille kravet om < 5 % tidlig i analysen. Så lenge den kinetiske energien reduseres til mindre enn 5 % i størsteparten av analysen er dette godt nok [16]. Kraft-forskyvningskurven for modellen uten gripearmer ga heller ingen oscillasjoner i responsen.

5.1.3 Resultater referansemodell

Resultatet av referansemodellene for 75 og 60 graders vinkel, *ABQ75* og *ABQ60*, er sammenlignet med laboratorieforsøkene i Figur 5.7 - Figur 5.10. Her er hver referansemodells kraft-forskyvningskurve sammenlignet med resultatene fra tilsvarende forsøk i laboratoriet. I laboratoriet ble forskyvningene målt i leddet mellom gripearmer og lastsyndler. Dette er samme punkt som lasten blir påført i Abaqus og det er også her forskyvningene blir målt. Vertikal forskyvning blir målt i forhold til bunnen av trebjelken, slik det også ble gjort i forsøkene. Figur 5.6 viser et utsnitt av modellen *ABQ60* etter endt analyse, der spenning og plastisk tøyning er illustrert.

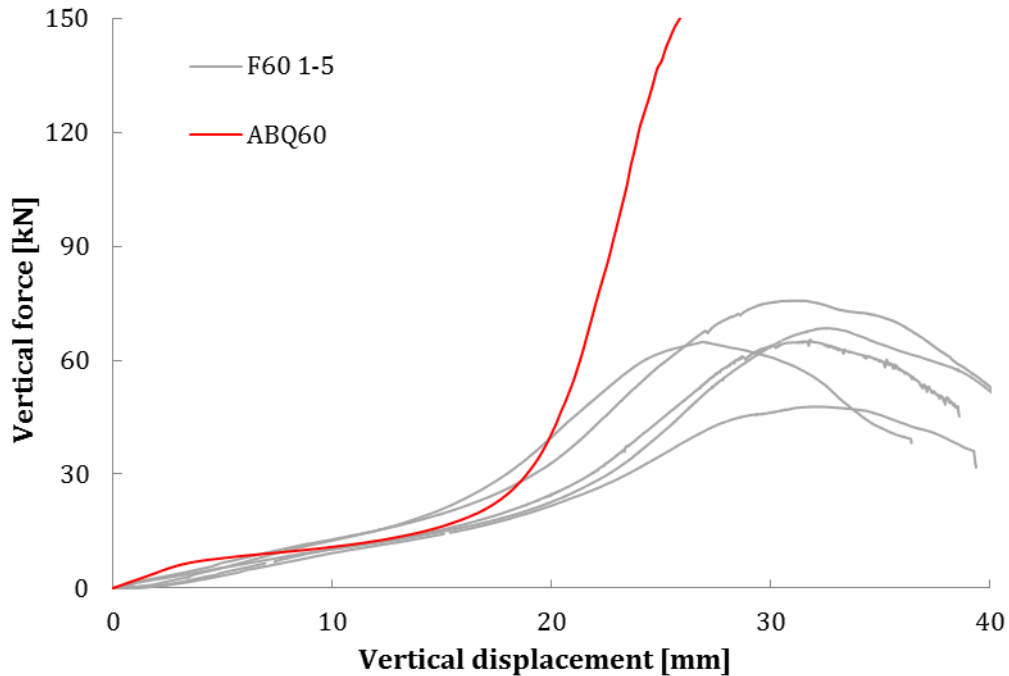


Figur 5.6 (a) Spenningstilstand og plastisk tøyning (b) Deformert utsnitt av *ABQ60*.

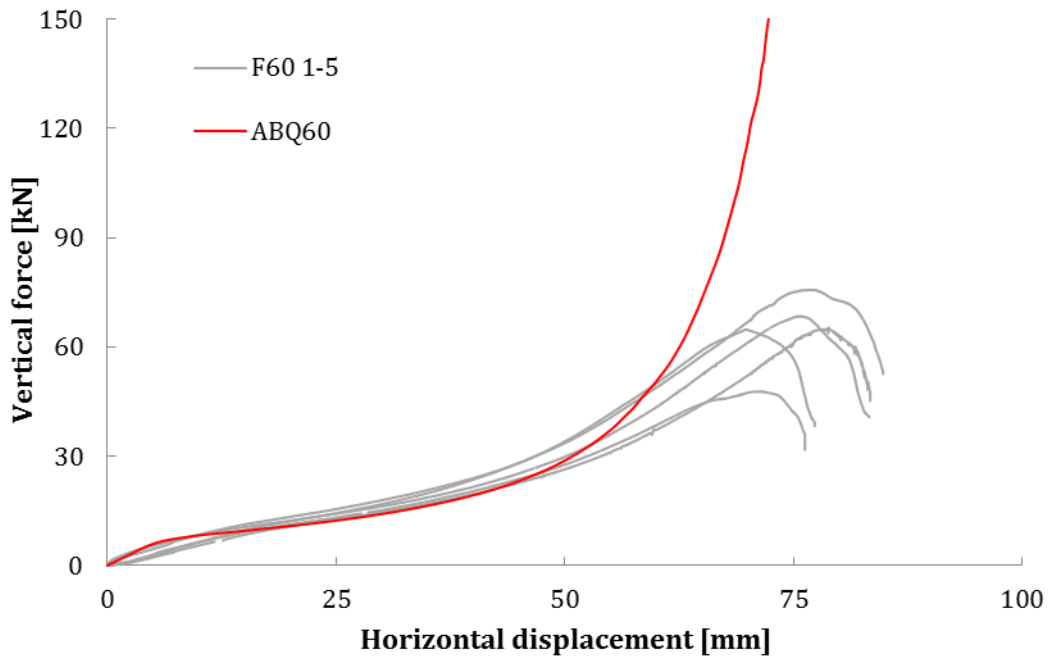
Som Figur 5.6 (a) viser, var det høye spenninger i treet etter fullført analyse, opp mot 600 MPa til venstre for inngangshullet. Dette er mye høyere spenninger enn det tre tåler, og i virkeligheten ville treet gått til brudd lenge før slike spenninger oppstår. Grunnen til dette er at det ikke er lagt til brudd- eller flytekraterium i treet, slik det er i stålet. Det vises i Figur 5.6 (b), som illustrer de plastiske tøyningene. Her vises det tydelig at det har oppstått plastisitet i skruen, mens treet viser null plastisk tøyning. For denne modellen er det tydelig at skruen vil svikte først, da den ved fullført analyse har oppnådd nesten full flytning i tverrsnittet (fra kapittel 4.4: skruer er perfekt-plastisk etter $p > 0,06$).

5.1.3.1 Kraft-forskyvningskurve for 60 graders vinkel

Alle 5 laboratorieforsøkene for 60 graders vinkel ligger under navnet F60 1-5 (grå farge), se Figur 5.7.

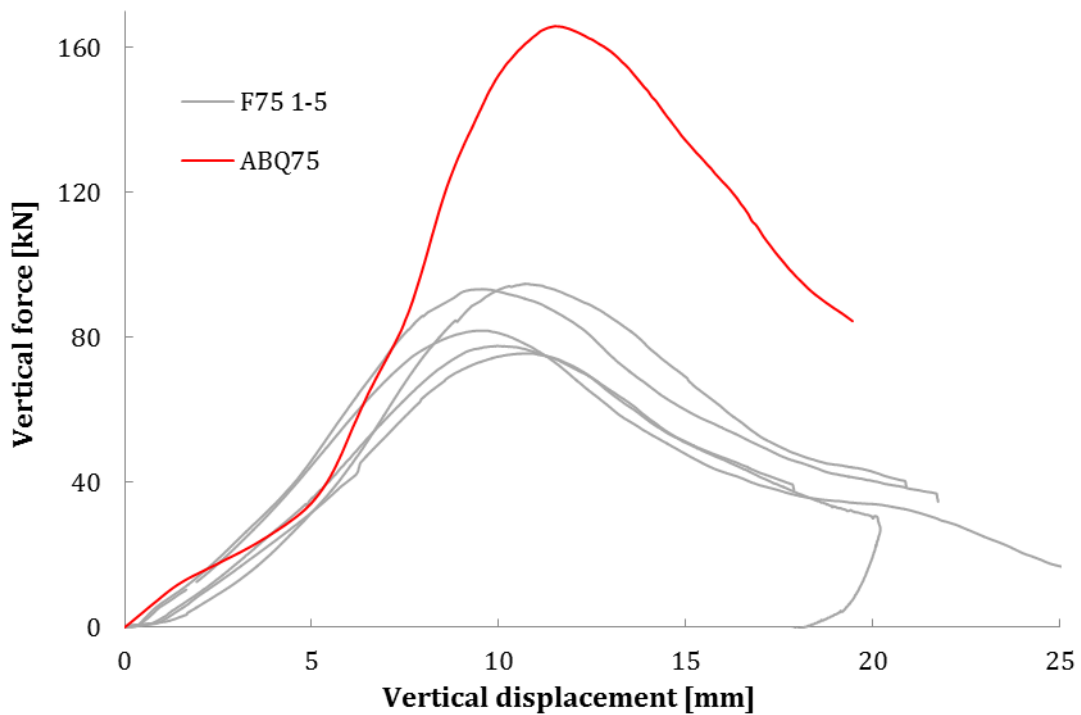


Figur 5.7 Vertikal respons av numerisk modell (ABQ60) og laboratorieforsøk.

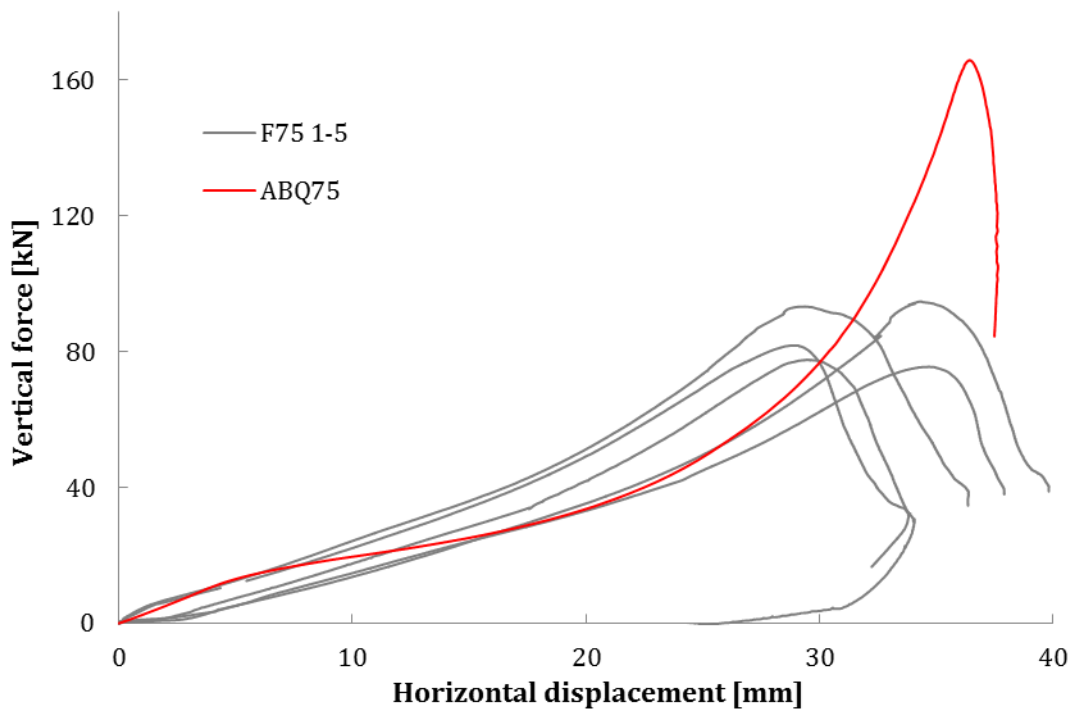


Figur 5.8 Horisontal respons av numerisk modell (ABQ60) og laboratorieforsøk.

5.1.3.2 Kraft-forskyvningskurve for 75 graders vinkel



Figur 5.9 Vertikal respons av numerisk modell (ABQ75) og laboratorieforsøk.



Figur 5.10 Horisontal respons av numerisk modell (ABQ75) og laboratorieforsøk.

5.1.3.3 Kommentarer til referansem modellene

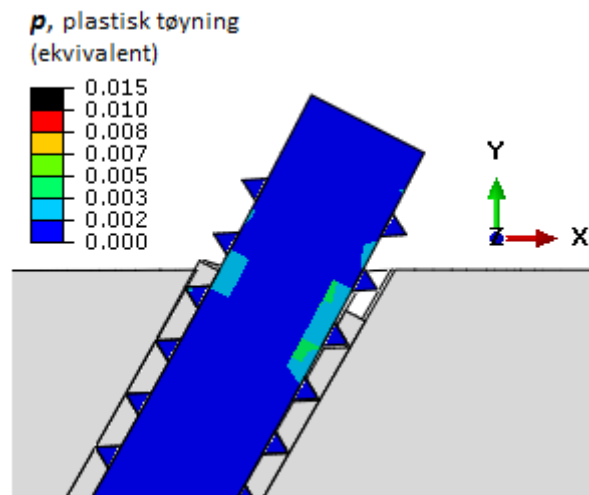
Her vil resultatene fra referansem modellen bli evaluert. De forskjellige fasene i kraft-forskyvningen er de samme som ble definert i kapittel 3.3, Figur 3.22.

Det er viktig å merke seg at Figur 5.7 og Figur 5.9 angir vertikal forskyvning mot vertikal kraft, mens Figur 5.8 og Figur 5.10 angir horisontal forskyvning mot vertikal kraft. Da dette også ble gjort i resultatdelen fra laboratoriet. *ABQ60* ble avbrutt før grafen flatet ut, men store plastiske tøyninger i skruen tyder på at den ville gjort det om analysen hadde fortsatt å kjøre. *ABQ75* ble kjørt litt lenger og det oppsto en innsnevring i skruetverrsnittet.

Referansem modellen, *ABQ60*, følger laboratorieforsøkene godt i første fase av analysen, for så å avvike mer i siste del. I starten (fase 2) er *ABQ60* litt stivere enn forsøkene, dette kan skyldes at Abaqusmodellen er modellert med perfekt geometri, uten formfeil eller skader i treet. Dette er ikke tilfellet i forsøkene, da treet kan ha fått skader ved innboring av skruen, spesielt øverst i området rundt hullet. Dette kan føre til et mindre stivhetsbidrag fra treet. Samtidig vil det ha stor betydning for stivheten at treet er modellert lineært elastisk gjennom hele analysen. Det er åpenbart at treet øverst til venstre for skruen i Figur 5.6 vil få stor belastning fra skruen. I laboratoriet antas det at dette området blir ødelagt tidlig i forsøket og derfor gir et nedsatt stivhetsbidrag. Treet gir dermed mer etter for belastningene enn det den numeriske modellen gjør. Unøyaktige slark i laboratoriet vil også påvirke stivheten i starten. Dette er utdypet i kapittel 3.3.

En viktig observasjon kan sees i modellen *ABQ75* i Figur 5.9. Her blir det svikt i skruen på grunn av en strekkbelastning på 165 kN. I kapittel 3.1.2.2 ble maksimal last for identiske skruer satt til å være 158 kN, basert på strekktester av Larsen [5]. Verdien fra Abaqus er noe høyere, men ikke mer enn det forventes av en elementanalyse. Dette underbygger at valg av plastiske materialverdier for skruen i kapittel 4.4 antageligvis stemmer godt.

Etter første fase av forskyvningen, blir grafen til *ABQ60* slakere (fase 3), mens forsøkene fortsetter mer lineært. En mulig forklaring på dette er at skruen i Abaqusmodellen får lokal flytning på et tidligere stadie enn i forsøkene, også dette på grunn av treets mangelfulle materialmodell. Figur 5.11 viser plastisk tøyning i *ABQ60* etter cirka 4 mm vertikal forskyvning, samme sted hvor grafen får en knekk og flater ut i Figur 5.7.



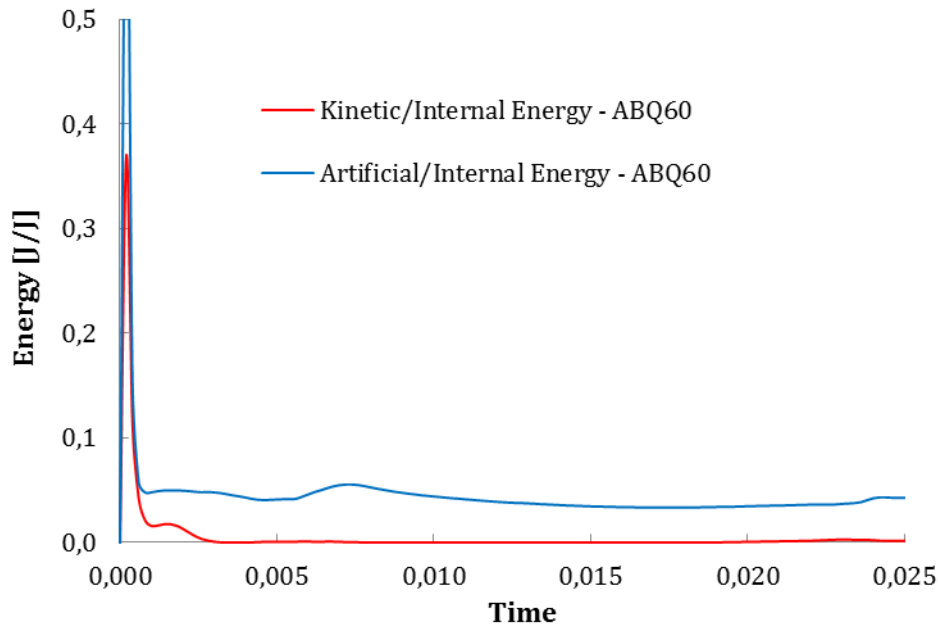
Figur 5.11 Plastisk tøyning etter 4 mm vertikal forskyvning av ABQ60.

Allerede etter 4 mm vertikal forskyvning oppstår det plastiske deformasjoner i skruen. Den frie delen av skruen er som en utkrager som er innspent i treet, ikke fast innspent, men med en viss motstand mot rotasjon og forskyvning. På grunn av skruens tverrsnitt er den sårbar for bøyning sammenlignet med aksialbelastning. Dette gjør at det oppstår plastiske tøyninger lokalt i skruen forholdsvis tidlig, og kan være med på å forklare at stivheten i skruen går ned etter 4 mm vertikal forskyvning. Når materialet får plastiske tøyninger, vil stivheten til materialet bli redusert [17]. I ABQ60 yter treet en kunstig høy motstand, som gjør at skruen får en spiss knekk øverst i trehullet. Det er grunn til å tro at dette fører til en større krumning på skruen i Abaqus enn i forsøkene. I forsøkene deformeres treet mer og gir en slakere krumning på skruen, og lokal flytning oppstår lengre ned på skruen.

I siste del av analysen (fase 4) stiger grafene mer og man er inne i det stiveste området. Som det er vist i Figur 5.3 går skruen fra å være skråstilt til å bli nærmere vertikal i deformert tilstand. Det betyr at på slutten av analysen blir skruen mer rettet med kraftretningen, og det blir aksialbelastningen av skruen som er dominerende. Responsen i målepunktet oppfører seg stivere når skruen blir mer rettet mot kraftretningen enn når den bøyes mot kraftretningen. Fra kapittel 3.2 kom det fram at samtlige forsøk gikk til brudd på grunn av svikt i gjengene i treet. Dette skjedde ikke med referansemødelene i Abaqus, da endelig svikt skyldes svikt i skruetverrsnittet.

5.1.4 Energibalanse av kvasi-statisk analyse

For å evaluere om den kvasi-statistiske analysen av referansemodellen *ABQ60* går mot en nøyaktig løsning, og at den faktisk representerer en kvasi-statisk oppførsel, må energibalansen undersøkes. Som nevnt i kapittel 4.2 og 5.1.1 må det kontrolleres om kinetisk og kunstig energi er liten i forhold til indre energi [16]. Figur 5.12 viser kinetisk/indre – energi og kunstig/indre – energi for *ABQ60*.



Figur 5.12 Forholdet mellom kinetisk/indre – energi og kunstig/indre – energi for *ABQ60*.

I kapittel 5.1.1 ble det sagt at kinetisk energi skal være mindre enn 5 % i forhold til indre energi for å kunne si at oppførselen er kvasi-statisk. For kunstig energi var dette tallet sagt å være 3 %. Figur 5.12 viser at den kinetiske energien er tilstrekkelig lav, mens kunstig energi er noe høy, cirka 5 %. Det ble også observert en del elementer med timeglassform ved inngangen til skruehullet. I parameterstudien som kommer i kapittel 5.2 er det gjort tiltak for å redusere den kunstige energien og timeglassform på elementer.

5.2 Parameterstudie

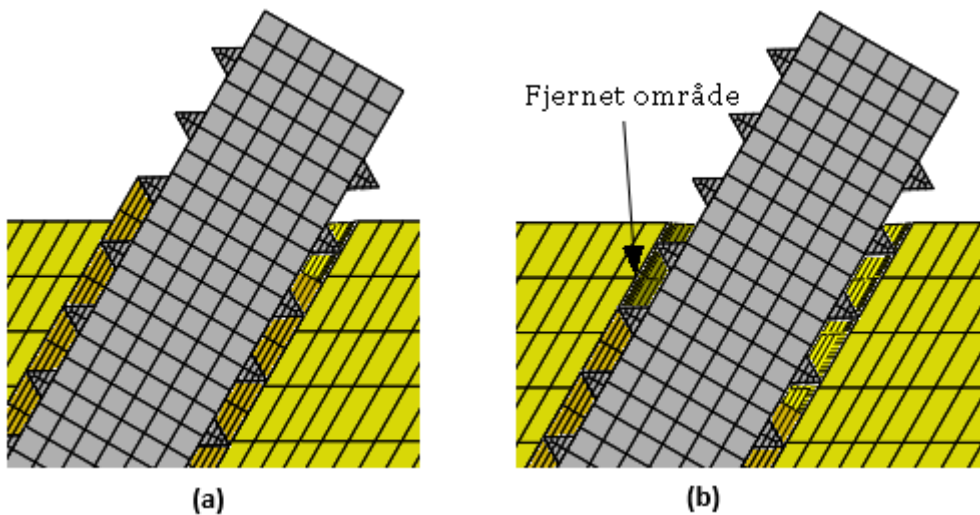
I den numeriske analysen i Abaqus er det flere parametere som i større eller mindre grad, vil ha betydning for resultatet. Noen av parametere som det er knyttet størst usikkerhet til, og som antas å påvirke sluttresultatet, blir studert i denne parameterstudien. De respektive parametere vil justeres en og én om gangen, og sammenlignes med resultatene fra referansemodellen. Ut fra dette, vil det gjøres en vurdering av hvilke deler i modellen som gir mest mulig overensstemmelse med laboratorieforsøkene. Det må legges til at de valgte parametere i denne studien, kun er noen få av mange parametere det kan være aktuelt å studere.

Det er valgt å se på betydningen av følgende parametere:

- Geometri
- Optimering av elementnett
- Materialmodell for tre – Hill kriterium

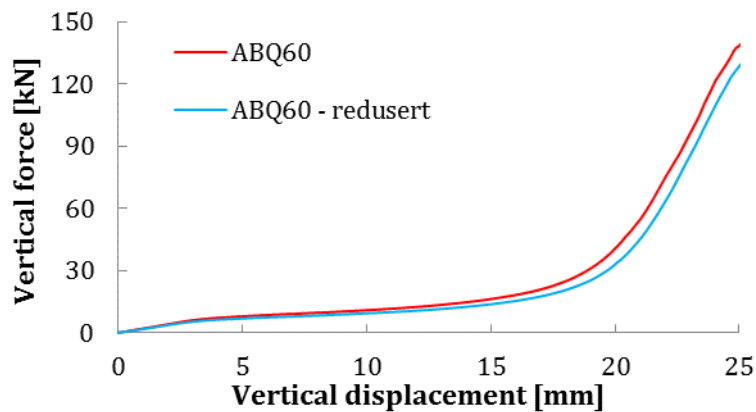
5.2.1 Geometri

Det er knyttet en del usikkerhet til hvilken tilstand tregjengene er i forsøkene etter forboring og innskruing. Det er grunn til å tro at tregjengene ikke er perfekte og at det ikke nødvendigvis er full kontakt mellom gjengene i treet og skruen, se Figur 3.21 i kapittel 3.2.6. Særlig toppområdet til skruehullet kan miste materiale eller sprekke opp ved innskruing. I referansem modellene i Abaqus ble det ikke tatt hensyn til en slik imperfeksjon i modelleringen. Her ble det modellert «perfekt» kontakt mellom skrue og tre, uten noen form for sprekker. På bakgrunn av dette ble det valgt å fjerne litt av gjengene på treet i toppsjiktet i Abaqus for å studere effekten av dette, se Figur 5.13. Denne effekten er vist i Figur 5.14.

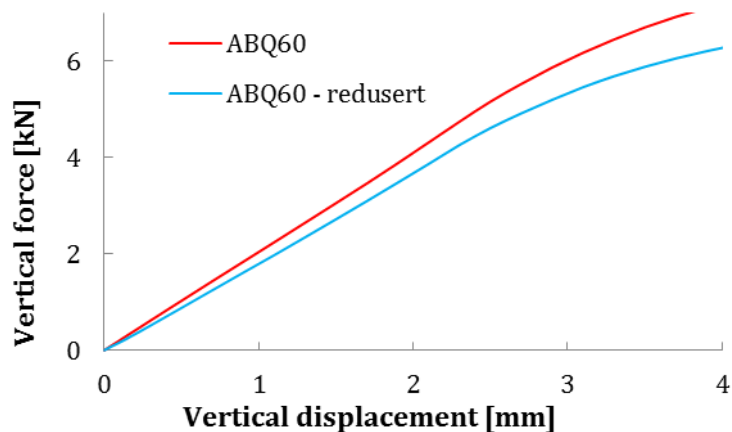


Figur 5.13 Reduserte tregjenger på ABQ60

(a) fullstendige gjenger helt opp (b) «ABQ60 - redusert», fjernet område av tregjengene.



Figur 5.14 Responsen av ABQ60 og ABQ60-reduisert.

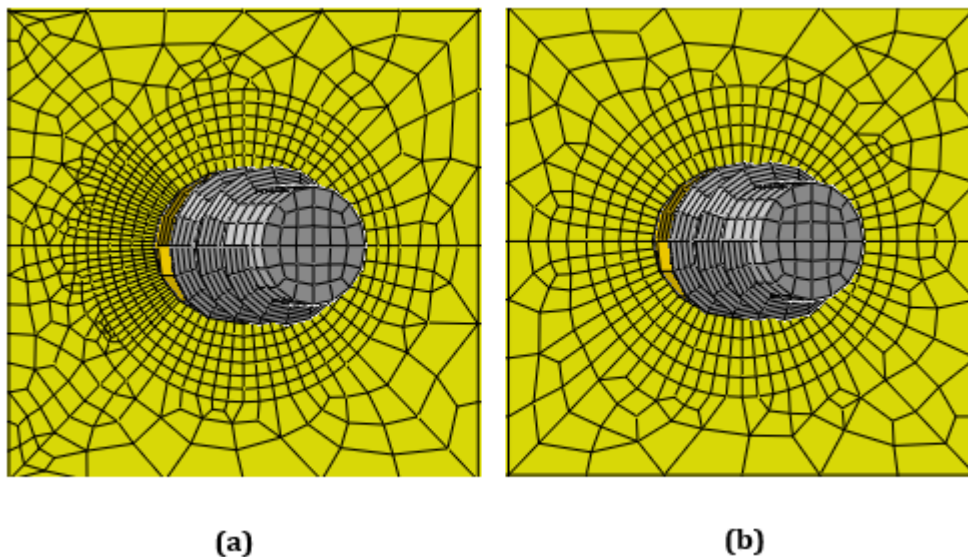


Figur 5.15 Stivheten i første fase av ABQ60 og ABQ60-reduisert.

Fra Figur 5.15 ser man at modellen med et redusert område øverst gir en mykere løsning. Dette var ventet da en del av treet er fjernet og dermed gir en mindre motstand mot belastningen fra skruen. Ellers følger den formen til referansemodellen, men ligger hele tiden litt under. Også denne modellen flater litt ut etter 4 mm forskyvning av samme grunn som for ABQ60. Av Figur 5.14 kan det også se ut som at stivheten i siste fase er litt mykere for ABQ60-reduisert. Dette er det området hvor den frie delen av skruen, som stikker ut av treet, har blitt bøyd til en nærmest vertikal posisjon. For aksialbelastede skruer er stivheten omvendt proporsjonal med lengden ($K_{skru} = EA/L$). Hvis man sier at denne lengden er avstanden fra der skruen er «innspent» i treet til skruetuppen, er det lett å se at stivheten går ned med en økt fri lengde. Noe som blir tilfellet for ABQ60-reduisert, der denne lengden er redusert med cirka 15 mm i toppen.

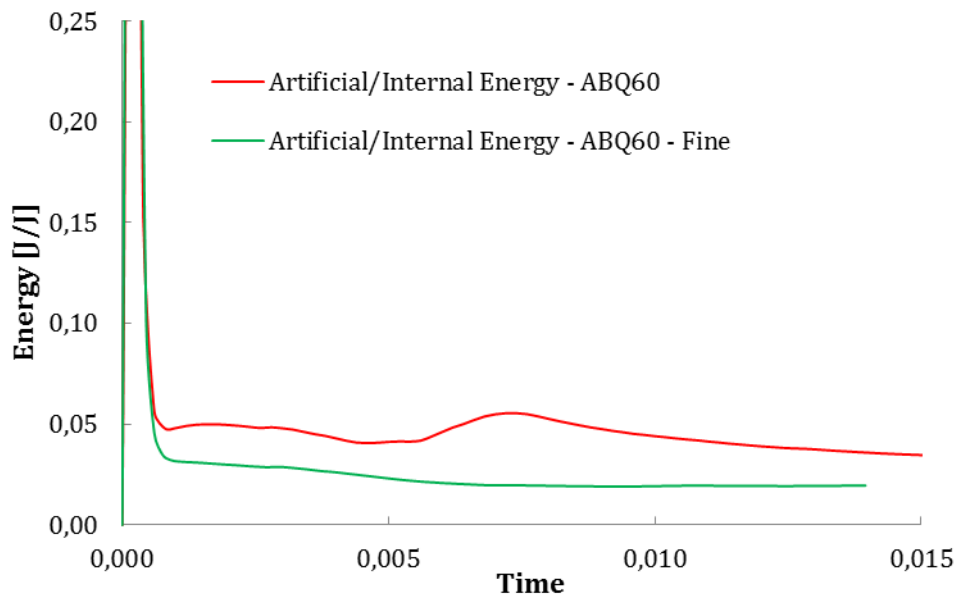
5.2.2 Optimering av elementnett

I kapittel 5.1.4 ble det fastsatt at graden av timeglassform var noe høy for referansemodellen, *ABQ60*. Kunstig energi var på cirka 5 %, men burde vært under 3 %. En måte å redusere graden av timeglassform er å modellere finere elementnett i de aktuelle områdene. De aktuelle elementene er de som blir utsatt for størst tøyninger, til venstre for skruen i Figur 5.16 (a). Elementstørrelsen i høyden har også blitt halvert. En finere elementinndeling er også ønskelig for å se om løsningen har konvergert og om den er sensitiv for ytterligere endringer i elementnettet. Selv om elementnettet ble nøye studert i kapittel 4.8, er det en litt annen situasjon nå. Det er større deformasjoner av elementene og større spenninger. Det er derfor blitt utført en analyse med en enda finere elementinndeling i bredden og høyden til venstre for skruen. Figur 5.16 (a) viser et optimert elementnett.

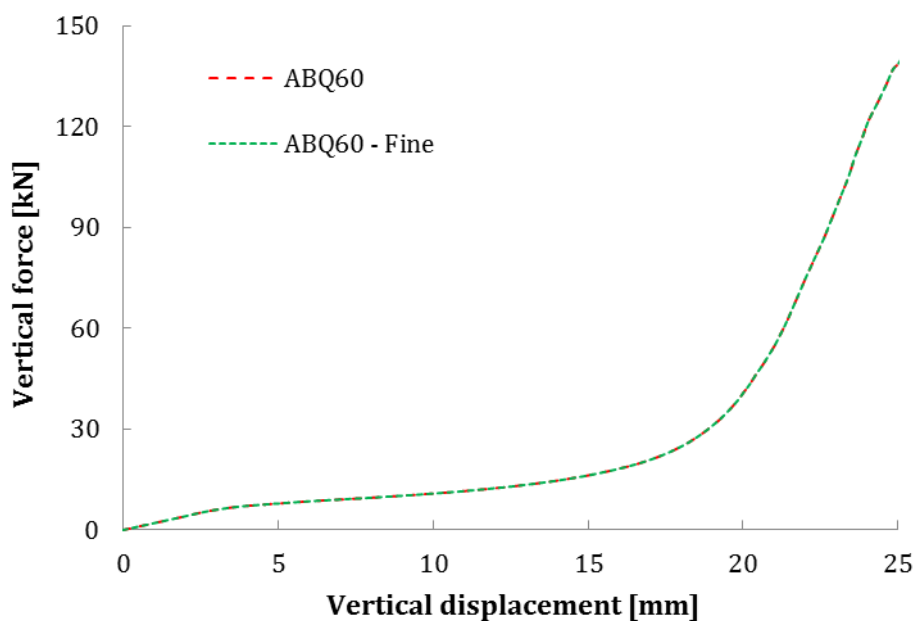


Figur 5.16 (a) optimert elementnett til venstre for skrue (b) elementnett til *ABQ60*.

Det som var interessant å finne ut med en slik modell, var hvorvidt dette hadde noe å si for størrelsen på den kunstige energien og om det ga noe utslag på kraft-forskyvningskurven. Resultatene er vist i Figur 5.17 og Figur 5.18.



Figur 5.17 Kunstig/indre – energi for ABQ60 og ABQ60 – Fine.



Figur 5.18 Kraft-forskyvning av ABQ60 og ABQ60 – Fine.

Det kommer godt fram av Figur 5.17 at den kunstige energien blir redusert med et optimert elementnett. Den kunstige energien går mot 3 % og nedover. Ut fra dette og deformasjonsfigur, kan man si at timeglassformede elementer ikke påvirker løsningen i nevneverdig grad.

Hvorvidt elementnettet er fint nok i alle områder er vanskelig å si med sikkerhet. Det er ingen forskjell å spore i kraft-forskyvningskurven i Figur 5.18, men det betyr ikke nødvendigvis at alle elementene i modellen er fine nok. Ved modellering av flytning og plastisk oppførsel, kan det være små justeringer i elementstørrelsen som fører til flyt ved en bestemt pålastning. Ved tilfeller der det i utgangspunktet er små forskjeller mellom svikt i gjenger eller svikt i skruetverrsnitt, kan den valgte elementstørrelsen påvirke hvilken bruddform som oppstår.

Videre i denne oppgaven er det valgt å fortsette med det fineste elementnettet i *ABQ60 - Fine*, nettopp for å beskrive de store tøyningene i det gjengede området, da det var svikt i gjengene som var bruddformen i laboratoriet.

5.2.3 Materialmodell for tre

Tre er karakterisert ved å ha veldig ulik styrke og stivhet i de forskjellige materialretningene. Det er også stor forskjell i grad av plastisitet og fastning før brudd [7]. Den største utfordringen med de numeriske analysene har vært materialmodellen til tre, da det er store begrensninger i Abaqus når det gjelder modellering av flyt og brudd i anisotropisk materiale. I referansemødelene er det ikke lagt inn brudd- eller flytekriterium i treverket. Svikt i tregjenger er derfor ikke mulig, slik tilfellet var i forsøkene.

I Abaqus ligger det inne et utvalg av forskjellige brudd- og flytekriterium. Mange av disse har vært testet, men de fleste har ikke vært kompatible for denne oppgaven. Det har allikevel åpnet seg en mulighet i form av *Hill*-kriteriet, denne blir presentert i kapittel 5.2.4. Under er det i tillegg en oversikt over noen av de andre modellene som ble testet og hvordan de fungerte.

- «Hashin damage criterion» - fungerer ikke på volumelementer, men fungerer for skallelementer
- Ortotropisk bruddteori for plan spenning – fungerer ikke for volumelementer, kun for plan spenning
- «Crushable foam» - fungerer kun for isotropisk materiale. Denne ble forsøkt ved å gjøre deler av treet isotropisk. Det resulterte i et mykere tremateriale, og i så måte en mer realistisk oppførsel, men antakeligvis en lite fysisk korrekt treoppførsel

En annen mulighet for å modellere materialoppførselen, utenfor det elastiske området, er ved bruk av egendefinerte materialmodeller. Dette gjøres ved å lage subrutiner av typen UMAT i programmeringsspråk som MATLAB eller FORTRAN. Da omfanget ved å programmere en slik modell er meget tidkrevende, og har vært utenfor rammen av denne oppgaven, er dette ikke blitt gjort her.

5.2.4 Hill-kriteriet

For en eksplisitt modell i Abaqus, med volumelementer og anisotropi, har Hill-kriteriet vist seg å være den fysiske mest korrekte modellen for flytning. Den er laget for å beskrive anisotropisk flytning og tar da hensyn til ulike flytespenninger i forskjellige retninger. Modellen er ment å passe best for metallisk plastisitet, men i mangel av noen bedre flytekriterier er det valgt å bruke denne for tre. Ikkelineariteter i tre ligner også til en viss grad på metallisk plastisitet, selv om mekanismene på mange måter er forskjellige [7].

Hvorvidt tre oppfører seg elastoplastisk med eller uten fastning, henholdsvis elastoplastisk eller ideell elastoplastisk, kan variere for de forskjellige retningene og belastningstypene. Tre omtales gjerne som et sprøtt materiale, men i trykk er responsen mer duktil. Tre som kun modelleres lineært elastisk vil i enkelte områder få overestimerte spenninger. Hvis det i andre enden blir modellert som ideelt elastoplastisk kan løsningen bli sårbar for lave spenningsverdier, der det i virkeligheten egentlig er en fastning av materialet [7]. En mellomting, elastoplastisk med fastning, kan være en passende modell for ikkelineariteter på makronivå [23].

Anisotropisk flyt er modellert i form av et forholdstall for flytespenning, R_{ij} . Der denne er definert ut fra en referansespenning, σ^0 , samt den aktuelle flytespenningen for hver av de seks spenningskomponentene, σ_{ij} . Hills flytekriterium er egentlig en utvidelse av det klassiske flytekriteriet til Mises og er gitt av [16]:

$$f = \sqrt{F(\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + G(\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 + H(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + 2L\sigma_{23}^2 + 2M\sigma_{31}^2 + 2N\sigma_{12}^2} \quad (5.3)$$

hvor F, G, H, L, M, N er konstanter for materialet i forskjellige retninger. Der de komplette uttrykkene for disse kan finnes i brukermanualen til Abaqus [16]. Disse er omvendt proporsjonale av forholdstallene $R_{11}, R_{22}, R_{33}, R_{12}, R_{13}, R_{23}$, som er gitt av:

$$R_{11} = \frac{\bar{\sigma}_{11}}{\sigma^0}, R_{22} = \frac{\bar{\sigma}_{22}}{\sigma^0}, R_{33} = \frac{\bar{\sigma}_{33}}{\sigma^0}, R_{12} = \frac{\bar{\sigma}_{12}}{\tau^0}, R_{13} = \frac{\bar{\sigma}_{13}}{\tau^0}, R_{23} = \frac{\bar{\sigma}_{23}}{\tau^0} \quad (5.4)$$

hvor:

$$\tau^0 = \frac{\sigma^0}{\sqrt{3}} \quad (5.5)$$

Nummereringen er fortsatt i henhold til det som ble definert i kapittel 4.7. Der 1-retning er fiberretningen (L-akse), 2-retning er normalt på fibre i vertikalretning (R-akse) og 3-retning er normalt på fibre i horisontalretning (T-akse). Etter at flytespenningen er nådd er flyteregelen for Hill-kriteriet gitt av:

$$d\varepsilon^{pl} = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \frac{d\lambda}{f} \mathbf{b} \quad (5.6)$$

hvor $d\lambda$ er størrelsen på inkrementell plastisk tøyning, f gitt av ligning (5.3) og \mathbf{b} gitt av:

$$\mathbf{b} = \begin{bmatrix} -G(\sigma_{33} - \sigma_{11}) + H(\sigma_{11} - \sigma_{22}) \\ F(\sigma_{22} - \sigma_{33}) - H(\sigma_{11} - \sigma_{22}) \\ -F(\sigma_{22} - \sigma_{33}) + G(\sigma_{33} - \sigma_{11}) \\ 2N\sigma_{12} \\ 2M\sigma_{31} \\ 2L\sigma_{23} \end{bmatrix} \quad (5.7)$$

Den eneste informasjonen brukeren må sette inn i materialmodulen i Abaqus er referansespenning, plastisk tøyning og forholdstallene R_{ij} . Hva som velges av verdier for spenning og plastisk tøyning, avhenger om det er ønskelig med fastning av materialet og eventuelt hvor mye. Dette er vanskelig å fastsette. Det har heller ikke blitt utført noen materialtest av materialet som er benyttet, slik at det er knyttet usikkerhet til hva som er de virkelige flytespenningene i de forskjellige planene. Det er også usikkert hvordan fastningen foregår og hva som er de virkelige maksimalspenningene i de forskjellige planene. Verdier for flytespenning er hentet fra eksterne kilder, hvor det er valgt å bruke verdiene fra doktorgradsavhandlingen til Dahl [7]. I Tabell 5.1 - Tabell 5.4 er valgte verdier for de forskjellige modellene oppført. For samtlige modeller med Hill-kriteriet er det valgt å bruke elementnettet i modellen *ABQ60 - Fine*, både for skrue som står 60° på fiber og 75° på fiber.

5.2.4.1 Hill-modeller for 60 graders vinkel

Tabell 5.1 Referansespenning og -tøyninger benyttet i Hill-modeller.

Model	Reference yield stress		Plastic strain	
	σ^0 [MPa]	σ^{\max} [MPa]	$\epsilon^{\text{pl},0}$ [-]	$\epsilon^{\text{pl},\max}$ [-]
ABQ60-Hill-Test	30	40	0	0,1
ABQ60-Hill 1	30	32	0	0,1
ABQ60-Hill 2	25	35	0	0,01
ABQ60-Hill 3	30	40 (45)	0	0,01 (0,02)

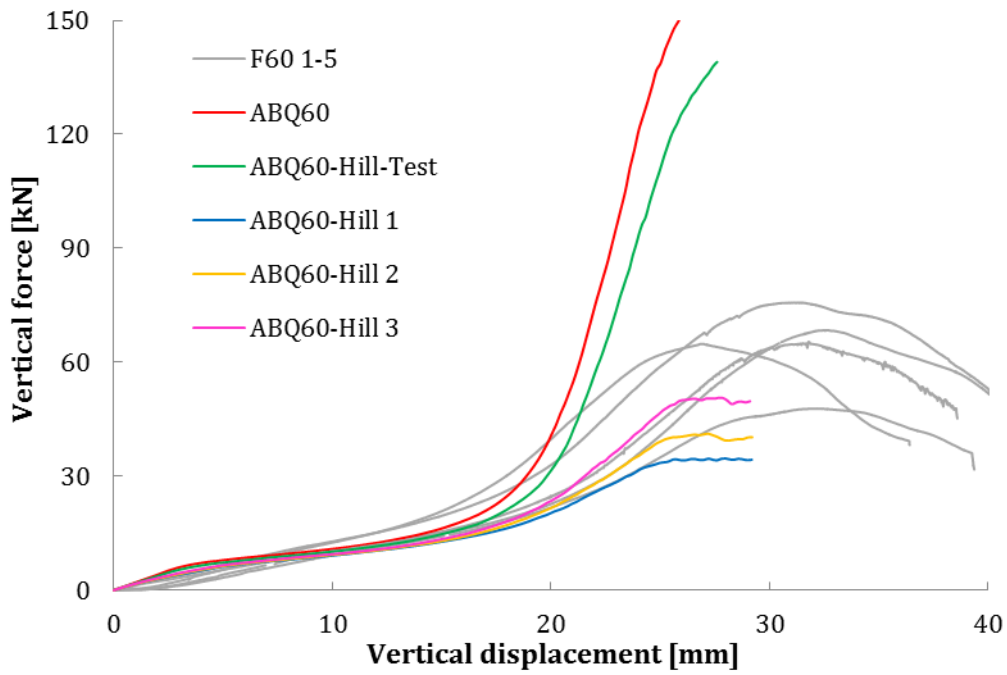
Tabell 5.2 Flytespenning for ulike plan benyttet i Hill-modeller.

Type of yield stress	Symbol	ABQ60-Hill-	ABQ60-Hill	ABQ60-Hill	ABQ60-Hill
		Test	1	2	3
		[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
Parallel to grains	σ_{LL}	30,0	30,0	25,0	30,0
Normal to grains	σ_{RR}	30,0	3,9	3,0	3,9
Normal to grains	σ_{TT}	30,0	3,9	3,0	3,9
Shear normal to grains	σ_{LR}	30,0	3,9	4,5	5,4
Shear normal to grains	σ_{LT}	30,0	3,9	3,0	3,9
Shear normal to grains	σ_{RT}	30,0	3,9	3,0	3,9

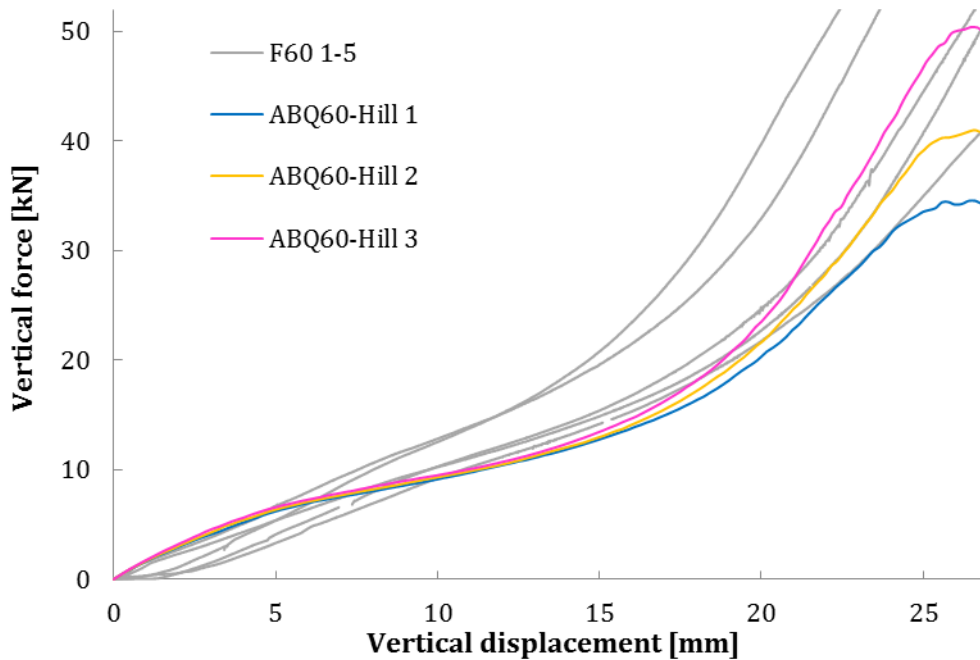
De plastiske dataene som er gitt i Tabell 5.1 fungerer på samme måte som de plastiske dataene i Tabell 4.2, for stålet i skruen. Verdiene i Tabell 5.2 angir hva som er valgt som flytespenning i de ulike planene. Disse implementeres i Abaqus gjennom forholdstallet R_{ij} .

Den første modellen som ble kjørt med Hill-kriterium var en testmodell for å se om den fungerte for en eksplisitt 3D-modell. Dataene for denne var unøyaktige og ikke realistiske. De tre øvrige modellene ble modellert med mer «presise» data. Der de innsatte verdiene endres litt for hver gang, men ikke mer enn det som antas å være realistisk. Kraft-forskyvningskurvene for 60 graders vinkel er vist i Figur 5.19 og i et forstørret område i Figur 5.20.

Tabell 5.3, Tabell 5.4 og Figur 5.21 viser materialverdier og resultater av kraft-forskyvningen for 75 graders vinkel.



Figur 5.19 Kraft-forskyvningskurver for Hill-modeller, 60°.



Figur 5.20 Kraft-forskyvningskurver for ABQ60-Hill 1 – 3, **forstørret**.

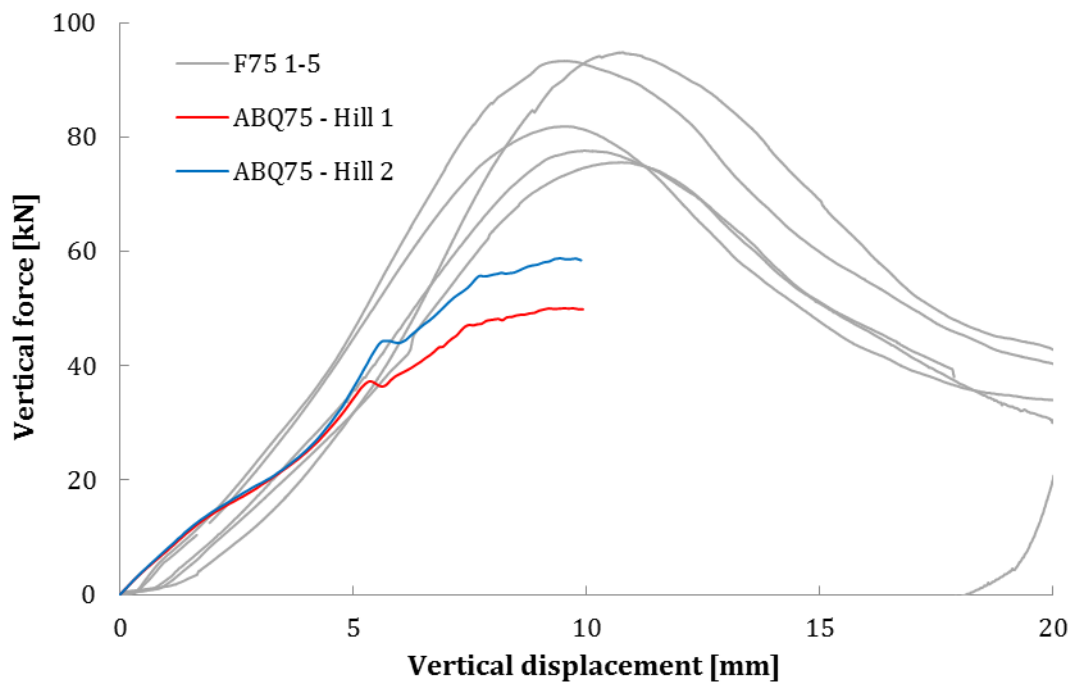
5.2.4.2 Hill-modeller for 75 graders vinkel

Tabell 5.3 Referansespenning og -tøyninger benyttet i Hill-modeller.

Model	Reference yield stress		Plastic strain	
	σ^0 [MPa]	σ^{\max} [MPa]	$\epsilon^{\text{pl},0}$ [-]	$\epsilon^{\text{pl},\max}$ [-]
ABQ75-Hill 1	25	35	0	0,01
ABQ75-Hill 2	30	40	0	0,01

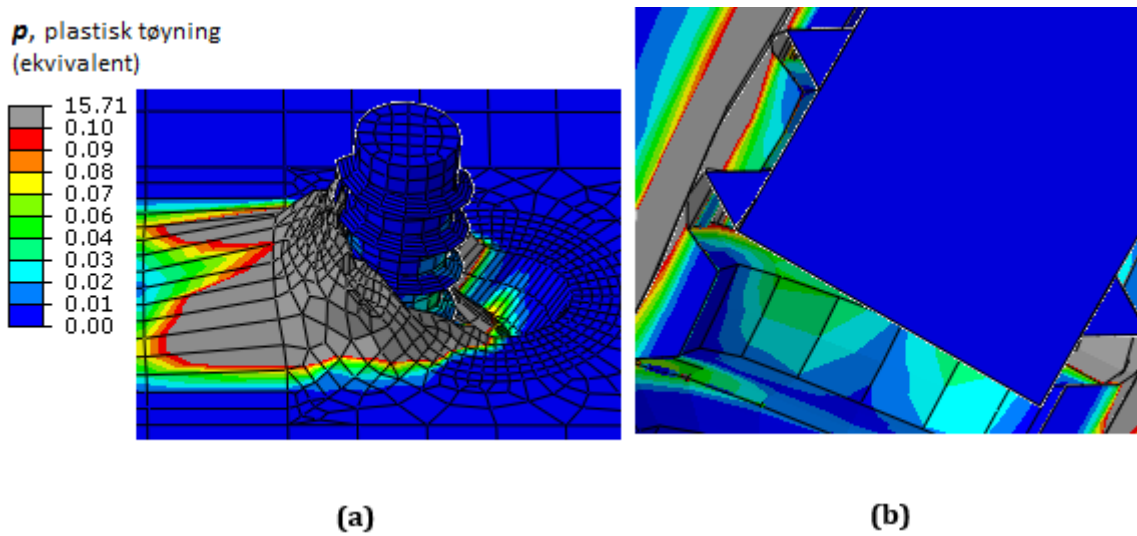
Tabell 5.4 Flytespenning for ulike plan benyttet i Hill-modeller.

Type of yield stress	Symbol	ABQ75-Hill 1 [MPa]	ABQ75-Hill 2 [MPa]
Parallel to grains	σ_{LL}	25,0	30,0
Normal to grains	σ_{RR}	3,0	3,9
Normal to grains	σ_{TT}	3,0	3,9
Shear normal to grains	σ_{LR}	4,5	5,4
Shear normal to grains	σ_{LT}	3,0	3,9
Shear normal to grains	σ_{RT}	3,0	3,9

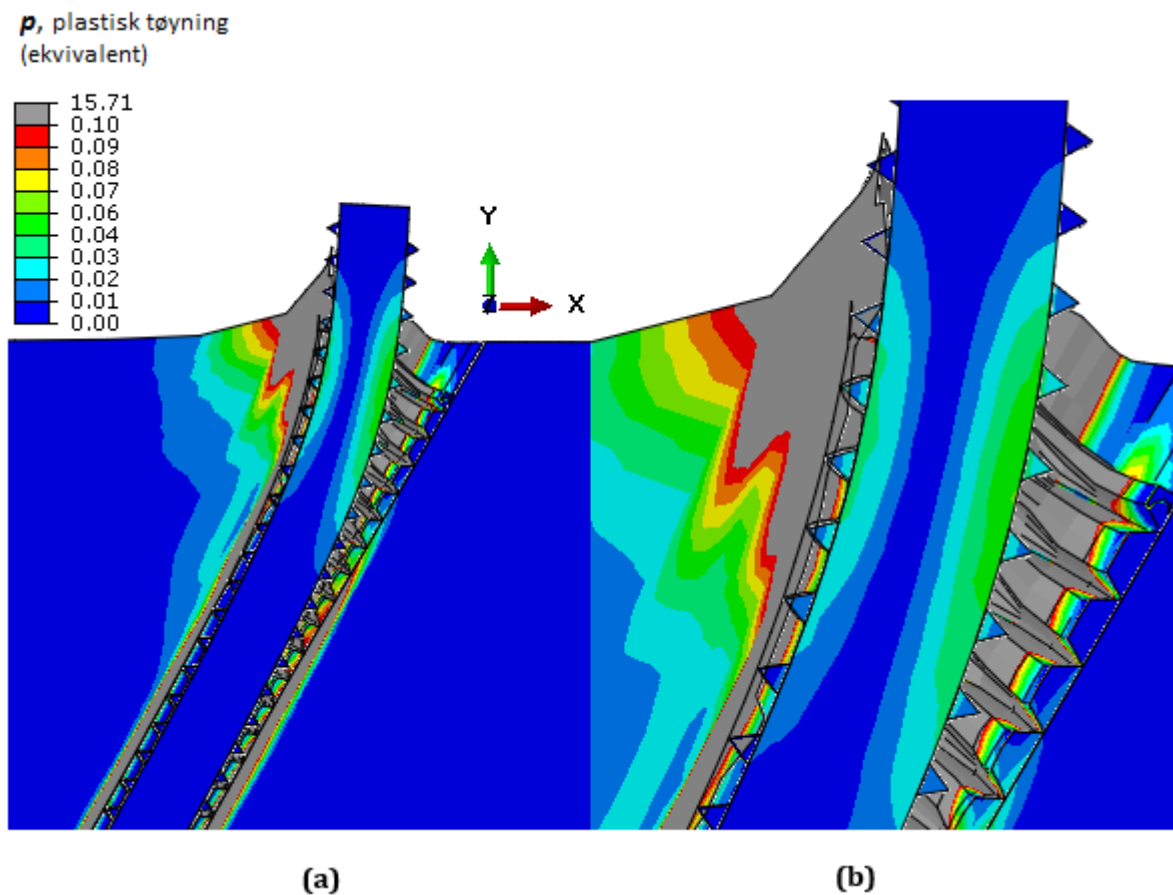


Figur 5.21 Kraft-forskyvningskurver for ABQ75-Hill 1-2.

Figur 5.22 og Figur 5.23 viser modellen ABQ60-Hill 2 i deformert tilstand.



Figur 5.22 ABQ60 – Hill 2 ved 27 mm forskyvning. (a) plastisk tøyning i toppen
(b) bunn av skruen viser store tøyninger langs gjengene (grått).



Figur 5.23 ABQ60 – Hill 2. (a) store tøyninger i skjærnsnittet ved tregjengene (grått)
(b) **forstørret** område øverst.

Figur 5.20 - Figur 5.23, samt observasjoner fra analysene, indikerer gjengesvikt i alle modeller med Hill-kriterium, bortsett fra i testmodellen *ABQ60-Hill-Test*. Det ser man ved at kurvene får et hakk og flater ut før de når maksnivået fra laboratorieforsøkene. Det kan raskt fastslås at Hill-modellen og de valgte materialparameterne gir en for lav maksimal last. Spesielt kurvene fra modeller med 75 graders vinkel ligger en del under forsøkene. Dette til tross, så gir Hill-modellene en mer korrekt oppførsel fram til maksimal kraft. Under er det forsøkt å beskrive hva som skjer i de ulike fasene av analysene med 60 graders vinkel. Der de enkelte fasene er gitt ut fra Figur 5.19, Figur 5.20 og Figur 3.22.

1. Vertikal forskyvning fra 0 – 5 mm (fase 2):

Hill-modellene er mindre stive enn referansemodellen, *ABQ60*, og har relativt lik stivhet som noen av forsøkene. Etter 4 mm blir det lokal flytning i treet til venstre for skruen, se Figur 5.19

2. Vertikal forskyvning fra 5 – 15 mm (fase 3):

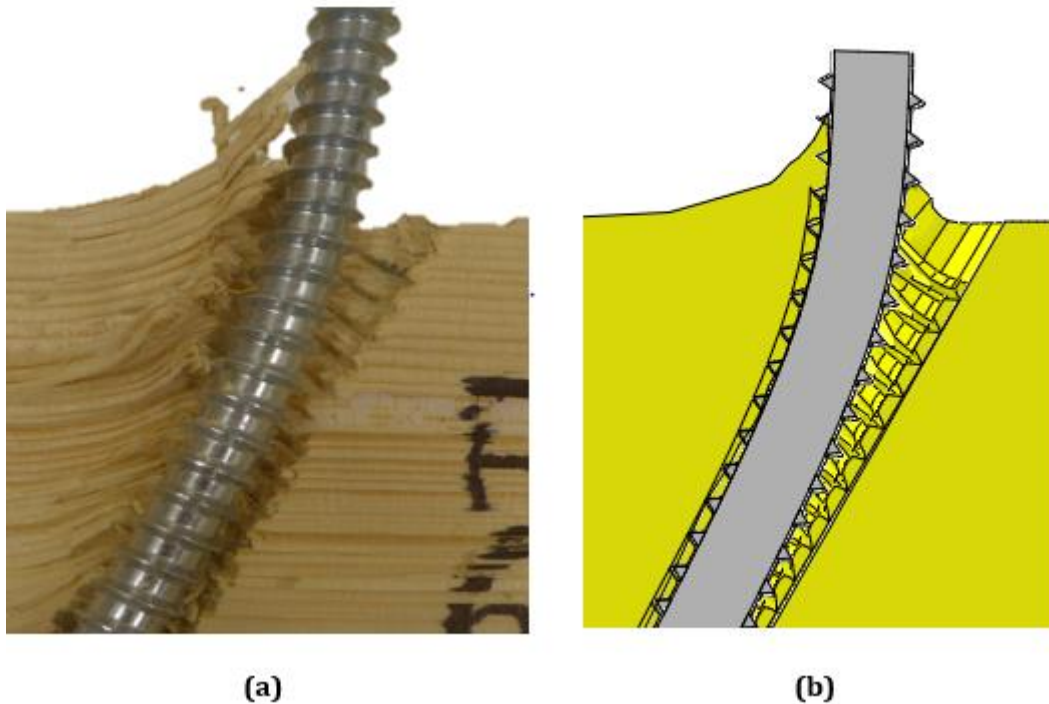
Etter at lokal flyt oppstår i Hill-modellene, reduseres stivheten i disse områdene. Dette gjør at kurvene flater litt ut. I referansemodellen skyldes denne utflatingen lokal flyt i skruen, mens det her er mest lokal flyt i treet som gjør at kurven flater ut. Kurvene fra forsøket får også en slakere kurve i dette området, men ikke i like stor grad som i de numeriske analysene. Dette kan skyldes at flytespenningene som er valgt i Hill-modellene gir en for svak oppførsel og for stor oppmyking av trematerialet

3. Vertikal forskyvning fra 15 – 25 mm (fase 4):

Etter 15 mm har skruen rotert og forskjøvet seg til en mer vertikal posisjon og aksialstivheten til skruen gir et økt bidrag til den totale stivheten. Samtidig som tregjengene aktiveres mer. Stivheten til de ulike modellene passer godt til forsøkene, men de passer best til ulike forsøk. Man ser av Figur 5.20 at grafene flytter seg oppover ved økt flytespenning. Stivheten øker og de oppnår full flytning ved en høyere belastning. Dette skyldes at i fasene før, har det blitt større oppmyking av trematerialet for *ABQ60 – Hill 1* enn *ABQ60 – Hill 3*, og dermed lavere stivhet

4. Vertikal forskyvning fra 25 mm og utover (fase 5)

I denne fasen flater grafene ut, grunnet full flyt langs hele *skjærnittet* mellom skrue og tre. Dette er vist som et grått område i Figur 5.23



*Figur 5.24 Skruer med 60 graders vinkel på fiber
(a) forsøk (b) numerisk simulering: ABQ60 – Hill 3.*

De samme observasjonene ble gjort i modellene med 75 graders helning, der *ABQ75 – Hill 2* gir best samsvar med forsøkene. Det som gjør at alle modellene svikter er at det blir full flyt langs et skjæringsnitt mellom skrue- og tregjengene. Dette skjæringsnittet ble definert i kapittel 4.6 og er illustrert som et grått område i Figur 5.23. Langs denne flaten blir skjærspenningene store på tvers av fibre og det blir også stor sammentrykking av elementene, også dette på tvers av fibre. Summen av dette gjør at flytekriteriet gitt i ligning (5.3) oppfylles.

En interessant observasjon er at *ABQ60 – Hill 3* passer bedre til forsøkene enn *ABQ75 – Hill 2*. Materialverdiene for disse er de samme, mens helningen på skruen er forskjellig. Modellen med 75° får en større belastning langs skjæringsnittet ved et tidligere tidspunkt enn modellen med 60°. Det underbygger påstanden om at det er belastningen langs skjæringsnittet som gjør at modellene svikter. En sannsynlig årsak til at modellene svikter før forsøkene, er at flytespenning langs skrueakse egentlig er høyere i virkeligheten enn det som ble definert. Det kan også skyldes idealiseringen med flytning og like egenskaper i strekk og trykk i Hill-kriteriet.

5.2.4.3 Kommentarer til Hill-kriteriet

Da det ikke har blitt utført noen materialtest av treverket som er benyttet, er alle materialverdiene i Hill-modellene antakelser fra [7]. Det stilles spesielt stor usikkerhet til flytespenningene i skjærnittet langs gjengene. Mye tyder på at styrken til treverket langs skjærnittet i virkeligheten er større enn det som ble påvist i analysene.

Det er flere svakheter ved bruk av Hill-kriteriet for trematerialer. Man kan ikke legge inn ulik flytespenning for trykk og strekk, så det må vurderes hva slags belastning de kritiske elementene påføres. Det går heller ikke an å definere ulik fastning for de forskjellige spenningsplanene. Hill-kriteriet er også bare et flytekriterium best egnet for å beskrive metallisk plastisitet. Det kan heller ikke beskrive sprekker og brudd, noe som tydelig er tilfellet ved forsøkene.

Som Figur 5.24 viser, er formen på deformasjonen til modell med Hill-kriterium mer lik forsøkene. Figur 5.6 viser modellen uten Hill, her ser man at treet deformeres mye mindre rundt skruen og skruen selv får mye større lokale tøyninger i inngangen til skruehullet.

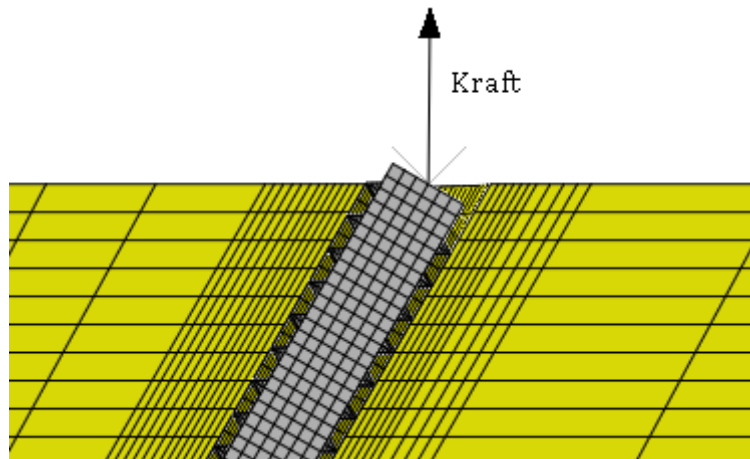
Fra grafene i Figur 5.20 og Figur 5.21 kan man si at Hill-kriteriet passer godt fram til full flytning, men at modellene når maksimal last tidligere enn ventet. Etter full flytning langs gjengene blir det store deformasjoner av elementene. Dette øker faren for timeglassform på elementene og økt kunstig energi. Dette kan sees i Figur 5.22, der elementene har deformert seg mye etter fullført analyse. Ved å studere den kunstige energien i siste fase av analysene, ble det påvist at denne ble litt for stor etter at svikt hadde oppstått. Løsningen kan da bli mykere enn den egentlig er, fordi tøyningene i timeglassformede elementer blir regnet til å være null. I disse områdene burde elementnettet vært finere, hvis ønsket var å beskrive oppførselen etter toppunktet på kraft-forskyvningskurven bedre. Dette hadde krevd veldig mange elementer og lang analysetid. Siden det har vært mer interessant å se på det som skjer fram til toppunktet antas det at elementnettet er tilfredsstillende.

Med de valgte verdiene i Hill-kriteriene og bruk av Hill-kriteriet, blir materialoppførselen til treet for mykt etter at flyt oppstår. Man får svikt i gjengene tidligere enn ventet, noe som egentlig burde vært motsatt for en numerisk modell. Ved bruk av flytekriterium vil tøyningene fortsette å øke ved konstant spenning når maks flytespenning har oppstått. Det er en ideell plastisk oppførsel. Spørsmålet er om oppmykningen vil være like stor i

virkeligheten. Antakeligvis er det mer gradvis oppsprekking og sammentrykking av tregjengene nedover som er tilfellet i laboratorieforsøkene.

5.2.5 Stivhetsmodell – pålastning uten eksentrisitet

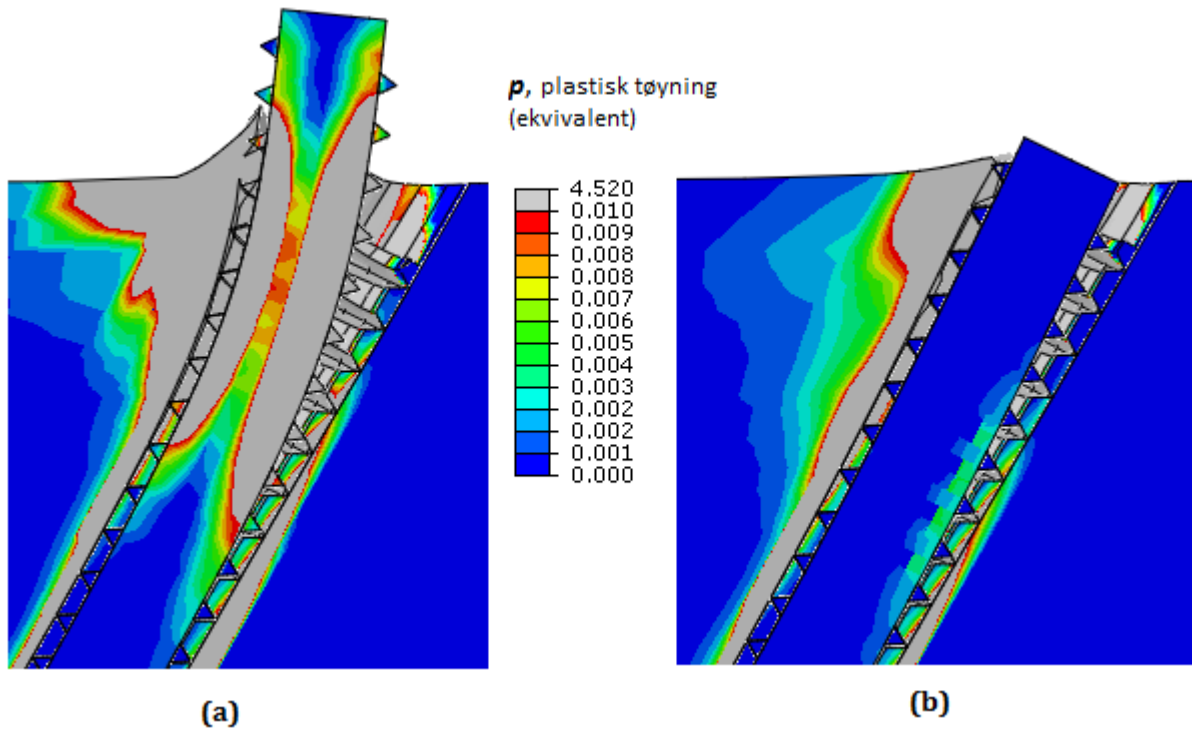
Da de numeriske simuleringene viste seg å være representative for laboratorieforsøkene, ble det bestemt å lage modeller i Abaqus uten eksentrisk lastpåføring, se Figur 5.25.



Figur 5.25 Stivhetsmodell i Abaqus. Last påført i inngang til skruehull.

Bakgrunnen for å analysere modellen i Figur 5.25, er å undersøke oppførselen til forbindelsen ved ren aksial- og tverrbelastning, uten bidrag fra moment. Dette ble gjort både for 60° og 75°. Modellene er nærmest identiske med Hill-modellene, *ABQ60 – Hill 3* og *ABQ75 – Hill 2*. Den eneste forskjellen er at vertkalkraften påføres direkte i skruehullet. En annen grunn til at disse analysene ble gjennomført, var å danne et sammenligningsgrunnlag til de analytiske stivhetsmodellene som presenteres i kapittel 7.3.1.

I de numeriske simuleringene av forsøkene ble det observert betydelig plastiske tøyninger i skruen, representert gjennom Figur 5.6. Den ytterste delen av skruen ble utsatt for stor bøyning på grunn av eksentrisitetsmomentet. I Figur 5.26 er det illustrert forskjellen i plastiske tøyninger og deformasjon mellom to modeller, med (a) og uten (b) eksentrisk lastangrepspunkt. Begge bildene er tatt ved påført last på 33 kN. De to modellene utsettes altså for samme vertikallast i inngangen til skruehullet, men modellen i Figur 5.26 (a) er også påført et eksentrisitetsmoment.



Figur 5.26 Plastisk tøyning i modell med vinkel 60° .

Viser deformert tilstand ved 33 kN vertikalkraft i begge modellene.

(a) med eksentrisitet (b) uten eksentrisitet.

Som Figur 5.26 viser, blir det større plastiske tøyninger når lasten påføres med en eksentrisitet. Dette var ventet, da tilleggsmomentet fører til stor bøyning av skruen. Det blir også større sammentrykking av treet til venstre for skruen. En annen interessant observasjon er at flyteledet i skruen, eller tverrsnittet med høyest krumning, har beveget seg nedover fra Figur 5.26 (a) til Figur 5.26 (b), som følge av at momentet i (b) er null i skruens inngangspunkt. Ut i fra modellene ser det ut til at tverrkraften tas opp over en lengre distanse, noe som gjør at tverrkraftkapasiteten trolig vil øke. Påstanden til Jockwer et al. [1], omtalt i kapittel 2.4.3, om at effektiv forankringslengde reduseres på grunn av tverrlast ser ut til å være til stede. Tverrforskyvningen av skruen i inngangspunkt ser ut til å reduseres betydelig uten eksentrisitetsmoment.

6 Numerisk simulering av sprekker i treverk

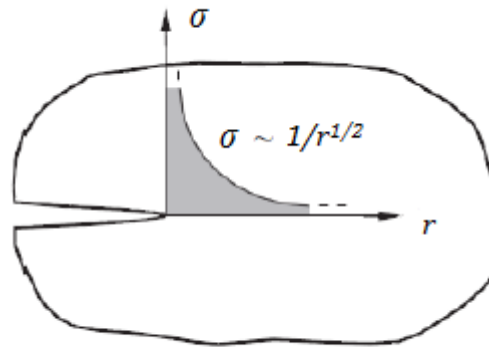
I tillegg til å simulere oppførselen i laboratorieforsøkene, har Abaqus også blitt benyttet til å simulere sprekker rundt skruer i treverk. I de numeriske analysene i kapittel 5.2.3 kom det fram at modellering av treets materialoppførsel ved flytning og brudd var den største utfordringen. I kapittel 5.2.4 ble det kun lagt til flytekriterium i form av Hills kriterium, men det er også ønskelig å simulere oppsprekking og brudd i treet.

Omfanget ved simulering av sprekker er tidkrevende. Det er også publisert lite om bruken av XFEM til å modellere sprekker rundt skruer i tre.

Hovedtanken ved denne delen av oppgaven, har vært å studere mulighetene som ligger i Abaqus med tanke på simulering av realistisk sprekkoppførsel. I Abaqus finnes det flere metoder for å studere sprekkvekst, men denne oppgaven vil kun ta for seg den relativt nye metoden kalt XFEM (*Extended finite element method*). Denne metoden er antatt å være godt egnet for å simulere både sprekkdannelse og sprekkutvikling. Mer om denne teorien vil komme i kapittel 6.3, men først vil grunnleggende teori i LEFM (*Lineær elastisk bruddmekanikk*) bli belyst.

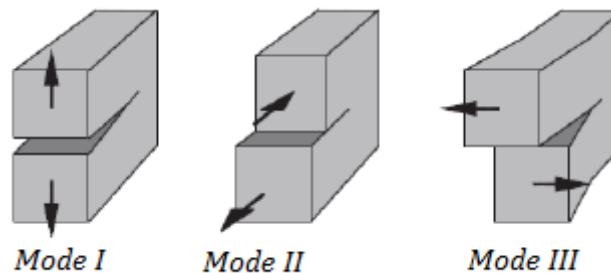
6.1 Lineær-elastisk bruddmekanikk - LEFM

LEFM omhandler sprekkers utvikling, der dette er basert på antakelsen om lineær-elastisk oppførsel av det aktuelle materialet og tilstedeværelse av en uendelig spiss sprekk. LEFM kan ikke brukes til å bestemme hvor og når en sprekk vil oppstå, men brukes for å bestemme om en eksisterende sprekk kan utvikle seg. På grunn av antakelsen om materialoppførsel, vil spenningen ved tuppen av sprekken bli singulær og uendelig stor, slik det er vist i Figur 6.1. Dette gjør at ordinær spenningsanalyse med spenningsbaserte bruddkriterier blir vanskelig, og metoder basert på minimum potensiell energi må benyttes [24].



Figur 6.1 Lineær elastisk spenningsfordeling langs sprekkes retning [24].

Innenfor bruddmekanikken finnes det tre ulike deformasjonsmoder av sprekkutvikling, disse er vist i Figur 6.2. Pilene indikerer hvilken retning forskyvningen har i forhold til overflaten på sprekken. Mode I skyldes ren strekkspenning normalt på overflaten, mens mode II og III skyldes henholdsvis skjærspenning i planet og på tvers av planet. En kombinasjon av mode I og mode II er det vanligste i konstruksjoner, og er også den kombinasjonen som er mest aktuell for denne oppgaven [25].



Figur 6.2 Tre ulike deformasjonsmoder ved sprekkutvikling [24].

6.2 Kriterium for sprekkdannelse

Det er to hovedtilnærminger for analysing av sprekkdannelse, henholdsvis spenningsbasert og energibasert tilnærming.

Spenningsbasert analyse baserer seg på spenningsfordelingen i nærheten av sprekktuppen. Den går ut på at eksisterende sprekke vil vokse hvis faktoren for spenningsintensitet, K_{σ} , når den kritiske verdien $K_{\sigma,c}$ [24].

Energibasert analyse baserer seg på at sprekker kan utvikle seg hvis energien tilgjengelig for sprekkevekst er stor nok til å overgå styrken av materialet [24]. Frigjøringsenergien (eller bruddenergien) som er tilgjengelig for sprekkeutvikling, ofte kalt «energy release rate», er definert som:

$$G = - \frac{d\Pi}{dA} \quad (6.1)$$

Hvor G er endringen i potensiell energi (Π) i forhold til sprekkearealet (A). Et bruddkriterium som baserer seg på G , vil si at brudd oppstår når tilgjengelig energi er lik eller større enn den kritiske energien G_c . G_c er et mål på bruddstyrken til materialet og er i kontrast til G , uavhengig av geometri, sprekker og påført last.

En sprekke kan befinne seg i tre forskjellige faser ved belastning [26]:

- **Stabil**: når G synker med økende lengde på sprekken (a), og hvis G faller under den kritiske energien G_c . Sprekkeutviklingen vil stoppe: $\frac{dG}{da} < 0$
- **Delvis stabil**: når G er konstant med økende lengde på sprekken: $\frac{dG}{da} = 0$
- **Ustabil**: når G øker med økende lengde på sprekken: $\frac{dG}{da} > 0$

I denne oppgaven vil det energibaserte kriteriet bli benyttet for å beskrive sprekkeutvikling. Avhengig av hvilken deformasjonsmode som gjelder, se Figur 6.2, vil det potensielt kunne være tre forskjellige verdier for G_c , én verdi for hver av de tre modene. Disse blir uttrykt som G_I , G_{II} og G_{III} .

6.3 Sprekker i tre med Extended finite element method - XFEM

For simuleringen av sprekke dannelse og sprekkevekst har det blitt valgt å bruke XFEM i Abaqus. Motivasjonen har vært å studere om XFEM i Abaqus kan simulere realistisk sprekke dannelse og utvikling, og hvorvidt dette kan brukes i en kapasitetsberegning.

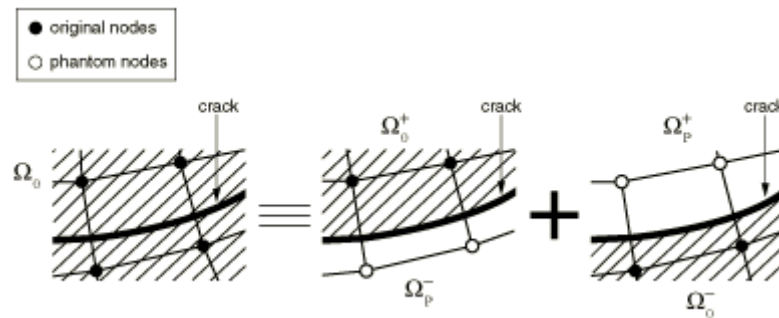
Modellering av sprekker med den tradisjonelle elementmetoden stiller høye krav til elementinndelingen, og at denne følger den geometriske diskontinuiteten som sprekken fører til. Det blir da nødvendig med et nøysomt arbeid for å øke elementtettheten rundt sprekken. For en voksende sprekke er dette arbeidet enda mer krevende, da elementnettet hele tiden må oppdateres for å tilpasse seg sprekkeutviklingen. XFEM på sin side er ment å kunne overkomme disse problemene, hvor det ikke er nødvendig å oppdatere elementnettet rundt sprekkeoverflaten [16].

XFEM er basert på arbeidet til Belytschko og Black fra 1999 [27]. Det er en utvikling av den tradisjonelle elementmetoden (FEM), hvor konseptet er å berike elementene med ekstra formfunksjoner og frihetsgrader. Dette skal gjøre det mulig å behandle singulariteter og diskontinuiteter uten å måtte definere sprekkes bane på forhånd eller gjennomføre arbeidskrevende oppdatering av elementnettet [16].

6.4 Berikelsesfunksjoner og fantomnoder

Berikelse av elementene i sonene man ønsker at sprekke skal kunne oppstå, fører som nevnt til ekstra formfunksjoner og frihetsgrader, samt at det innføres to nye ledd i det klassiske uttrykket for deformasjon av nodene. Disse består av henholdsvis diskontinuitetsfunksjoner og asymptotiske spenningsfunksjoner, der disse kommer i tillegg til de ordinære formfunksjonene og frihetsgradene for hvert element.

Et annet sentralt punkt for XFEM, er hvordan elementer splittes ved oppsprekking. Noe av det som er spesielt med XFEM er at det tas i bruk såkalte skyggenoder i de berikede områdene. Med det menes det at hver originale node i elementene får en skyggenode, også kalt fantomnode. Disse fantomnodene er bundet til sine originale noder med bindingslover og vil ikke forlate disse med mindre et bruddkriterium er oppnådd. En skisse av hvordan fantomnodene separeres fra de originale nodene er vist i Figur 6.3. for mer utfyllende informasjon om XFEM henvises det til brukermanualen til Abaqus [16].



Figur 6.3 Prinsippet om fantomnoder [16].

6.5 XFEM-modulen i Abaqus

Simulering av sprekker i et numerisk verktøy som Abaqus er todelt. Den første delen er sprekkdannelse og hvordan sprekken oppstår, den andre delen er sprekkdannelse og hvordan sprekken vil utvikle seg når det først har oppstått. For den første delen er man avhengig av et bruddkriterium. I denne oppgaven er det valgt å bruke kriteriet om *maksimal nominell spenning* (MAXS), som er uttrykt som [16]:

$$f = \max \left\{ \frac{\langle t_n \rangle}{t_n^0}, \frac{\langle t_s \rangle}{t_s^0}, \frac{\langle t_t \rangle}{t_t^0} \right\} \quad (6.2)$$

hvor t_n er spenning normalt på sprekkoverflaten, t_s er spenningskomponenten i første skjærretning og t_t er i andre skjærretning. t_n^0 , t_s^0 og t_t^0 representerer maksimalverdiene for nominell spenning som legges inn i materialmodulen i Abaqus. Symbolet $\langle \rangle$ er brukt for å indikere at rent trykk ikke resulterer i sprekkdannelse. Sprekk er sagt å oppstå når f i ligning (6.2) når en verdi på 1.0 [16].

I Abaqus er det to metoder for å modellere sprekker med XFEM:

1. Modellere sprekkvekst med «*cohesive segments method*»
2. Modellere sprekkvekst basert på prinsippet om lineær-elastisk bruddmekanikk (LEFM)

Analysene presentert i denne oppgaven er med LEFM, da dette skal være ideelt for å modellere sprekkutvikling i sprøtt materiale, noe tre i strekk i høyeste grad er [28].

Det er også blitt kjørt analyser med «*cohesive segments method*», uten at det har vært mulig å spore noen signifikante forskjeller i denne oppgaven. Ved bruk av LEFM blir frigjøringsenergien, G , beregnet med VCCT (*virtual crack closure technique*). VCCT er basert på antakelsen om at energien som er frigjort ved en viss sprekkeforlengelse, er identisk med energien som kreves for å lukke sprekken. For å forsikre om at simuleringer med VCCT gir fornuftige resultater, må energi fra viskøs demping være liten i forhold til tøyingsenergi. Kriteriet for sprekkevekst som brukes i simuleringene kan uttrykkes ved det som kalles «*Power law*» [16]:

$$f = \frac{G_{equiv}}{G_{equivc}} = \left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^{a_m} + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^{a_n} + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}}\right)^{a_o} \quad (6.3)$$

hvor G_{equiv} er ekvivalent frigjøringsenergi, G_{equivc} er kritisk ekvivalent frigjøringsenergi og G_{IC} , G_{IIC} og G_{IIIC} er kritiske verdier for frigjøringsenergi i de tre modene. a_m , a_n og a_o er empiriske parametere som er hentet fra Wu [29]. Disse er satt til å være henholdsvis 0.5, 1.0 og 1.0.

6.5.1 Modellering av XFEM

I arbeidet med denne oppgaven har det blitt laget mange ulike XFEM-modeller for å studere sprekkevekst i aksialbelastede skruer i treverk. Det viser seg at det er gjort lite på dette området, så mye av oppgaven har handlet om å finne ut av muligheter og begrensninger i Abaqus. Både aksesymmetriske-, skall- og 3D-modeller er testet, samt har både «*cohesive segments method*» og LEFM-metoden blitt benyttet. Her vil kun LEFM og de modellene som fungerte best bli presentert. Modellering av XFEM i Abaqus skiller seg ikke veldig mye fra den tradisjonelle elementmetoden, men noen sentrale forskjeller er det. Under er det laget en liste over sentrale punkter ved XFEM-modelleringen i denne oppgaven. Her vil kun det mest essensielle bli presentert, mens i Vedlegg G er det lagt ved en mer detaljert beskrivelse.

- Materialdata lagt til på samme måte som i kapittel 4.4, kun elastiske verdier for tre. Bruddkriteriet som brukes for å initiere sprekke er MAXS, som er spenningsbasert
- Spekkutvikling ved VCCT og *Power law*, fra ligning (6.3). Verdier for G_{IC} , G_{IIC} , G_{IIIC} , a_m , a_n og a_o ble satt inn i uttrykket for *Power law*

- De potensielle områdene for sprekkdannelse ble beriket med fantomnoder og ekstra frihetsgrader
- Funksjonene «PHILSM» og «STATUSXFEM» angir grad av sprekker i resultatdelen. «PHILSM» beskriver forskyvningsfunksjonen til sprekkeoverflaten. «STATUSXFEM» beskriver statusen til de berikede elementene, der en verdi på 1.0 betyr at elementet har sprekk fullstendig opp, mens 0.0 angis hvis det ikke er sprekke i elementet. Hvis elementet kun er delvis sprekk, ligger verdien mellom 0.0 og 1.0 [16]
- Konvergens var et gjentakende problem ved sprekkdannelse, da det ofte krevdes veldig små tidssteg i analysen. Foreløpig er ikke eksplisitt løsningsmetode lagt inn for XFEM i Abaqus, så implisitt ble benyttet. For å få til en vellykket simulering av sprekke, måtte antall tillatte forsøk for ett inkrement økes. Dette gjøres i «General solution control» hvor denne verdien ble satt til å være $I_A = 20$
- Antall iterasjoner (N^{ls}) ble økt og konvergenskriteriet (η^{ls}) ble redusert. Som standard er disse satt til å være 5 og 0.1. For analyser med store diskontinuiteter anbefales disse til å være: $N^{ls} = 10$ og $\eta^{ls} = 0.01$ [16]
- I resultatdelen ble energibalansen kontrollert. Her skal blant annet viskøs demping (ALLVD) være liten i forhold til tøyingsenergien (ALLSE)

6.5.2 Begrensninger i Abaqus

XFEM-modellering av sprekker i Abaqus har flere begrensninger, disse er gitt i listen under:

- Berikede element kan ikke inneholde mer enn én sprekke
- Sprekker kan ikke endre retning mer enn 90° innenfor ett inkrement av analysen
- Elementnettet kan ikke endres underveis i analysen
- Anisotropisk bruddkriterium er ikke tilgjengelig. Dette krever kunnskap om hvordan tre sprekker opp og hva som er de sannsynlige sprekkeflatene
- Sprekk må forplantes mellom noder, hvis sprekken kolliderer i en node er det vanskelig for Abaqus å separere fantom- og original node. Strukturert elementnett er en fordel

6.5.3 Materialdata for bruddspenning og bruddenergi

Materialdata for tre er identiske med de numeriske analysene i kapittel 4.4. Det samme er materialdataene for stålet. Verdier for bruddspenning og –energi for de tre forskjellige modene er hentet fra Aicher [30]. På grunn av mangelfulle data, er det i tillegg gjort visse antakelser. Antakelsene er identiske med masteroppgaven til Line [31]. Det antas blant annet at mode II og III har samme kriterier, t_n^0 proporsjonal med G_I og at $G_I = G_{II} = G_{III}$ ved brudd på tvers av fiberretning. Verdier er gitt i Tabell 6.1.

Tabell 6.1 Materialdata for bruddspenning og bruddenergi [31].

	Mode	Normal to grains	Parallel to grains
$\sigma_I (=t_n^0)$ [MPa]	I	3,00	90,0
$\sigma_{II} (=t_s^0)$ [MPa]	II	9,00	90,0
$\sigma_{III} (=t_t^0)$ [MPa]	III	9,00	90,0
G_I [N/mm]	I	0,30	9,0
G_{II} [N/mm]	II	1,05	9,0
G_{III} [N/mm]	III	1,05	9,0

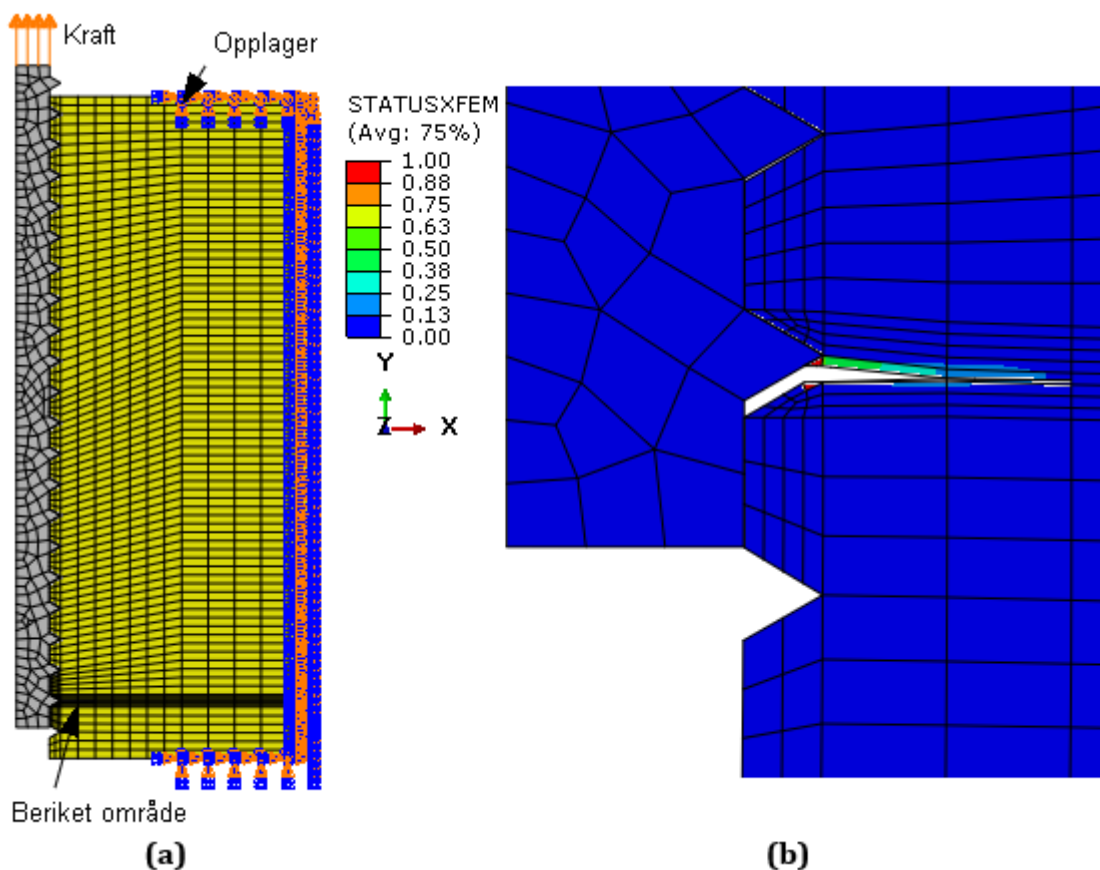
Da det ikke er mulig å definere anisotropisk bruddkriterium og spesifikke bruddenergier for de forskjellige materialretningene til tre, må bruddspenningene og –energiene velges på bakgrunn av hva som er sannsynlig sprekke­retning. For tre, vil sprekker som oftest oppstå på tvers av fiberretningen og vokse langs fibre­ne [32]. I Tabell 6.1 kommer det også fram hvor mye sterkere tre er for belastning parallelt i forhold til på tvers av fibre­ne. Hvis fiberretningen er valgt til å være X-akse (eller 1-akse) i Abaqus, og man ønsker sprekke i samme retning, velges verdiene ut fra dette.

6.6 Presentasjon av XFEM-modeller

Det er blitt testet mange ulike modeller med XFEM, kun et fåtall av disse vil bli presentert her. Modellene vil ikke bli sammenlignet direkte opp mot laboratorieforsøkene, men sprekkmøn­stret som ble observert vil bli sammenlignet til en viss grad. Det er kun sett på aksialbelastede skruer innskrudd parallelt og vinkelrett på fiberretning.

6.6.1 Aksesymmetrisk: skrue 90° på fiberretning

Det ble først kjørt analyser med 2D- og 3D-modeller, der det ble oppnådd sprekkevekst i alle disse, men i varierende grad. Det var enklere å få sprekken til å utvikle seg i 2D-modellen, samtidig som det var mye kortere analysetid enn i 3D-modellen. På bakgrunn av dette ble det valgt å lage en aksesymmetrisk modell, som gir en mer realistisk modell enn 2D-modellen, og samtidig en betydelig raskere analyse enn 3D-modellen. Figur 6.4 viser en modell med tilsvarende diameter på skruen som i laboratorieforsøkene. I denne modellen står skruen 90° på fibre. I skruen er det benyttet elementer av typen CAX4R og CAX3, mens det i tredelen kun er CAX4R-elementer. CAX4R er et 4-noders lineært element, med timeglasskontroll og redusert integrasjon, mens CAX3 er et 3-noders lineært element. Basert på en spenningsanalyse er det valgt å ha det berikede området like ved bunn av skruen (området med tette elementnett). Kraften som er satt på i skruen er satt på som en gradvis forskyvning og trebjelken er holdt fast slik det er indikert i Figur 6.4. Det ble i denne modellen benyttet «General static» som løsningsmetode.

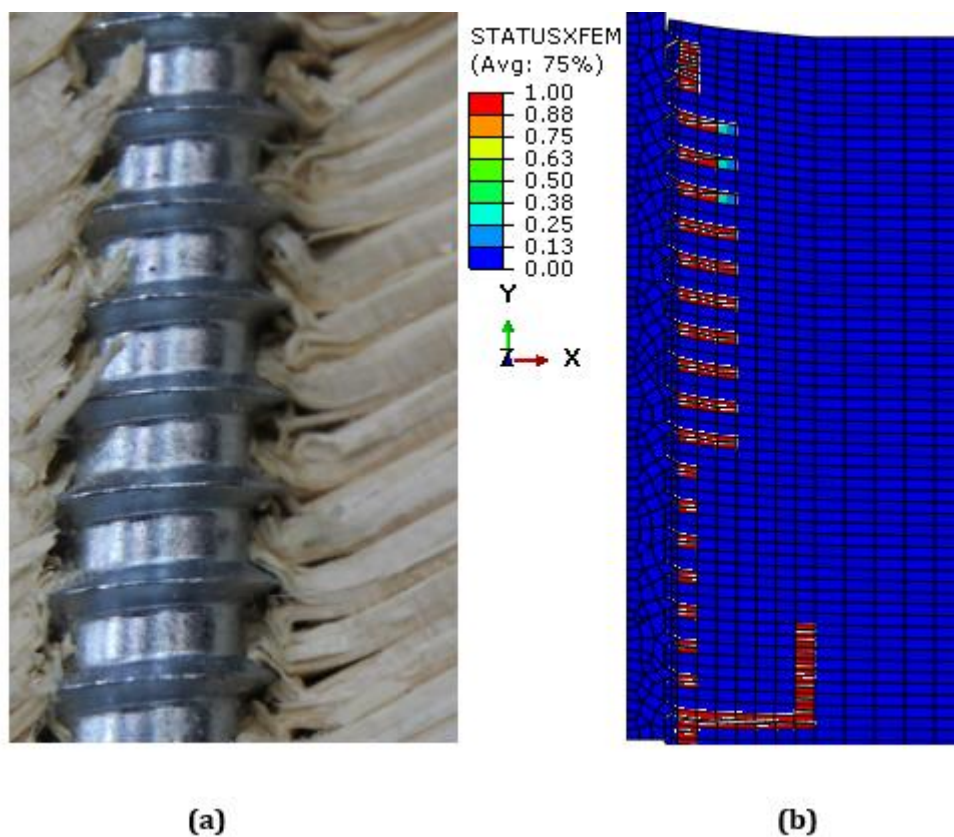


Figur 6.4 Aksesymmetrisk XFEM-modell. Navn: AX-FibX-1

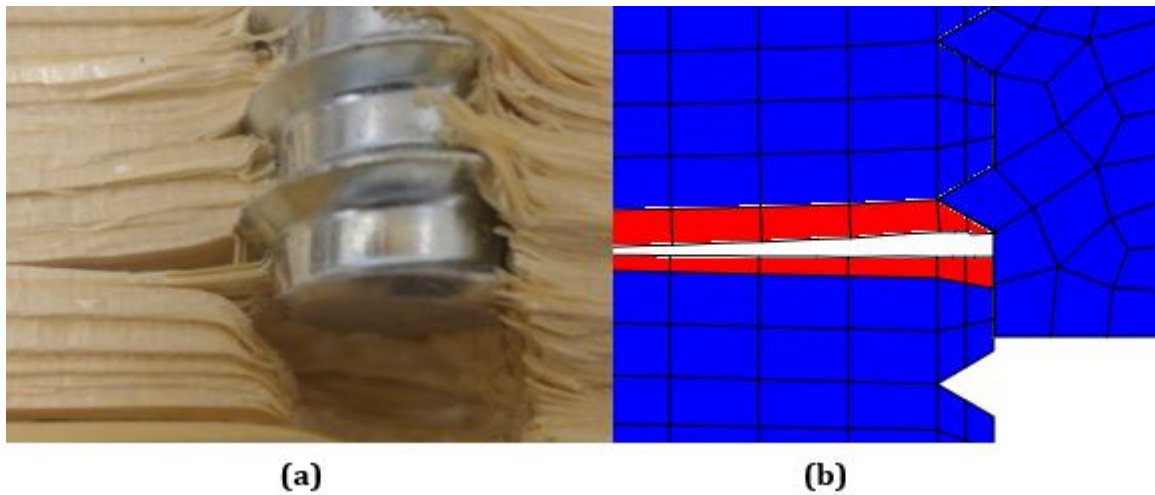
(a) viser modelleringen (b) sprekkevekst, med indikator (STATUSXFEM).

Modellen AX-FibX-1 i Figur 6.4 viser hvordan det har oppstått en sprekke langs fibrene i bunn av skruen, sprekken er av type Mode I. Indikatoren (STATUSXFEM) som viser grad av oppsprekking, angir at det kun er elementene nærmest skruen som har sprekke opp fullstendig, de øvrige er kun delvis sprekke. Etter at den første sprekken oppsto ble tidsinkrementet veldig lite og analysen ble til slutt avbrutt før fullført tid. Når Abaqus sliter med å finne en konvergent løsning i et inkrement, reduseres størrelsen på inkrementene helt til konvergenzkriteriet er oppnådd. For å se om sprekken kunne fortsette videre ble antall tillatte iterasjoner økt. Dette gjorde at sprekken utviklet seg noen elementer videre, men også denne ble avbrutt før fullført tid.

For modellen i Figur 6.4 er det kun et lite område som er beriket med fantomnoder, slik at eventuelle sprekker kun kan oppstå her. I de ferdig testede klossene fra laboratoriet kom det tydelig fram at det oppsto sprekker flere steder også. Figur 6.5 viser resultatet av en modell der hele treklossen er beriket og elementnettet er like fint overalt.



Figur 6.5 (a) oppsprekking ved gjengene i forsøk
(b) oppsprekking ved samtlige gjenger (navn: AX-FibX-2).

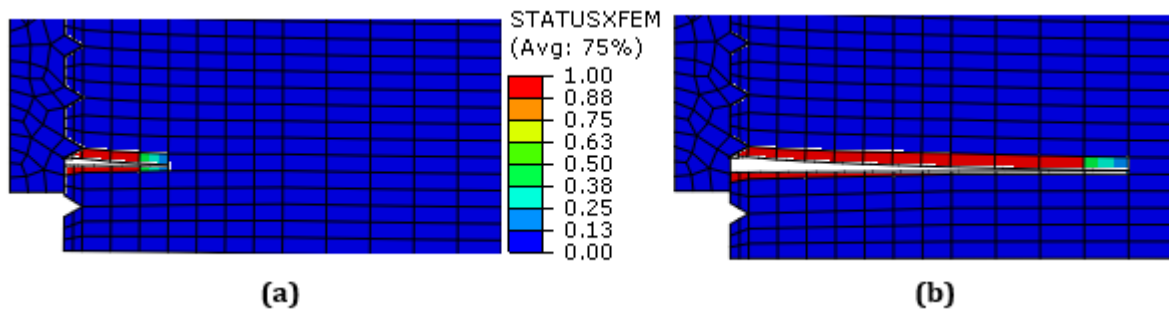


Figur 6.6 Oppsprekking ved nederste gjenge, skrue vinkelrett på fibre
 (a) fra forsøk med 90° (b) fra aksesymmetrisk modell.

I modell AX-FibX-2, fra Figur 6.5, oppstår det sprekker ved alle gjengene. Først oppstår det sprekke i nederste gjenge, samme som i AX-FibX-1, før det sprekker opp i resten av gjengene. Dette var ventet, etter å ha studert spenningene i treet på tvers av fiberretningen. Som Tabell 6.1 viser, er bruddstyrken til tre lav for strekk vinkelrett på fiberretning. Nederst på trebjelken vil skruen dra med seg treet ovenfor sprekken, mens treet under sprekken blir holdt igjen i bunn. Sprekken nederst er av typen Mode I, mens de øverste gjengene også får en glidning mellom sprekkeoverflatene. Det er her mer en kombinasjon av Mode I og Mode II, noe som er vanlig i mange typer konstruksjoner [32]. Sprekkmønsteret vist i Figur 6.6 (a) er fra forsøket med skrue 90° på fibre og er veldig sammenlignbart med tilsvarende modell fra Abaqus, Figur 6.6 (b). Her oppstår det i begge figurer en stor sprekke i underkant av nederste gjenge.

6.6.2 Implisitt løsningsmetode – XFEM

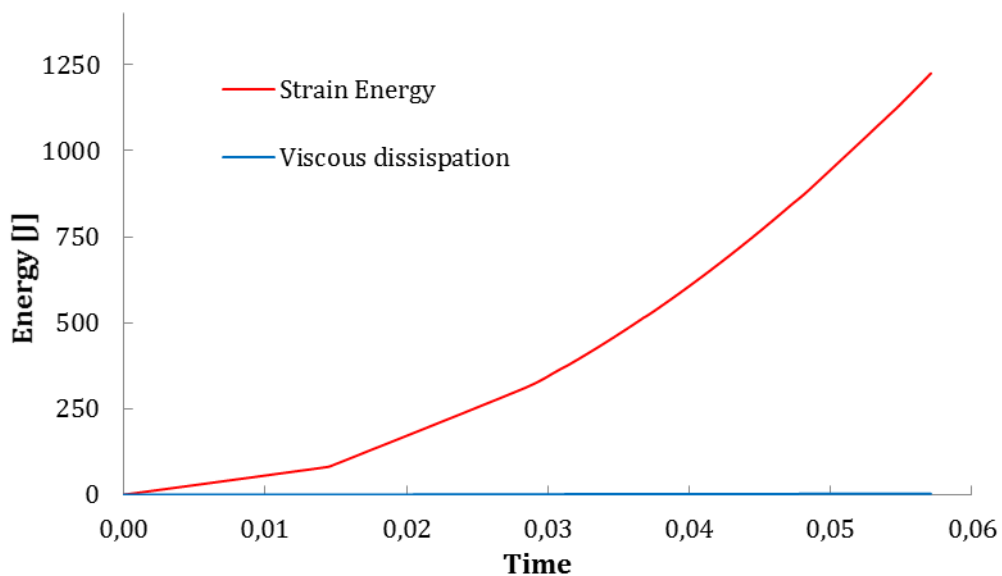
Sprekkdannelse fører til store deformasjoner og ikkelineære effekter. Når det i tillegg er mye kontaktkrefter involvert, kan det lønne seg å bruke en implisitt eller eksplisitt løsningsmetode [16]. Foreløpig er ikke eksplisitt mulig ved XFEM i Abaqus, men implisitt fungerer. Etter å ha kjørt analyser med «general static», ble implisitt testet, for at analysene skulle kjøre lengre. Figur 6.7 viser samme modell med «general static» og implisitt løsningsmetode.



Figur 6.7 (a) «General static» (b) Implisitt.

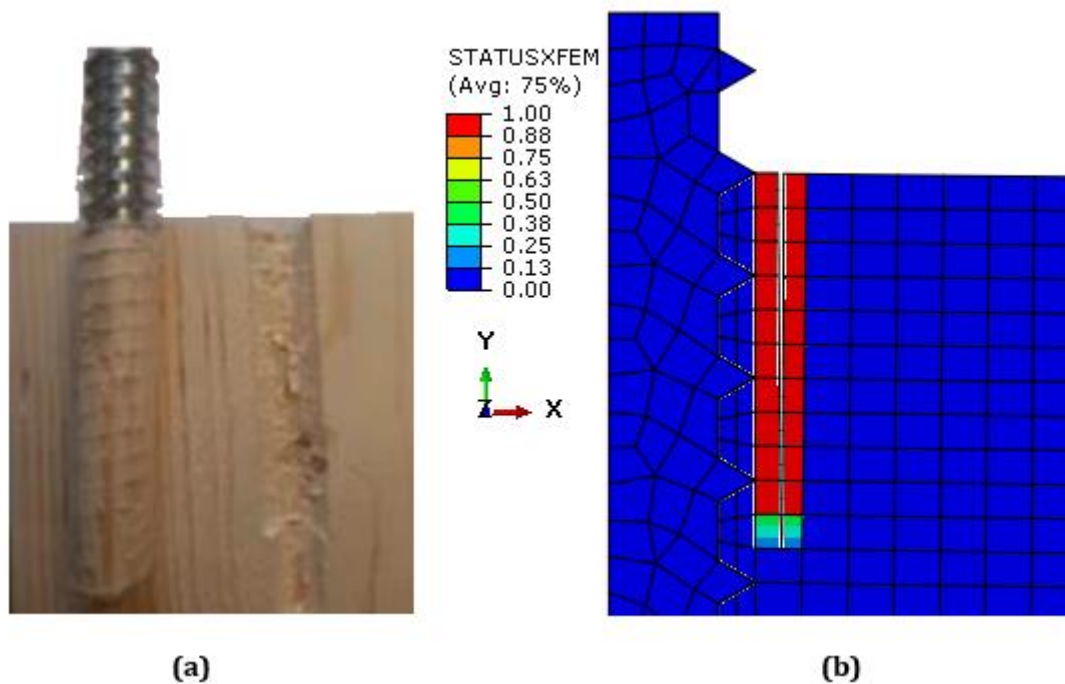
Med en implisitt løsningsmetode viser Figur 6.7 at sprekken utvikler seg flere elementer videre, noe som tyder på at det kan være fordelaktig å bruke implisitt når diskontinuitetene blir store.

For å forsikre at den implisitte modellen gir fornuftige resultater, har energi fra viskøs demping blitt sammenlignet med tøyingsenergi, se Figur 6.8. Forholdet mellom disse skulle være lite, noe figuren viser, energibalansen til de øvrige modellene har også vært tilfredsstillende.



Figur 6.8 Tøyingsenergi og energi fra viskøs demping for implisitt modell.

6.6.3 Aksesymmetrisk: skrue 0° på fiberretning



Figur 6.9 Skrue og fibre i samme retning

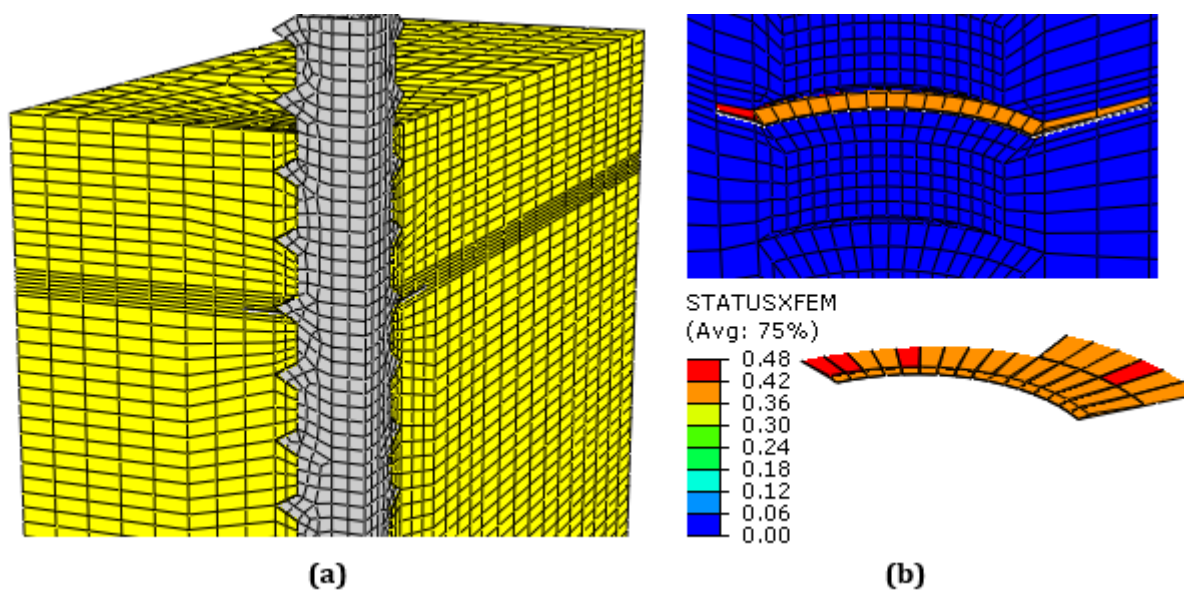
(a) forsøk fra [2] (b) Aksesymmetrisk XFEM-modell, AX-FibY-1.

Figur 6.9 viser en skrue der last, lengderetning på skruen og fibre er orientert i samme retning (Y-retning). På grunn av de store spenningene som oppstår i skjærnittet (skjærnitt ble definert i kapittel 4.6), ble dette området beriket med fantomnoder. Det oppsto da en sprekk i dette området, hvor denne forplantet seg fire gjenger nedover. Sprekken oppstår delvis på grunn av skjærspenninger, samtidig som det oppstår strekk på tvers av fibre øverst på treklossen. Det fører til en kombinasjon av mode I og II, selv om Figur 6.9 (b) viser tydelig at mode I dominerer som sprekkform.

Figur 6.9 (a) viser skruen etter uttreksforsøk. Her følger det med en tresylinder rundt skruen, der dette kan sees på som en mode II sprekk. Denne sprekken samsvarer godt med sprekkmønsteret som oppstår i AX-FibY-1, Figur 6.9 (b).

6.6.4 3D - modell

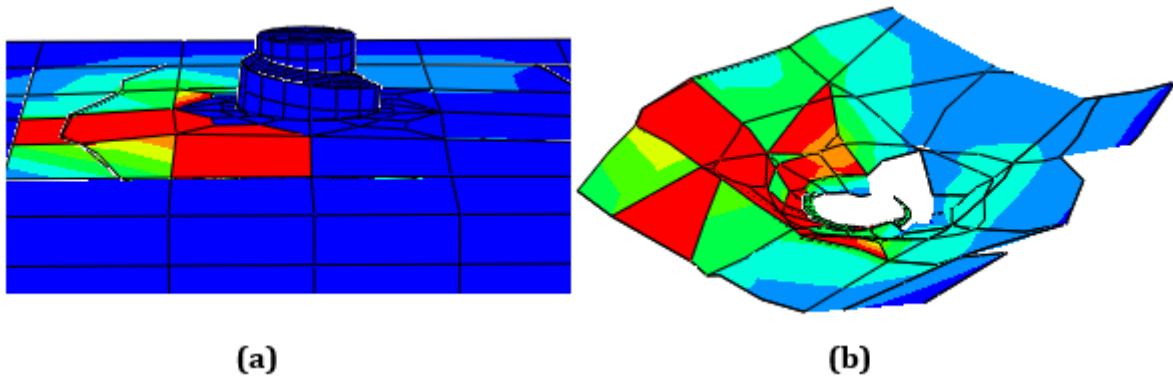
Etter å ha testet både aksesymmetriske- og 2D-modeller, ble det forsøkt å få til sprekkevækst i 3D-modeller. To av disse vil bli presentert her. Den første er modellert som en fjerdedelsmodell ved hjelp av symmetriplan, der skruen står 90° på fibrene, se Figur 6.10. Den andre er modellert med spiralformede gjenger uten symmetriplan og skrue 0° på fiberretning. Denne er modellert nærmest identisk som basismodellen i kapitel 4.7, bortsett fra at skruen nå står vinkelrett og er mye kortere (cirka 30 mm), se Figur 6.11.



Figur 6.10 Fjerdedelsmodell med skrue 90° på fibre.

(a) finest elementnett i beriket område (b) sprekkeflate parallell med fibre.

For fjerdedelsmodellen viste spenningsanalysen at det oppsto mest kritiske spenninger rundt gjenge nummer 3 fra toppen. Ut fra denne gjengen ble det derfor laget et finere elementnett, se Figur 6.10, hvor dette ble beriket for at sprekke skulle kunne oppstå. Selv om XFEM ikke krever at det skal være finere elementnett her, vil det allikevel være gunstig med tanke på å få en jevn sprekke. Analysene har også vist at et fint elementnett gjør at simuleringene kjører lengre før de blir avbrutt. Sprekken forplanter seg lagvis inn i treverket, men blir som de fleste andre modellene avbrutt grunnet konvergensproblemer.



Figur 6.11 (a) full 3D-modell, skrue 0° på fibre (b) sprekkflaten rundt skruen.

For 3D-modellen i Figur 6.11 (a) oppstår sprekken på overflaten rundt skruen, for så å forplante seg skrått nedover. Selve sprekkflaten er vist i Figur 6.11 (b), denne viser hvordan sprekken former seg som en trakt rundt skruehullet. Her blir sprekken både på langs og på tvers av fibre. Sprekken oppstår først på grunn av strekk på tvers av fibre (sprekkflaten blir parallell med fibre), før det sprekker opp mer langs fibre nederst på skruen. Dette sprekke-mønsteret viser at sprekker også kan forplante seg vinkelrett på fibre, og ikke bare parallelt. Blir strekkspenningene store nok langs fibre, vil det kunne oppstå sprekke. I modellen i Figur 6.11 blir disse spenningene større og større ettersom sprekken forplanter seg fra toppen og nedover.

6.7 Oppsummering XFEM

Modellering av sprekkevekst i Abaqus er svært utfordrende, men kan gi gode resultater på enkle modeller. XFEM er beregningsmessig krevende og fører til lang analysetid. Eksplisitt løsningsmetode er ikke kompatibel for XFEM i Abaqus ennå, og den implisitte løsningsmetoden fører ofte til konvergensproblemer som kanskje kunne vært unngått med eksplisitt.

Modellene som er presentert viser at det er mulig å oppnå realistiske sprekker i både 2D- og 3D-modeller, som er sammenlignbare med virkelige sprekker i tre. Sprekker har oppstått parallelt med fiberretningen, noe som er det klart vanligste sprekke-mønsteret for tre. Fullskala 3D-modeller hvor det er ønskelig med sprekker i flere forskjellige områder er vanskelig, man bør i så fall dele opp modellen i adskilte berikede områder.

Hovedformålet med XFEM-delen av oppgaven har vært å beskrive materialoppførselen til tre mer realistisk. I den numeriske delen i kapittel 5 ble det ikke lagt til bruddkriterium, kun flytekriterium, det var med andre ord ikke mulig å få til sprekkevekst og brudd. Dette har derimot blitt gjort her, men kun på relativt enkle modeller. Disse har vist at det er potensiale for å kunne beskrive oppførselen til skruer i tre bedre enn før.

XFEM har ikke vært hovedtema i denne oppgaven og det er et område som krever mye mer tid og oppmerksomhet enn det som er viet her. Erfaringer og forslag til forbedringer er presentert i kapittel 6.8.

6.8 Forslag til forbedringer

- For en skrue som er belastet i et anisotropisk materiale og der sprekker kan oppstå i flere forskjellige retninger, bør alle kritiske bruddspenninger og –energier bli lagt inn. I modellen her har disse verdiene blitt lagt inn etter tenkt sprekkdannelse og det har ikke vært mulig å legge inn anisotropisk bruddkriterium. Man må legge inn på forhånd hvilken retning man ønsker at sprekken skal gå i. En mulighet for å implementere anisotropisk bruddkriterium kan være å lage subrutinen UDMGINI i FORTRAN
- Skruer i beinstruktur er på mange måter analogt med skruer i tre. Både bein og tre er anisotrope materialer. Det har blitt gjort en del mer arbeid med XFEM i bein- enn treteknologien. Feerick og McGarry [33] har studert anisotropisk og modeavhengig sprekkdannelse i bein med XFEM som verktøy. De har kodet subrutinen UDMGINI og implementert denne i Abaqus. Denne inneholdt fire forskjellige bruddkriterier, én for hver mode og én for kombinasjonen av disse. Noe lignende kunne vært meget aktuelt også for tre
- Mer kunnskap og testing av materialverdier for bruddspenning og bruddenergi. Verdiene brukt i denne oppgaven er det knyttet stor usikkerhet til

7 Analytiske beregningsmodeller

Kapittelet vil gi en oversikt over aktuelle beregningsmetoder for stivhet og kapasitet av skruer. I kapittel 7.3 er beregningsmodellene sammenlignet med forsøk og numeriske simuleringer.

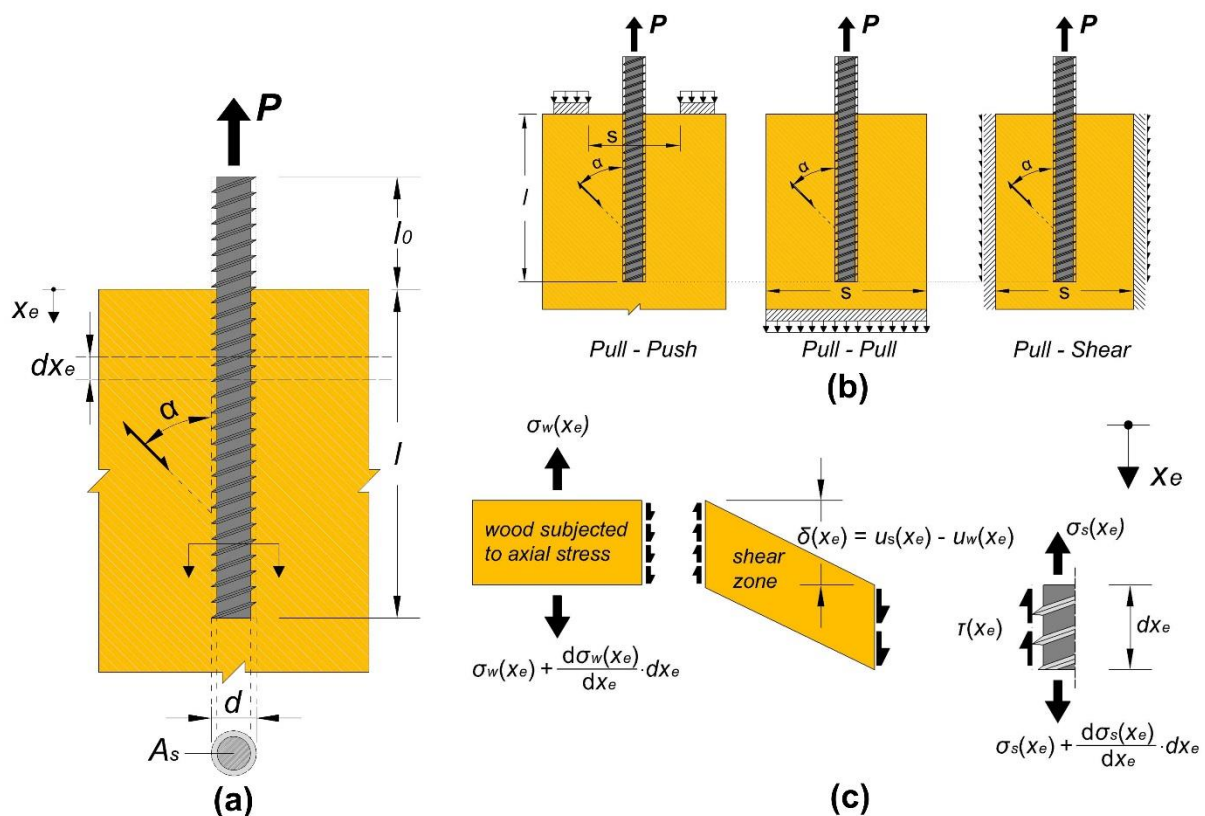
7.1 Stivhet av skruer i treverk

Stivhet til skrueforbindelser er et aktuelt tema for større trekonstruksjoner. Beregningsmetoder for stivhet til forbindelser har stor nytteverdi ved dimensjonering i bruksgrensetilstand og analyse av dynamisk respons til en konstruksjon.

7.1.1 Uttrekkstivhet - K_w

7.1.1.1 Analytisk løsning: Stamatopoulos og Malo

I sin studie av aksialbelastede gjengestenger, har Stamatopoulos og Malo [3] laget en beregningsmodell basert på en forenklet versjon av Volkersen [11] sin klassiske teori om limte forbindelser, anvendt på aksialbelastede forbindelser. Modellen tar utgangspunkt i en likevektsbetraktning av en uendelig liten del av forbindelsen, illustrert i Figur 7.1 (c). Geometri og lasttilfeller er vist i figur Figur 7.1 (a) og (b).



Figur 7.1 Forklaring av modell [3]

(a) geometri (b) lasttilfeller (Lasttilfellet i forsøket er «Pull-shear»)

(c) spenninger i en uendelig liten del av skrue.

Jensen [34] introduserte bruken av Volkensens teori for stivhetsberegninger av innlimte stenger i trekonstruksjoner. Limfugen betraktes som et uendelig tynt sjikt der all skjærdeformasjon tas, mens stang og treverk er i rent strekk. Det antas så at limfugen deformerer seg lineært mellom treverk og stang. Deformasjonen er da differansen mellom stang og treverk.

I skrudde forbindelser uten lim, er tilnærmingen av en uendelig tynn limfuge ikke gyldig lenger. Stamatopoulos og Malo foreslår derfor å betrakte treverket i et definert område rundt skruen som et sjikt i rent skjær, kalt «shear zone» i Figur 7.1 (c). Deformasjonen til forbindelsen kan da relateres til skjærspenninger ved å introdusere overføringsparameteren, Γ_e , som er den ekvivalente skjærstivheten til skjærsonen i elastisk område.

Skjærdeformasjonen, $\delta(x)$, over tykkelsen til skjærsonen, illustrerer det lokale uttrekksmønsteret til forbindelsen. Den er definert som den relative forskyvningen mellom skruen, $u_s(x)$, og treverket, $u_w(x)$, i et punkt x fra skruens inngangspunkt:

$$\delta(x) = u_s(x) - u_w(x) \quad (7.1)$$

Ved å derivere ligningen for skjærdeformasjon med hensyn på x to ganger, gir dette differensialligningen:

$$\frac{d^2}{dx^2} \delta(x) = \frac{d}{dx} \varepsilon_s(x) - \frac{d}{dx} \varepsilon_w(x) \quad (7.2)$$

Skjærspenningen er lineært avhengig av skjærdeformasjonen over limfugen med en konstant Γ_e [MPa/mm]:

$$\tau(x) = \Gamma_e \cdot \delta(x) \quad (7.3)$$

Konstanten, Γ_e , kan estimeres ved å sammenligne spenningsverdier fra numeriske simuleringer og empiriske verdier for deformasjon fra forsøk.

Stivheten til forbindelsen, K_w , målt i overflaten av treverket, kan uttrykkes ved lasten P og deformasjonen $\delta(x)$, ligning (7.4). Deformasjonen i overflaten finnes ved å løse differensialligningen (7.2) for $x=0$. For detaljert beskrivelse av løsning henvises det til «Stiffness of rods embedded in timber elements» [3].

$$K_w = \frac{P}{\delta_w} = \pi d l \Gamma_e \frac{\tanh(\omega)}{\omega} \text{ [N/mm]} \quad (7.4)$$

hvor, d er ytre skruediameter, l er forankringslengde og øvrige parameterne er gitt av:

$$\omega = \sqrt{\pi d \Gamma_e \beta l^2} \quad (7.5)$$

$$\Gamma_e = \frac{9,35}{1,5 \sin^{2,2}(\alpha) + \cos^{2,2}(\alpha)} \quad (7.6)$$

$$E_{w,\alpha} = \frac{E_{w,0}E_{w,90}}{E_{w,0} \sin^2(\alpha) + E_{w,90} \cos^2(\alpha)} \quad (7.7)$$

$$\beta = \frac{1}{A_s E_s} + \frac{1}{A_w E_{w,\alpha}} \quad (7.8)$$

$E_{w,0}$ og $E_{w,90}$ er henholdsvis E-modulene parallelt og vinkelrett på fiberretning. E_s er E-modulen til skrue. A_s er arealet av skruetverrsnitt, mens A_w er arealet til treverket som kun utsettes for aksielle spenninger. Ved «pull-shear» lasttilfellet illustrert i Figur 7.1(b), kan A_w settes lik uendelig. Lasttilfellet fra forsøkene i kapittel 3 var «pull-shear».

7.1.1.2 Empirisk formel for uttrekksstivhet fra teknisk godkjenning ETA-13/0899 [35]

$$K_{W,ser} = A \cdot d^b l_{ef}^c \text{ [N/mm]} \quad (7.9)$$

Ligning (7.9) er empirisk, hvor d fortsatt er ytre skruediameter og l_{ef} er effektiv forankringslengde. Konstantene A , b og c må bestemmes og godkjennes i teknisk godkjenning for hver enkelt skruetype. Stivheten er her antatt å være uavhengig av vinkel [35].

7.1.2 Stivhet av skruer med tverrbelastning – K_v

To beregningsmodeller er her beskrevet. Den første er fra Eurokode 5, mens nummer to er en tverrbelastet skrue som betraktes som bjelke på elastisk fundament (BOEF).

7.1.2.1 Eurokode 5

NS-EN 1995-1-1:2008 bruker en formel for glidning i forbindelser tre mot tre og platemateriale mot tre, kapittel 7.1(1) i Eurokode 5 [36].

$$K_{ser} = \rho_m^{1,5} d_{eff} / 23 \text{ [N/mm]} \quad (7.10)$$

hvor:

ρ_m – midlere densitet [kg/m³]

d_{eff} – effektiv skruediameter, 1,1 ganger indre gjengediameter d_1 [mm]

Det er viktig å understreke at K_{ser} gir den totale glidemotstanden mellom to deler i retning av skjærbelastningen.

I forbindelser i tre mot stål eller betong, baseres K_{ser} på ρ_m i tredelen da denne er betraktelig mykere. Dette gjør at K_{ser} kan multipliseres med 2,0 [NS-EN 1995-1-1, 7.1(3)].

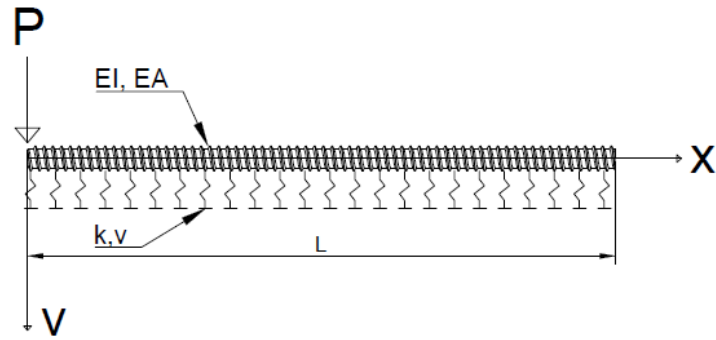
Stivhet på tvers av skrueaksen, ved bruk av NS-EN 1995-1-1, 7.1, kan beregnes ved ligning (7.11):

$$K_{v,EC5} = 2K_{ser} = 2\rho_m^{1,5} d_{eff} / 23 \quad (7.11)$$

Notasjonen $K_{v,EC5}$ vil bli benyttet videre i oppgaven.

7.1.2.2 Analytisk tilnærming: Skrue sett på som bjelke på elastisk fundament

En alternativ løsningsmetode er å betrakte skruen som en bjelke på elastisk fundament. En liknende tilnærming er foreslått i artikkelen «Slip modulus of inclined screws in timber-concrete floors» [37], der tilfellet er tilpasset til å passe en lastsituasjonen hvor kraften står 90° på fiberretningen. Det er også gjort enkelte forenklinger av modellen.



Figur 7.2 Bjelke på elastisk fundament.

Forskyvning på tvers av skrueaksen kan ses på som en bjelke på et elastisk fundament, der fjærstivheten k_v beskriver hullkantstivheten til treverket. x er posisjonen langs skrueaksen og v beskriver forskyvning på tvers av skrueaksen.

Likevekt om en uendelig liten del av skruen gir differensiallikningen [38]:

$$\frac{dV}{dx} = k_v v \Rightarrow \frac{d^4 v}{dx^4} EI + k_v v = 0 \quad (7.12)$$

Ved å introdusere konstanten, λ :

$$\lambda = \sqrt[4]{\frac{k_v}{4EI}} \quad (7.13)$$

kan ligningen skrives som:

$$\frac{d^4 v}{dx^4} + \frac{4}{\lambda^4} v = 0 \quad (7.14)$$

Grensebetingelsene for bjelken er:

$$\text{ved } x=0: \quad -\frac{d^2 v}{dx^2} EI = 0 \quad V = P \Rightarrow V = \frac{dM}{dx} = -\frac{d^3 v}{dx^3} EI = P$$

$$\text{ved } x=L: \quad -\frac{d^2 v}{dx^2} EI = 0 \quad V = 0 \Rightarrow -\frac{d^3 v}{dx^3} EI = 0$$

En løsning for v , på differensiallikningen (7.14), med gitte grensebetingelser er beskrevet av Hetényi [38]:

$$v(x) = \frac{2P\lambda}{k} \frac{\sin \lambda L \cdot \cos \lambda x \cdot C \operatorname{osh} \lambda(L-x) - \sin \lambda L \cdot C \operatorname{osh} \lambda L \cdot \cos \lambda(L-x)}{\operatorname{Sinh}^2 \lambda L - \sin \lambda L} \quad (7.15)$$

hvor $k = k_v$ og $L = l$. Stivheten i toppunktet, K_v kan da beregnes ved:

$$K_v = \frac{P}{v(0)} \quad (7.16)$$

Dersom skruen er uendelig lang vil løsningen av differensiallikningen gå mot:

$$v(x)_{l \rightarrow \infty} = e^{-\lambda x} \frac{2\lambda P}{k_v} \cos \lambda x \quad (7.17)$$

Stivhet i toppunktet kan da uttrykkes som:

$$K_v = \frac{P}{v(0)_{l \rightarrow \infty}} = \frac{k_v}{2\lambda} \quad (7.18)$$

(For indre gjengediameter på $d_l = 15$ mm, det vil si skruene benyttet i forsøkene, kan den forenklede løsningen i ligning (7.18) brukes for skruer lengre enn 150 mm).

Verdier for hullkantstivheten, k_v , er omtalt i artikkelen «Slip modulus of inclined screws in timber-concrete floors» [37]. Artikkelforfatterne har samlet verdier fra fire kilder, hvor disse er gjengitt i Tabell 7.1.

Tabell 7.1 Verdier for hullkantstivhet.

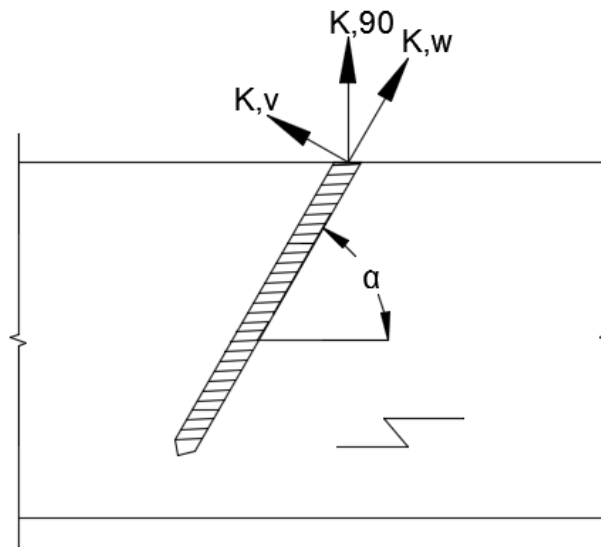
Study	Gattesco [39]	Gattesco and Toffolo [40]	Gelfi et al. [41]	Santos et al. [42]
Timber species	Eastern Alps spruce	Glulam eastern Alps red spruce	Alps Spruce	Pine (Pinus pinaster)
Density of timber [kg/m ³]	469	442	-	560
Moisture content [%]	12,1	9,9	-	12
Young's modulus parallel to grain, E_p [GPa]	13,1	13,9	-	15,1
Diameter of testing dowel [mm]	16	16	12-48	14
Foundation modulus parallel to grains, k_p [N/mm ²]	1210	1320	1300	1590
Foundation modulus transverse to grains, k_t [N/mm ²]	763	732	-	521

I denne oppgaven er hullkantstivhet k_v antatt å kunne estimeres ved interpolering mellom k_p og k_t , fra Tabell 7.1:

$$k_v = \frac{k_p \cdot k_t}{k_p \cos^2(\alpha) + k_t \sin^2(\alpha)} \quad (7.19)$$

Ligning (7.19), er analog med Hankinsons formel (ligning 7.7).

7.1.3 Stivhet ved kombinert belastning – K_{90}



Figur 7.3 Definisjon av K_{90} ($=K_{90}$).

En beregningsmodell for stivheten K_{90} , for last parallelt med fiberretningen er beskrevet av Tomasi et al. [43]. Stivheten på tvers av skrueakse, K_v , og uttrekksstivhet, K_w , dekomponeres til stivhet K_{90} , se Figur 7.3. I tilfellet med last 90° på fiber gir det ligningen:

$$K_{90} = K_w \sin(\alpha)^2 + K_v \cos(\alpha)^2 \text{ [N/mm]} \quad (7.20)$$

hvor:

- K_w – kan estimeres med Stamatopoulos og Malo sin modell, ligning (7.4) og med modell fra teknisk godkjenning, ligning (7.9)
- K_v – kan estimeres med to modeller: Enten Eurokode 5-modell, ligning (7.11), eller analytisk med Hetényi sin løsning for bjelke på elastisk fundament, ligning (7.16)

7.2 Kapasitet av skruer i treverk

7.2.1 Aksiell belastning/rent uttrekk – F_{ax}

I dette kapittelet vil tre modeller for uttrekkskapasitet, F_{ax} , presenteres: Eurokode 5 [44], DIN1052 [45] og en modell fra artikkelen «Withdrawal capacity of threaded rods in timber elements» [2].

7.2.1.1 Eurokode 5. Beregningsmetode for gjengediameter større enn 12 mm

For ytre gjengediameter større enn 12 mm, må uttrekksparameteren, $f_{ax,k}$, bestemmes i samsvar med NS-EN 14592 [46] for den tilhørende densiteten ρ_a . Det vil si at uttrekksparameteren $f_{ax,k}$, kan hentes fra produktdeklarasjonen fra skruепroducenten, forutsatt at produktet er testet i henhold til NS-EN 14592.

Uttrekkskapasiteten $F_{ax,Rk}$, for skruer der $d > 12$ mm, regnes etter ligning (7.21), gitt av Eurokode 5 kapittel 8.7.2 [36].

$$F_{ax,Rk} = \frac{n_{ef} f_{ax,k} d \cdot l_{ef}}{1.2 \cos(\alpha)^2 + \sin(\alpha)^2} \left(\frac{\rho_k}{\rho_a} \right)^{0.8} \quad (7.21)$$

hvor:

$f_{ax,k}$ – uttrekksparameteren i N/mm²

α – vinkel mellom skrueakse og fiberretning med $\alpha \geq 30^\circ$

ρ_a – tilhørende densitet til $f_{ax,k}$ i kg/m³

7.2.1.2 DIN 1052 – uavhengig av vinkel i området 45°-90°

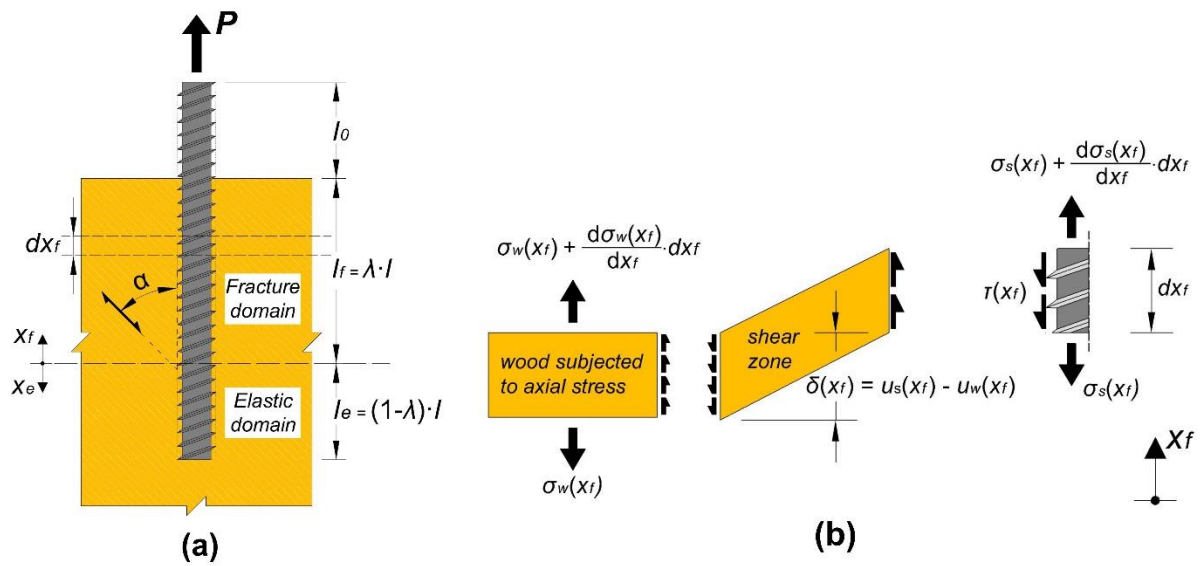
Ifølge teknisk godkjenningsblad [35] kan uttrekksstyrken, $f_{1,k}$, regnes uavhengig av vinkel etter ligningen (7.23), for vinkel α mellom 45° og 90°. Uttrekkskapasiteten, $F_{ax,k}$, regnes etter ligning (7.22):

$$F_{ax,k} = f_{1,k} \cdot l_{ef} d_r \quad [\text{N}] \quad (7.22)$$

$$f_{1,k} = 70 \cdot 10^{-6} \cdot \rho_k^2 \quad [\text{MPa}] \quad (7.23)$$

Her er ρ_k tilhørende densitet, mens d_r er ytre skruediameter, d .

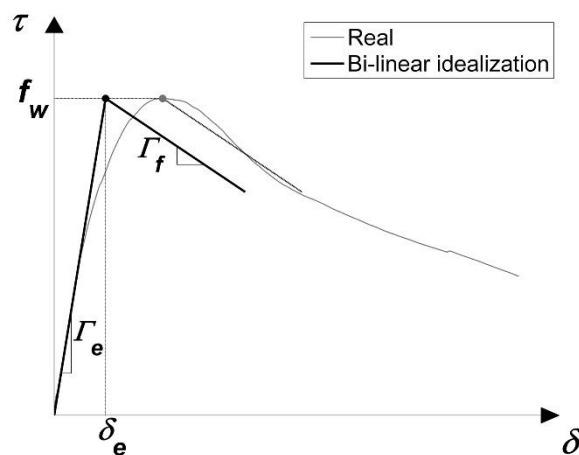
7.2.1.3 Analytisk bi-lineær beregningsmodell: Stamatopoulos og Malo [2]



Figur 7.4 Analytisk modell for uttrekkskapasitet.

(a) geometri (b) spenningstilstand av en uendelig liten del [2].

Modellen beskrives som en bi-lineær modell og tar utgangspunkt i Figur 7.5. Her er ekvivalent skjærstivhet, Γ_e , etter maksimal elastisk deformasjon, δ_e , idealisert som en rett linje. Opp til elastisk skjærspenning, f_w , er teorien lik den som ble presentert i kapittel 7.1.1.1, for estimering av aksialstivhet, K_w . Ekvivalent skjærstivhet etter at δ_e er oversteget, settes som, Γ_f , definert positiv for negativ stigningstall i Figur 7.5.



Figur 7.5 Bi-lineær idealisering av skjærspenning-deformasjonskurve [2].

For detaljert utledning av kapasitetsligningen henvises det til artikkelen «Withdrawal capacity of threaded rods in timber elements» [2].

Oppførselen til treverk og skrue er antatt lineær-elastisk i modellen. Ved å introdusere sammenhenger mellom skjærspenning, $\tau(x)$, og forskyvning, $\delta(x)$, i bruddområdet, kan en ny differensiallikning settes opp. Skjærspenningene langs skruen defineres som følger:

$$\tau(x) = \Gamma_e \cdot \delta(x) , \quad \delta(x) \leq \delta_e = f_w / \Gamma_e \quad (7.24)$$

$$\tau(x) = f_w - \Gamma_f (\delta(x) - \delta_e) , \quad \delta(x) \geq \delta_e = f_w / \Gamma_e \quad (7.25)$$

hvor:

δ_e – maksimal elastisk forskyvning langs skrueakse [mm]

f_w – elastisk skjærkapasitet [MPa]. f_w kan sammenlignes med f_{ax}/π

$$f_{w,\alpha} = \frac{4,35}{0,91 \sin^2(\alpha) + \cos^2(\alpha)} \quad (7.26)$$

$$m = \sqrt{\frac{\Gamma_f}{\Gamma_e}} \quad (7.27)$$

m angir hvordan bruddutviklingen er: $m = 0$ karakteriserer sprøtt brudd og $m = \infty$ karakteriserer perfekt plastisk materialoppførsel.

Likevektsbetraktning av Figur 7.4 (b) og grensebetingelser for «pull-shear» fra Figur 7.1, gir en formel for bruddlast, P [2]:

$$\frac{P}{\pi \cdot d_1 \cdot l \cdot f_w} = \frac{\sin(m \cdot \omega \cdot \lambda)}{\omega \cdot m} + \frac{\tanh((1 - \lambda) \cdot \omega) \cdot \cos(m \cdot \omega \cdot \lambda)}{\omega} \quad (7.28)$$

Der λ er definert som lengden av bruddsonen delt på effektiv forankringslengde l_{ef} , se Figur 7.4 (a):

$$\lambda = \frac{l_f}{l_{ef}} \quad (7.29)$$

Uttrekkskapasitet kan finnes ved å derivere ligning (7.28) med hensyn på λ og sette den deriverte lik null. Innenfor det fysiske domenet $[0,1]$ kan λ ha flere løsninger, men den eneste fysiske mulige er den laveste verdien. Ved å sette inn løsningen for λ i ligning (7.28) får en maksimal last:

$$\frac{P}{\pi \cdot d_1 \cdot l \cdot f_w} = \frac{\tan(m \cdot \omega)}{\omega \cdot m} \left(1 + m^2 - m^2 \cdot \frac{\delta_w}{\delta_e}\right) \quad (7.30)$$

Verdier for λ finnes tabulert i [2]. Med skruelengden $l_{ef}=300$ mm og $d=20$ mm, som er benyttet i denne oppgaven er $\lambda \approx 1$. Det vil si at maksimal last oppnås i det nederste skruegjenge beveger seg mer enn δ_e .

$\lambda=1$ i ligning (7.28) gir:

$$P = \frac{\sin(m \cdot \omega)}{\omega \cdot m} \pi \cdot d_1 \cdot l \cdot f_w \quad (7.31)$$

hvor:

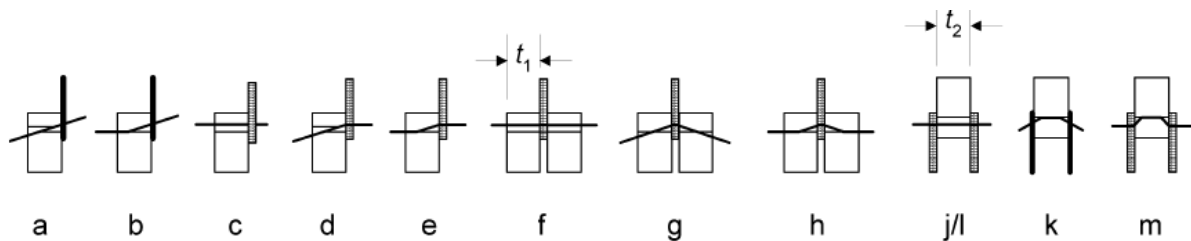
P – uttrekkskapasitet [N]

d_1 – kjernediameter til skrue [mm]

l – forankringslengde skrue [mm]

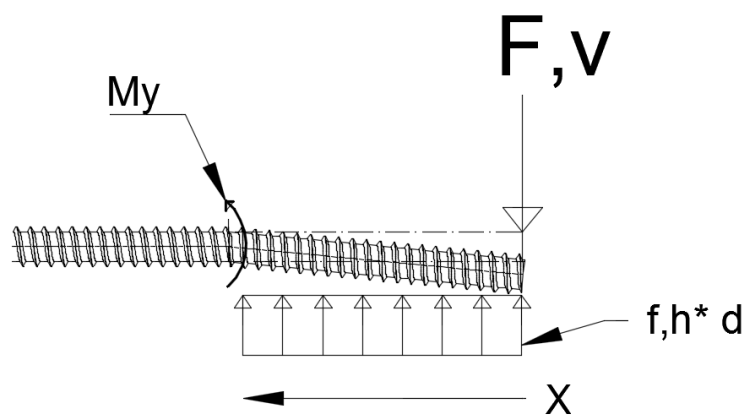
7.2.2 Tverrbelastning – F_v

I Eurokode 5 er reglene for tverrbelastning hentet fra Johanson [47] sin teori om kapasitet av stavforbindelser. Bruddmønstrene til tverrbelastede skrueforbindelser er antatt å være analoge med dybelforbindelser, med et tillegg i kapasitet for den såkalte taueffekten, se Figur 7.6. Taueffekten oppstår når trebitene trekkes sammen på grunn av friksjon. Johanson sin flyteleddteori bruker dybeldiameteren som parameter i beregningene. For skruer har Eurokode 5 introdusert en effektiv diameter, d_{eff} , i beregningene. Den effektive diameteren for skruenes gjengedel er satt til $1,1d_1$, der d_1 er kjernediameteren til skruen. For skruer med diameter større enn 6 mm gjelder reglene for bolter, forutsatt at d_{eff} settes som d .



Figur 7.6 Aktuelle bruddformer for tverrbelastede dybler. Fra EC5 [44].

For skruelengden benyttet i denne oppgaven, er det mest aktuelt å se på bruddformen i Figur 7.6 (b), med et flyteledd på skruen inne i treverket. Ved dimensjonering må også bruddformen i Figur 7.6 (a) kontrolleres.



Figur 7.7 Statisk system av Johanson sin flyteleddmodell.

Figur 7.7 viser et statisk system fra Johanson [47] sin flyteleddmodell. Her dannes det et flyteledd i skruen, i en distanse x fra skruens inngangspunkt. Videre antas det at trykkstyrken til treverket, f_h , er uniform over et areal lik x ganger skruediameteren. Ut fra dette kan kapasiteten finnes med likevektslikninger.

Summen av moment lik null gir:

$$M_y = F \cdot x - f_{h\alpha} \cdot d \cdot x^2 / 2 \quad (7.32)$$

Summen av vertikalkrefter lik null gir:

$$F = f_{h\alpha} \cdot d \cdot x \quad (7.33)$$

Kapasiteten, $F_{v,R}$, finnes ved å sette uttrykket for x fra ligning (7.33) inn i ligning (7.32), og løse med hensyn på F :

$$F_{v,R} = \sqrt{2M_y \cdot f_{h\alpha} \cdot d} \quad (7.34)$$

hvor:

$f_{h\alpha}$ – maksimal trykkstyrke i treverk vinkelrett på skrueakse [MPa]

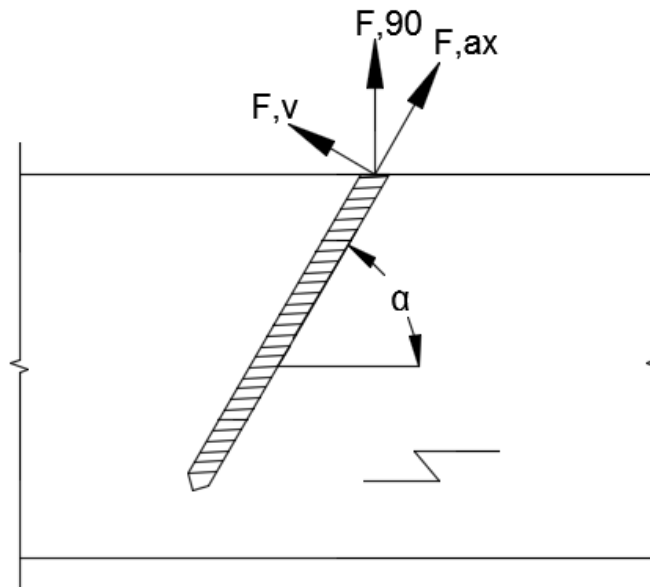
M_y – momentkapasitet for skruen [Nmm]

I Eurokode 5 er uttrykket i ligning (7.34) base for formlene. For tilfellet (b) i Figur 7.6, med enkeltsnittet forbindelse, er kapasiteten gitt av kapittel 8 i Eurokode 5 [44]:

$$F_{v,Rk} = 1,15 \sqrt{2M_{y,Rk} f_{h,k} d} + \frac{F_{ax}}{4} \quad (7.35)$$

I ligning (7.35) er siste leddet, $F_{ax}/4$, den såkalte taueffekten, bestående av $\frac{1}{4}$ -del av uttrekkskapasiteten. Denne skal aldri være større enn første leddet for skrudedde forbindelser. Det er antatt i oppgaven at stål- mot treforbindelse med tynn ståldel vist i Figur 7.6 (a) og (b), er tilfellet som er mest likt forsøkene fra kapittel 3.

7.2.3 Kombinert belastning – F_{90}



Figur 7.8 Definisjon av F_{90} .

7.2.3.1 Eurokode 5

Kapasitet til aksial- og tverrbelastede skrueforbindelser skal i henhold til Eurokode 5 kapittel 8.7.3, regnes etter formelen:

$$\left(\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{F_{ax,Ed}}{F_{ax,Rd}}\right)^2 \leq 1 \quad (7.36)$$

I Eurokode 5 er det ikke angitt begrensninger for bruk av taueffekt i kapasitetsberegning. Det fører til at taueffekten kan gi et positivt bidrag til tverrkraftkapasiteten, ligning (7.35), uten at det fører til reduksjon av uttrekkskapasiteten.

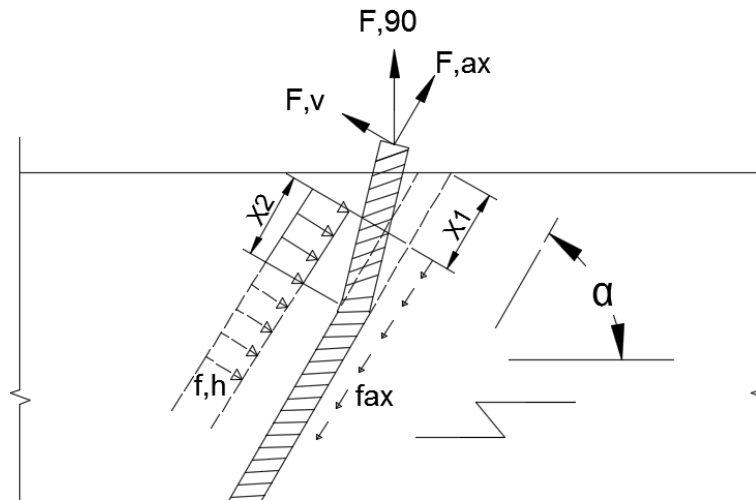
For last 90° på fiberretning og skruer med en vinkel (Figur 7.8), kan maksimal last F_{90EC5} beregnes ved ligning (7.39). Aksial- og tverrkraft beregnes ved å dekomponere F_{90} .

$$F_{ax} = F_{90} \sin(\alpha) \quad (7.37)$$

$$F_v = F_{90} \cos(\alpha) \quad (7.38)$$

$$F_{90EC5} \leq \sqrt{\frac{1}{\left(\frac{\sin(\alpha)}{F_{ax,R}}\right)^2 + \left(\frac{\cos(\alpha)}{F_{v,R}}\right)^2}} \quad (7.39)$$

7.2.3.2 Jockwer



Figur 7.9 Spenningsfordeling i Jockwer et al. sin modell.

Jockwer et al. [1] bruker en annen tilnærming enn Eurokode 5. Med samme lasttilfelle, F,90, introduseres en modell der første del av skruen ikke gir motstand, x_1 i Figur 7.9. x_1 er distansen fra skruens inngangspunkt, til der tykkelsen på treverket, vinkelrett på skrueaksen, er stor nok til å motstå hullkantrokket langs to skjærplan på begge sider av skruen. Ved å innføre fasthet for rulleskjær, $f_{v,roll}$, kan x_1 uttrykkes som [1]:

$$x_1 = \frac{f_h d_{ef}}{2 \tan(\alpha) f_{v,roll}} \quad (7.40)$$

Flyteleddet er posisjonert i avstanden, $x_1 + x_2$, fra inngangspunkt. Tverrlastmotstanden, R_v , beregnes med Johanson sin flyteleddteori, lastet med en eksentrisitet x_1 . Det gir:

$$R_v = -f_h x_1 d_{ef} + \sqrt{(2My + f_h x_1^2 d_{ef}) f_h d_{ef}} \quad (7.41)$$

Total kapasitet, F90Jockwer, beregnes med ligningen:

$$F90Jockwer = F_{ax} \sin(\alpha) + R_v \cos(\alpha) \quad (7.42)$$

Uttrekkskapasitet, F_{ax} , beregnes etter Eurokode 5, ligning (7.21), men med en redusert forankringslengde. Effektiv forankringslengde blir skruelengde redusert med x_1 .

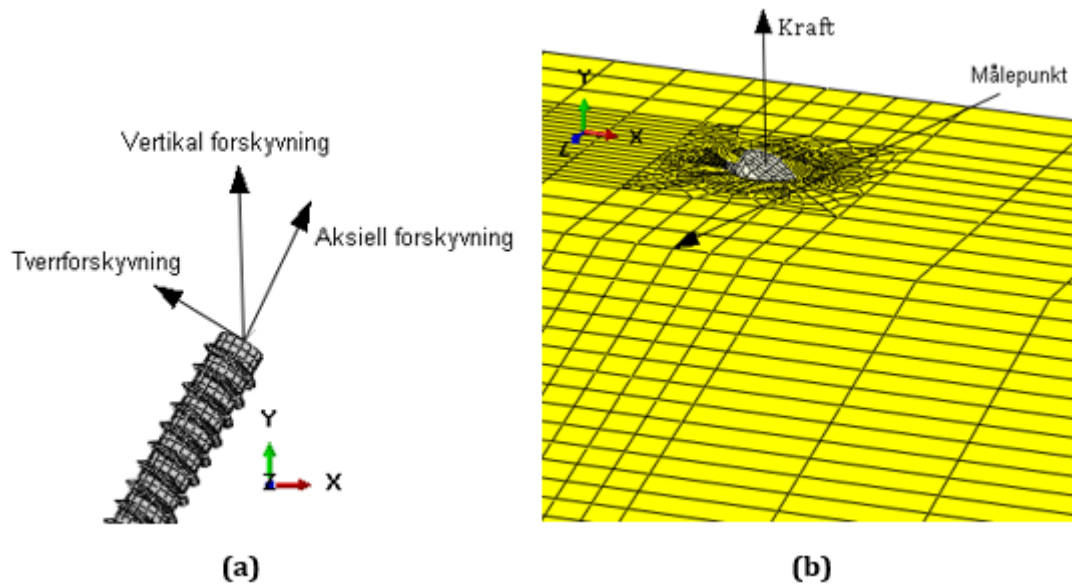
7.3 Sammenligning av beregningsmodeller med forsøk og Abaqus

I denne delen vil beregningsmodellene for stivhet og kapasitet fra kapittel 7.1 og 7.2, bli sammenlignet med numeriske simuleringer og forsøksdata. Alle beregninger er vedlagt i Vedlegg E, mens kun resultatene er presentert her.

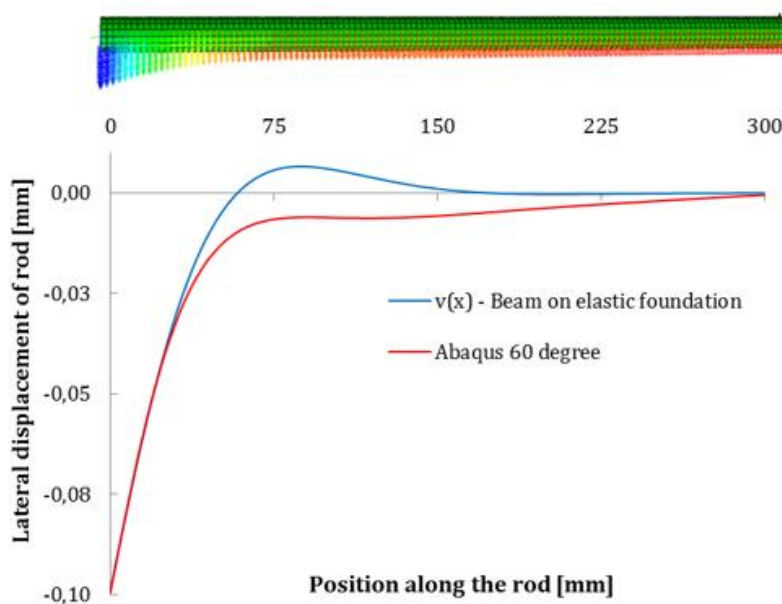
7.3.1 Stivhet – K_{90}

Den vertikale stivheten i inngangen til skruehullet, K_{90} , er bestemt ut fra ulike beregningsmodeller, og numerisk i Abaqus. K_{90} ble definert ut fra Figur 7.3, hvor denne står 90° på fiberretningen. Stivheter for uttrekk, tverrbelastning og kombinasjonen av disse, K_{90} , er gitt i Tabell 7.2. Innhold i tabellen er beregnet som følger:

- **K_{90}** : Stivhet for kombinert belastning, er beregnet etter Tomasi (K_{90}) [43], ligning (7.20)
- **K_w** : Uttreksstivhet, er beregnet etter Stamatopoulos og Malo [3] sin analytiske modell, ligning (7.4)
- **K_{vBOEF}** : Stivhet ved tverrbelastning, er beregnet ut fra bjelke på elastisk fundament, ligning (7.16)
- **K_{vEC5}** : Stivhet ved tverrbelastning, er beregnet etter Eurokode 5, ligning (7.11)
- **K_{90BOEF}** : Stivhet for kombinert belastning, der K_w og K_{vBOEF} er innsatt i ligning (7.20). Hullkantstivhet k_v er beregnet med ligning (7.19).
- **K_{90EC5}** : Stivhet for kombinert belastning, der K_w og K_{vEC5} er innsatt i ligning (7.20)
- **K_{90} Abaqus**: Stivhet K_{90} er hentet fra numeriske simuleringer med vinkel 60° og 75° , omtalt i kapittel 5.2.5, målt i lineært-elastisk område. Stivheten er basert på forskyvningen mellom sentrum av skrue i inngangspunktet, og ut til nærmeste kant på bjelke. Se Figur 7.10



Figur 7.10 K90 Abaqus. Stivhet definert mellom målepunkt og sentrum av skrue.

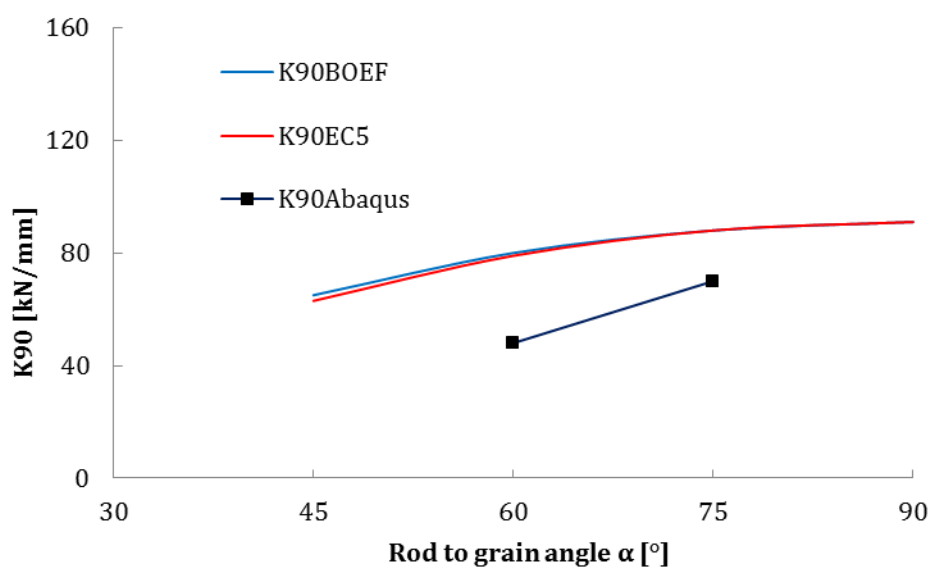


Figur 7.11 Tverrforskyvning langs skrue 60°, ved tverrlast 2,02 kN og vertikalkraft 4,04 kN.

Figur 7.11 viser at tverrforskyvningen, langs skruen i Abaqus er relativt lik som løsningen med bjelke på elastisk fundament $v(x)$ av likning (7.15), med $k_v=1100 \text{ N/mm}^2$ ($k_p = 1300 \text{ N/mm}^2$, $k_t = 732 \text{ N/mm}^2$). Grunnen til at forskyvning i Abaqus aldri krysser y-akse er sannsynligvis på grunn av geometrisk stivhet grunnet strekk i skrue. Dette er ikke tatt med i løsningen for bjelke på elastisk fundament.

Tabell 7.2 Stivhet, K_{90} , med varierende innskruingsvinkel, α .

Stiffness	$\alpha = 45^\circ$	$\alpha = 60^\circ$	$\alpha = 75^\circ$	$\alpha = 90^\circ$
K_w [kN/mm]	110	100	93	91
K_{vBOEF} [kN/mm]	18	20	22	23
K_{vEC5} [kN/mm]	15	15	15	15
K_{90BOEF} [kN/mm]	64	80	88	91
K_{90EC5} [kN/mm]	63	79	88	91
$K_{90Abaqus}$ [kN/mm]	-	48	70	-
Values used in table	$l_{ef} = 300$ mm, $d = 20$ mm, $d_1 = 15$ mm $E_s = 210\,000$ MPa, $k_p = 1300$ N/mm ² , $k_t = 732$ N/mm ²			

Figur 7.12 Stivhet K_{90} . Verdier fra Tabell 7.2.

For innskruingsvinkler mellom 45° og 90° er stivheten, K_{90} , hovedsakelig avhengig av uttrekksstivheten, K_w , som igjen er avhengig av ekvivalent skjærstivhet, Γ_e . Innsatt i ligning (7.6), er verdien av Γ_e for vinklene 45° og 90° , henholdsvis 8 og 6 MPa/mm.

7.3.2 Kapasitet - F_{90}

Karakteristiske verdier er beregnet med densiteten, $\rho_k = 390 \text{ kg/m}^3$, og midlere verdier med densitet, $\rho_m = 470 \text{ kg/m}^3$. I sammenligningen med forsøk er det valgt å bruke midlere densitet i beregningsmodellene, for å sammenligne med gjennomsnittsverdier fra forsøk. Retning på F_{90} er definert i Figur 7.8.

7.3.2.1 Uttrekkskapasitet, F_{ax} , og forsøksresultater fra uttrekkstester

I Tabell 7.3 er resultatene fra ulike modeller for uttrekkskapasitet presentert. Det er kun oppgitt karakteristisk uttrekkskapasitet for 90° , mens midlere verdier er presentert for alle vinklene. Innholdet i Tabell 7.3 er beregnet som følger:

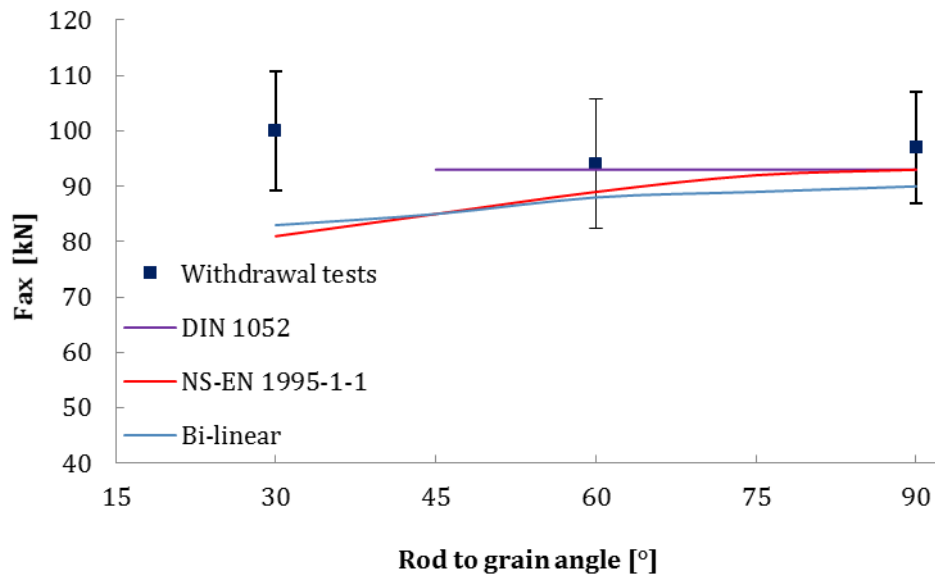
- **NS-EN 1995-1-1:** Eurokode 5, ved bruk av ligning (7.21). f_{ax} settes lik f_t , hentet fra teknisk godkjenning [44]
- **DIN 1052:** Uavhengig av vinkel i området 45° - 90° , ligning (7.22)
- **Bi-linear:** Analytisk Bi-lineær kapasitetsmodell fra Stamatopoulos og Malo [2], ligning (7.31). $\lambda = 1$, det vil si at hele forankringslengden er i bruddsonen. $f_{ax} = \pi \cdot f_w$
- **Withdrawal tests:** Forsøksresultater fra Stamatopoulos og Malo [2]. Limtre av typen GL30c, med $\rho_m = 488 \text{ kg/m}^3$. $l_{ef} = 300 \text{ mm}$. (Lasttilfellet i forsøkene er «pull-push», ikke «pull-shear», det antas likevel at resultatene kan sammenlignes med «pull-shear» - tilfeller)

Tabell 7.3 Uttrekkskapasitet, F_{ax} .

Model	$f_{ax,k}$ [MPa]	$F_{ax,k,90}$ [kN]	$f_{ax,m}$ [MPa]	$F_{ax,m,90}$ [kN]	$F_{ax,m,75}$ [kN]	$F_{ax,m,60}$ [kN]	$F_{ax,m,45}$ [kN]	$F_{ax,m,30}$ [kN]
DIN 1052	10,7	64	15,5	93	93	93	93	-
NS-EN 1995-1-1	10,7	64	15,5	93	92	89	85	81
Bi-linear	-	-	$f_w \alpha \cdot \pi$	90	89	88	85	83
Withdrawal tests	-	-	-	97	-	94	-	100

m – mean values

k – characteristic values



Figur 7.13 Uttrekkskapasitet F_{ax} .

Figur 7.13, viser hvordan modellene for uttrekkskapasitet samsvarer med forsøk. De vertikale feilmarkeringene for eksperimentene viser standardavviket til forsøkene.

7.3.2.2 Tverrlastkapasitet, F_v

I Tabell 7.4 er F_v beregnet etter NS-EN 1995-1-1, ligning (7.35). F_v regnes ut med både karakteristiske og midlere verdier for trykkstyrke, $f_{h,\alpha}$. Siden taueffektens bidrag er usikkert er det beregnet kapasitet med og uten leddet $F_{ax}/4$.

- $f_{h,\alpha,k}$: Karakteristisk trykkstyrke vinkelrett på skrue
- $F_{v,k}$ inkl. $F_{ax}/4$: Karakteristisk tverrlastkapasitet med taueffekt
- $f_{h,\alpha,m}$: Midlere trykkstyrke vinkelrett på skrue
- $F_{v,m}$ inkl. $F_{ax}/4$: Midlere tverrlastkapasitet med taueffekt
- $F_{v,m}$ uten $F_{ax}/4$: Midlere tverrlastkapasitet uten taueffekt

Tabell 7.4 Tverrlastkapasitet F_v , med og uten taueffekt.

NS-EN 1995-1-1. 8.7.1	$\alpha = 45^\circ$	$\alpha = 60^\circ$	$\alpha = 75^\circ$	$\alpha = 90^\circ$
$f_{h,\alpha,k}$ [MPa]	20,6	23,2	25,7	26,7
$F_{v,k}$ inkl. $F_{ax}/4$ [kN]	24,0	26,0	27,0	28,0
$f_{h,\alpha,m}$ [MPa]	24,8	28,0	30,9	32,2
$F_{v,m}$ inkl. $F_{ax}/4$ [kN]	35,0	37,0	39,0	40,0
$F_{v,m}$ uten $F_{ax}/4$ [kN]	17,0	19,0	20,0	20,0

7.3.2.3 Kapasitet ved kombinert aksial- og tverrbelastning

- **F90 test:** Gjennomsnittsverdier fra forsøksresultater
- **F90m inkl. $F_{ax}/4$:** Midlere kapasitet fra ligning (7.39), NS-EN 1995-1-1. Følgende verdier er benyttet: $F_{ax,m}$ fra Tabell 7.3 (NS-EN 1995-1-1) og $F_{v,m}$ inkl. $F_{ax}/4$ fra Tabell 7.4
- **F90m uten $F_{ax}/4$:** Beregnet på samme måte som for «F90m inkl. $F_{ax}/4$ », bortsett fra at det her er uten leddet $F_{ax}/4$
- **F90,m Jockwer:** Midlere kapasitet fra ligning (7.42). Trykkstyrke, $f_{h,m}$, er beregnet ihht. NS-EN 1995-1-1. Rulleskjærkapasitet $f_{v,rolling,m}$ er satt til 1,4 MPa, på bakgrunn av studien til Dahl [7], hvor flytegrensen er 0,9 MPa og maksimal verdi 1,6 MPa

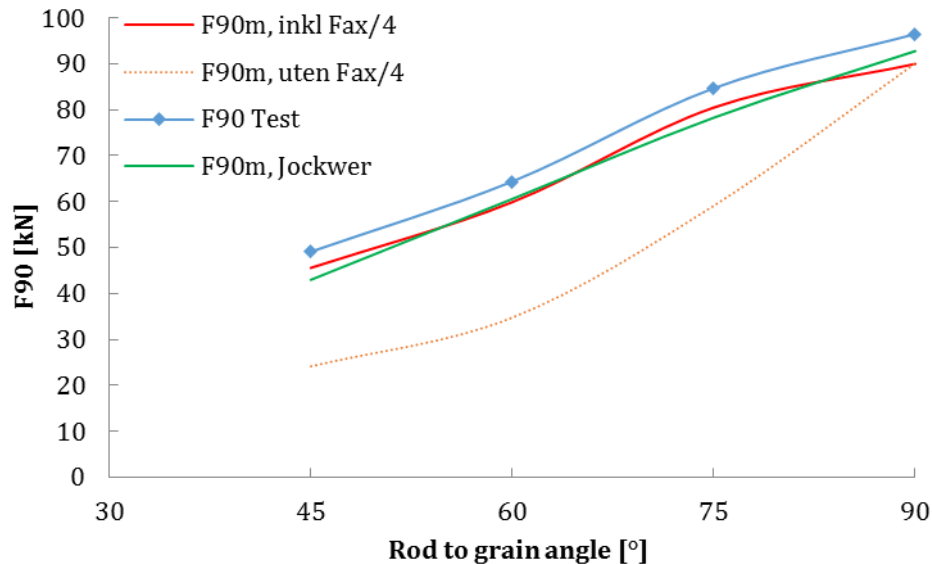
Tabell 7.5 Sammenligning av kapasitet med aksial- og tverrbelastning.

	$\alpha = 45^\circ$	$\alpha = 60^\circ$	$\alpha = 75^\circ$	$\alpha = 90^\circ$
<i>F90 Test*</i> [kN]	49,0**	64,0	85,0	97,0***
<i>F90m, inkl $F_{ax}/4$</i> [kN]	45,6	59,9	80,5	90,0
<i>F90m, uten $F_{ax}/4$</i> [kN]	24,2	34,8	59,1	90,0
<i>F90m, Jockwer</i> [kN]	43,9	61,4	78,8	92,8

**F90 Test*: I forsøkene var det en eksentrisitet mellom last og skruens inngangspunkt. Momentet er ikke tatt med i betraktningen

**Kun ett forsøk for vinkel 45°

***Hentet fra Stamatopoulos og Malo [2], andre opplagerbetingelser, men samme forankringslengde



Figur 7.14 Sammenligning av kapasitet ved kombinert aksial- og tverrbelastning.

7.4 Diskusjon av beregningsmodeller

7.4.1 Stivhet

Stivheten viste seg vanskelig å måle i forsøk, grunnet eksentrisk lastpåføring. Fremgangsmåten for å evaluere stivheten til forbindelsene ble derfor gjort ved å lage numeriske modeller uten eksentrisitet, se Figur 7.10, der modellene i kapittel 5.2.5 er lagt til grunn. Disse ble så sammenlignet med de analytiske stivhetsmodellene. K_{90} ble beregnet med Tomasi [43] sin foreslåtte modell, der aksialstivheten (K_w) og tverrstivheten (K_v) dekomponeres i kraftretningen. Stivhetene, K_w og K_v , gir hvert sitt bidrag til K_{90} , der uttrekksstivheten blir dominerende for alle vinklene i denne oppgaven. K_w øker ved reduksjon av vinkelen α , se Tabell 7.2. Dette medfører at stivhetene, K_{90EC5} og K_{90BOEF} , reduseres lite ved økende tverrbelastning, som følge av redusert vinkel fra 90° til 60° . Figur 7.12 viser at beregnet stivhet fra 90° til 60° endres lite, mens den synker kraftigere mot 45° . Ut fra numeriske simuleringer ser det ut til at stivheten reduseres mer ved reduksjon av vinkel.

Modellen for K_vBOEF er ikke tilstrekkelig kalibrert for limtre, men med kalibrering av fjærstivheten, k_v , vil den kunne gi en god fysisk beskrivelse av stivhet i tverretning. Prinsippet om *bjelke på elastisk fundament*, som ligger bak K_vBOEF , kan også utvides til å inkludere kombinasjon av punktlast og endemoment. Mer kalibrering behøves også i modellen for uttrekksstivhet, K_w . Fordelen med modellene er likevel at de er fleksible med tanke på endring av dimensjoner og gir generelle uttrykk.

7.4.2 Kapasitet

Ut fra sammenligningen av kapasitet er det god overenstemmelse mellom Eurokode 5 og forsøk, dersom en tar med taueffekten i beregningen. Uten taueffekten vil kapasiteten reduseres for mye ved økt andel tverrkraft, målt i forhold til forsøk. I forsøkene var ikke taueffekten tilstede, men det er grunn til å tro at tverrlastkapasiteten økes som følge av strekk i skrue, såkalt geometrisk stivhet. Geometrisk stivhet vil føre til redusert tverrforskyvning av skruen, og vil på samme måte som taueffekten kunne gi økt tverrkraftkapasitet. Det er også sannsynlig at tverrkraftkapasitet vil øke som følge av at treverket vil holde igjen skruen fra å gli i skruehullet. I Eurokode 5 sin ligning for kapasitet ved kombinert belastning, ligning (7.39), defineres det som brudd i forbindelsen om flyteledd oppstår. Resultatene fra forsøket viser at det er en betydelig restkapasitet etter

dette. Effekten av strekkraften er ikke tatt med i hverken Jockwer et al. [1] sin kapasitetsmodell eller tverrstivhetsmodellen for bjelke på elastisk fundament.

Uttrekkskapasiteten, F_{ax} , i NS-EN 1995-1-1, varierer med vinkelen mellom skrue- og fiberretning. Ut fra forsøkene til Stamatopoulos og Malo [2], og evaluering av beregningsmodeller gjort av Blass og Frese [10], ser det ikke ut som endringen av vinkel har innvirkning på gjennomsnittlig kapasitet for vinkler i området 45° - 90° . Det som derimot varierer er usikkerheten. Standardavviket er høyere for lave vinkler, grunnet sprøere bruddform. Dette gjør at den dimensjonerende kapasiteten går ned, siden det kreves mer reduksjon i dimensjonerende kapasitet for å oppnå tilstrekkelig sikkerhet. I sammenligningsdelen er kapasiteten, F_{90m} , beregnet med en uttrekkskapasitet, F_{ax} , som ihht. NS-EN 1995-1-1 reduseres med redusert vinkel. Dersom uttrekkskapasitet er uavhengig av vinkel slik som Blass og Frese hevder [10], vil F_{90m} reduseres mer enn fysisk oppførsel skulle tilsi. Gjennomsnittlig kapasitet, F_{90m} , beregnet med Eurokode 5 sin beregningsmodell kan med andre ord gi for konservative verdier for vinkler under 90° .

Ved beregning av kapasitet for tverrkraft ihht. NS-EN 1995-1-1, er det benyttet en effektiv diameter $d_{ef}=1,1d_1$. Dette gjør at momentkapasiteten, $M_{y,Rk}$, blir forholdsvis høy i forhold til om bare kjernen er tatt med. Det er naturlig at gjengene vil øke momentkapasiteten, men eksakt hvor mye er ikke tatt med i betraktning fra NS-EN 1995-1-1. Til sammenligning ligger flytemomentet, $M_{y,Rk}$, beregnet med NS-EN 1995-1-1, mellom elastisk og plastisk momentkapasitet med kjernediameter, d_1 , og flytespenning, f_{yk} . Beregning av $M_{y,Rk}$, M_y og $M_{y,pl}$ finnes i Vedlegg E. For nøyaktig bestemmelse av momentkapasiteten til skruene, kunne laboratorieforsøk vært utført.

Jockwer et al. [1] sin beregningsmodell stemmer også bra, men resultatene er sensitive for endring av rulleskjærstyrke. Når rulleskjærstyrken, $f_{v,rolling}$, går ned, vil avstanden x_1 øke. Siden uttrekkskapasitet, F_{ax} , beregnes med forankringslengde redusert med x_1 , vil verdien få stor betydning for kapasiteten. Modellen er likevel den som gir best fysisk beskrivelse av bruddmønsteret observert i forsøk. Det må understrekes at modellen beskriver tilfeller med tverrkraft i bjelkens lengderetning. Jockwer sin modell har dermed begrenset gyldighetsområde med tanke på retning av tverrkraften. Dersom tverrkraften peker vinkelrett på fiberretning vil ikke skjærplanene som definerer x_1 oppstå.

I sammenligningen må det understrekes at det i forsøk var en eksentrisitet mellom last og skruens inngangspunkt. Eksentrisiteten ble gradvis redusert under forsøket ved at skruen bøyde seg under pålastning. I beregningsmodellene er ikke denne eksentrisiteten tatt inn i beregningene. Eksentrisitsmomentet kunne vært tatt hensyn til i beregningsmodellene for tverrlastkapasitet, men siden avstanden mellom kraft og skruens inngangspunkt varierte i forsøket var det vanskelig å definere en fast verdi.

8 Oppsummering

I denne delen vil resultatene fra laboratorieforsøk, numeriske analyser, og beregningsmodeller bli oppsummert. Sammenligningsgrunnlaget mellom disse baserer seg på fysiske observasjoner, kraft-forskyvningskurver, analytiske og numeriske løsningsmetoder.

8.1 Laboratorieforsøk og numerisk simulering

Fra forsøkene kom det tydelig fram at økt vinkel mellom skrue og kraftretning, dvs. økt tverrkraftkomponent, gir tydelig redusert kapasitet. Bøying av skrue på grunn av tverrkraft, gjør at den bøyde delen delvis mister kontakt med tregjengene (se Figur 3.19). Dette fører til en redusert effektiv forankringslengde og kapasitet. Alle forsøkene gikk til brudd på grunn av svikt i tregjengene.

Laboratorieforsøkene inneholder enkelte feilkilder som påvirker resultatet fra målingene. Siden skruene fikk plastiske deformasjoner ved lav last, ble det valgt å ikke forbelaste. Forspenning ville redusert slark i starten av pålastningen, og det slake partiet i starten av kraft-forskyvningskurvene kunne vært unngått. Det var ønskelig at de målte forskyvningene kun viste deformasjon av skrue-treforbindelsen, og ikke andre komponenter. I kapittel 3.2.1 ble det vist at målepunktet på bolten hadde innvirkning ved små forskyvninger, men ettersom forskyvningene økte fikk dette liten betydning. På bakgrunn av dette kan oppførselen i starten av pålastningen egentlig være stivere, men at stivheten videre er rimelig korrekt.

I de numeriske analysene ble det først utført et sensitivitetsstudie på elementnett. Her ble det vist at elementene som utsettes for stor tverrlast fra skruen må være små. Det kom også fram at det var viktigere med liten elementstørrelse i høyden, enn i bredden. Et «ikke-strukturert» elementnett rundt skruen, ga betydelig reduksjon i analysetid og hadde ingenting å si for forskyvningen av skruen.

I motsetning til forsøkene er det null slark og ingen geometriske imperfeksjoner i de numeriske simuleringene. Dette fører blant annet til at stivheten i starten av kraft-forskyvningskurvene i Abaqus er større. I Abaqus blir det en mer utpreget utflatning halvveis i pålastningen, men det er også her kraft-forskyvningskurvene fra forsøk og numerisk passer best, se Figur 5.19. I siste fase blir stivheten en del større for modeller som ikke har flytekriterium i treet. Uten flyt- eller bruddkriterium blir det ingen

oppmykning av elementene, treet yter alt for stor motstand og det er ikke mulig med svikt i tregjengene.

I referansemodellen, *ABQ60*, ble grad av timeglassformede elementer litt for stor og en noe høy kunstig energi ble påvist. På bakgrunn av dette ble det laget en modell med finere elementnett i de kritiske områdene, samt i høyden av bjelken. Resultatet av dette var at kunstig energi gikk ned til tilfredsstillende nivå, mens kraft-forskyvningskurven ble uendret.

Med innføringen av Hill flytekriterium, ble oppførselen mer representativ i avsluttende fase av kraft-forskyvningskurven. Flytekriteriet gjør det mulig at elementer blir plastiske og mykes opp ved store nok spenninger, noe som fører til redusert stivhet. Dette er mer forenelig med en virkelig treoppførsel, noe deformasjonen i Figur 5.24 også viser.

Når det gjelder maksimal kapasitet i en numerisk modell er dette også veldig avhengig av materialverdier. I oppgaven har det vært fokusert på å bruke realistiske og dokumenterte verdier. Det er også helt essensielt at man har brudd- og/eller flytekriterium for tre og skrue, hvis det er ønskelig å finne kapasiteten. Uten Hill-kriterium, men med flytekriterium i stålet, ble skruen begrensende og kapasiteten til forbindelsen større enn i forsøkene. Med Hill-kriteriet ble kapasiteten stort sett litt mindre enn forsøkene, og kapasiteten var følsom for hva som ble valgt som flytespenning. Ved å øke flytespenning for skjær og trykk langs gjengene i Abaqus, vil en høyere maksimal last oppnås. Det er usikkert om dette ville være realistisk å gjøre, da det ikke ble utført noen materialtest av treverket.

Det er vanskelig å si noe endelig om hvorvidt Hill-kriteriet passer bra som materialmodell for trebjelken. Det som kan fastslås, er at forsøkene beskrives mer fysisk korrekt og gjengir oppførselen bedre enn uten flytekriterium. Hill-kriteriet gir også muligheten til å få svikt i gjengene, slik tilfellet var i laboratoriet.

Det er også vist at bruk av XFEM i numeriske simuleringer kan beskrive en fysisk korrekt sprekkdannelse. Ved sammenligningen av oppsprekking i Abaqus og fysiske forsøk, blir sprekkmønsteret veldig likt, der sprekkoverflatene stort sett oppstår parallelt med fibre. Det er allikevel mye mer som må gjøres på området, og da spesielt utvikling av bruddkriterier som passer for anisotropisk materiale. Å benytte XFEM i simuleringene av forsøkene ville vært lite hensiktsmessig, da analysetiden ville blitt alt for lang.

Sannsynligheten for at analysene ville blitt avbrutt er stor etter sprekkdannelse grunnet konvergensproblemer.

8.2 Beregningsmodeller

I kapittel 7 er det gitt en oversikt over aktuelle beregningsmodeller for skrånstille skruer.

For beregning av stivhet finnes det ingen modeller i Eurokode 5 som passer lastsituasjonen direkte. Det eneste som er beskrevet i Eurokode 5 er en glidemodul, men formelen forutsetter kontakt mellom to deler. I oppgaven er det foreslått å bruke stivhetsmodellen til Stamapopoulos og Malo [3] for beregning av uttrekksstivhet. For beregning av stivhet på tvers av skrueakse, ble prinsippet om bjelke på elastisk fundament foreslått, hvor treverket rundt skruen betraktes som fjærstivheter. Ved å kombinere de to modellene kan stivhet ved kombinert aksial- og tverrbelastning beregnes. I likhet med de numeriske modellene, bør det utføres flere materialtester for å verifisere ekvivalent skjærstivhet, G_e og hullkantstivhet, k_v . Fordelen med de to stivhetsmodellene er at de er generelle og fleksible med tanke på endring av skruedimensjoner.

Beregning av kapasitet er allerede dekket i Eurokode 5. I beregningsdelen er det valgt å presentere modellen fra Eurokode 5 og en kapasitetsmodell fra Jockwer et al. [1].

Beregningsmodellen i Eurokode 5 for kapasitet ved kombinert belastning ser ut til å være konservativ sammenlignet med forsøkene. En modell som er mer fysisk beskrivende for bruddmønsteret observert i forsøk og Abaqus, er kapasitetsmodellen til Jockwer et al. I forsøk ble det observert brudd langs skjærplan på begge sider av skruen, planene danner basisen for Jockwer et al. sin modell. Kapasiteten beregnet med Jockwer sin modell stemte godt overens med forsøksresultatene.

9 Konklusjon

I dette arbeidet er forsøksdata, numeriske- og analytiske løsningsmetoder, blitt benyttet for å studere aksial- og tverbelastede skruer i limtre. Det er utført forsøk med varierende andel av aksial- og tverrlast ved å endre vinkel mellom skrue og kraftretning.

I forsøkene ble 12 like skruer testet, hvor kun innskruingsvinkel ble endret. Vinkler mellom 90° - 45° mellom skrue- og fiberretning er benyttet. I alle forsøk er påført kraft 90° på fibre. På grunn av en eksentrisitet fra kraftangrepspunktet og inngangen til skruehullet, ble skrue-treforbindelsen utsatt for både aksial-, tverr- og momentbelastning. Forsøksdataene viste at maksimal last reduseres som følge av økt tverrlast. Maksimal last for 90° , 75° , 60° og 45° ble henholdsvis 88 kN, 85 kN, 64 kN og 49 kN. Verdiene for 75° og 60° er gjennomsnittsverdier fra fem forsøk, mens de øvrige kun er basert på ett forsøk. I samtlige forsøk ble det brudd som følge av svikt i tregjengene.

De numeriske simuleringene gir god overenstemmelse med laboratorieforsøkene. Alle kraft-forskyvningskurver fra Abaqus stemmer godt med forsøk i første del av kraftpåføringen. I referansemødelene, uten flytekriterium i treet, var det ikke mulig å få svikt i tregjengene. Ved å benytte Hills anisotrope flytekriterium, ble materialoppførselen til treet bedre beskrevet. Dette førte til oppmyking av treverket og redusert stivhet. Hill-mødelene fulgte kraft-forskyvningskurvene fra forsøkene bedre, og da spesielt i avsluttende fase hvor de samsvarte godt med stivhetene fra forsøk. Ved bruk av flytekriterium var det mulig å få svikt i tregjengene, noe som oppsto i flere av mødelene. Maksimal last i Hill-mødelene lå generelt under maksimal last i forsøkene. Dette kan skyldes valg av materialverdier. Hill-kriteriet vurderes å være det beste alternativet for anisotropisk flytekriterium for denne oppgaven, da dette ligger inne i materialmodulen i Abaqus og fungerer for volumelementer.

Det er også vist at med XFEM er det mulig å simulere sprekkdannelse og sprekkevekst i tre. Det er vist seg mulig å beskrive sprekkmønstre som ligner på sprekker fra forsøkene, der sprekker har oppstått parallelt med fiberretningen. Å få konvergente løsninger har vært et stort problem, og da spesielt i 3D-mødeller.

I oppgaven er det presentert mulige beregningsmødeller for stivhet ved kombinert belastning. Stivhet i forsøk viste seg vanskelig å måle grunnet eksentrisitetsmomentet, derfor ble Abaqusmødeller uten eksentrisitet benyttet som sammenligningsgrunnlag.

I Abaqus er stivheten lavere og ser ut til å bli mer påvirket av økt tverrlast enn de analytiske løsningsmetodene. Lavere stivhet i Abaqus kan skyldes usikre materialparametere. Det må legges til at modellene presentert her, kun er forslag til mulige løsningsmetoder.

Beregningsmodellen i Eurokode 5 for kapasitet ved kombinert belastning ser ut til å være konservativ. Dette kommer av at Eurokode 5 definerer tverrlastkapasitet ut fra hvor flyteledd oppstår. Så lenge det ikke blir svikt i tregjenger eller diffus innsnevring i skruetverrsnitt, vil det være mer kapasitet igjen etter dannelse av flyteledd. Jockwer et al. [1] sin kapasitetsmodell for kombinert belastning stemmer godt overens for alle vinkler benyttet i forsøkene. Prinsippet med å redusere forankringslengden grunnet tverrlast, samsvarer med bruddform observert i forsøk. En svakhet med Jockwer et al. sin modell er at den har begrenset gyldighetsområde.

Oppgaven har vist at økt tverrlast gir redusert effektiv forankringslengde, og dermed redusert kapasitet. I forbindelser med lange skruer bør det etterstrebes at last hovedsakelig er rettet i skrueakse. For å unngå store bøyedeformasjoner i skrue må skruediameter være tilstrekkelig, særlig i ytterste del.

10 Forslag til videre arbeid

Det gjenstår fortsatt en del arbeid for å forstå oppførselen og egenskapene til skrue-treforbindelsen som er beskrevet i denne oppgaven. Mer testing i laboratoriet og mer nøyaktige numeriske modeller må til. Gjennom arbeidet med oppgaven har det kommet opp flere konkrete punkter som kan være interessante å studere nærmere.

I denne oppgaven ble det kun benyttet en forankringslegde på 300 mm og skruediameter på 20 mm. Videre eksperimentelle forsøk kan være å se på ulike forankringslengder, skruediameterer og andre vinkler mellom skrue og fibre. En annen type forsøksoppsett kan også vurderes. Det kan da lages en innretning hvor skruen belastes direkte i inngangen til skruehullet, slik at et eksentrisitetsmoment ikke oppstår. Det vil kunne gi et enklere oppsett med tanke på kraft- og deformasjonsmålinger.

Flere forsøk med fullskala knutepunkter med skrånne skruer, for eksempel i bjelke-søyleforbindelser, vil gi økt kunnskap om egenskapene. Det kan også være interessant å kjøre tilsvarende forsøk som i denne oppgaven, men se på bjelkedelen istedenfor søyledelen til et knutepunkt. Det er også aktuelt å studere oppførselen til knutepunktene utsatt for dynamiske laster.

Innenfor numeriske simuleringer er det mye som kan forbedres, og da spesielt materialmodellen til treverket. Dette krever økt kunnskap om materialoppførselen, både i det lineært-elastiske området, men spesielt i det ikkelineære. Egenskapene til tre er anisotrope og varierer mye, så flere materialtester er ønskelig. Parametere som skjærmodul, flyt- og bruddspenning i de ulike retningene kan finnes ut fra slike forsøk.

Eksisterende flyt- og bruddmodeller i Abaqus er mangelfulle. For å overkomme denne utfordringen, kan subrutiner som UMAT i FORTRAN være en mulighet. Det skal her være mulig å lage brukerspesifikke flyt- og bruddkriterier.

Når det gjelder sprekmodellering ved skrue belastet i treverk, er det i denne oppgaven benyttet XFEM som verktøy. Det gjelder det samme her som i numerisk analyse for øvrig, at det trengs økt kunnskap om materialverdier. De sentrale inputverdiene i XFEM er bruddspenning og bruddenergi. I denne oppgaven har disse verdiene blitt valgt etter tenkt sprekkdannelse, fordi det ikke har vært mulig å legge inn anisotropisk bruddkriterium. En mulighet skal være å lage subrutinen UDMGINI i FORTRAN. Det har

blitt gjort i lignende tilfeller, men da med bein og ikke tre. Disse kan da inneholde fire forskjellige bruddkriterier, én for hver mode og en for kombinasjonen av disse.

11 Referanser

- [1] R. Jockwer og A. Frangi, «Design model for inclined screws under varying load to grain angles,» i *International Network on Timber Engineering Research. 47-7-5*, Bath, 2014.
- [2] H. Stamatopoulos og K. A. Malo, «WITHDRAWAL CAPACITY OF THREADED RODS EMBEDDED IN TIMBER ELEMENTS,» 2015.
- [3] H. Stamatopoulos og K. A. Malo, «WITHDRAWAL STIFFNESS OF THREADED RODS EMBEDDED IN TIMBER ELEMENTS,» 2015.
- [4] N. Westerheim, «Konseptstudie av knutepunkt i limtre og lange aksialbærende treskruer [Masteroppgave],» NTNU, Trondheim, 2013.
- [5] H. Larsen, «Momentbærende forbindelser i limtrebjelker [Masteroppgave],» NTNU, Trondheim, 2012.
- [6] "Tre som byggemateriale", et kompendium til bruk i TBA4120 - BM3 Bygningsmaterialer.
- [7] K. B. Dahl, «Mechanical properties of clear wood from Norway spruce [PhD],» NTNU, Trondheim, 2009.
- [8] Sintef Byggforsk, 573.151 Mekaniske treforbindelsesmidler, 2008.
- [9] J. Seehusen, «Innslissede ståldybler,» [Internett]. Available: <http://www.tu.no/bygg/2010/04/21/verdens-hoyeste-trehus-i-kirkenes>. [Funnet 3 Februar 2015].
- [10] M. Frese og H. J. Blass, «Models for the Calculation of the Withdrawal Capacity of Self-tapping Screws,» *INTERNATIONAL COUNCIL FOR RESEARCH AND INNOVATION ,CIB-W18/42-7-3*, August 2009.
- [11] O. Volkersen, «Die nietkraftverteilung in zugbeanspruchten nietverbindungen mit konstanten laschenquerschnitten. Luftfahrtforschung,» i *15:41-7*, 1938.

- [12] H. Grytting, «Prosjektoppgave Høst 2014 [Prosjektoppgave],» Institutt for konstruksjonsteknikk, NTNU, Trondheim.
- [13] Moelven Limtre AS, «Moelven Limtre,» 2015. [Internett]. Available: <http://www.moelven.com/>. [Funnet Januar 2015].
- [14] SFS, «wz-befestigungssteme.de,» 2015. [Internett]. Available: http://www.wz-befestigungssysteme.de/uploads/media/sfsintec_wb_01_din_dt_de_obu_2.06_allgemein.pdf.
- [15] J. Walker og R. Xiao, «Strength of glued-in rods under combined axial and lateral loading,» i *Experimental Research with Timber*, Prague, 2014.
- [16] Dassault Systèmes Simulia, «Abaqus analysis user's guide, Version 6.13,» 2013.
- [17] K. M. Mathisen, «Lecture notes, TKT4197 Nonlinear Finite Element Analysis,» 2013.
- [18] K. Bell, An engineering approach to FINITE ELEMENT ANALYSIS of linear structural mechanics problems, Trondheim: Akademika Publishing, 2013.
- [19] R. D. Cook, D. S. Malkus, M. E. Plesha og R. J. Witt, Concepts and applications of finite element analysis, John Wiley & sons, 2002.
- [20] «The Engineering Toolbox, "Friction and Coefficients of Friction",» [Internett]. Available: http://www.engineeringtoolbox.com/friction-coefficients-d_778.html. [Funnet 11 01 2015].
- [21] O. S. Fjermedal og E. D. Sæle, «Institutt for konstruksjonsteknikk. Ikke-lineær analyse av strekkpåkjent skrue [Prosjektoppgave],» NTNU, Trondheim, 2014.
- [22] H. Johansen, Styrkeberegning: skrueforbindelser, Høgskolen i Gjøvik, 2012.
- [23] D. M. Moses og H. Prion, «Bolted connections in structural composite lumber: Anisotropic plasticity model,» i *Pasific Timber Engineering Conference*, Rotura.
- [24] T. Anderson, Fracture Mechanics - Fundamentals and Applications, 3rd edition, CRC Press, 2005.

- [25] J. Schoenmakers, «Fracture and failure mechanisms in timber loaded perpendicular to grain by mechanical connections,» Eindhoven University of Technology, 2010.
- [26] H. Danielson, «Perpendicular to grain fracture analysis of wooden structural elements - Models and Applications,» Lund University, Lund, 2013.
- [27] T. Belytschko og T. Black, «Elastic Crack Growth in Finite Elements with Minimal Remeshing,» International Journal for Numerical Methods in Engineering, 1999.
- [28] P. Walsh, Linear fracture mechanics in orthotropic materials, Eng Fract Mech, 1972.
- [29] E. Wu, Application of fracture mechanics to anisotropic plates, Trans ASME Ser E J Appl Mech, 1967.
- [30] S. Aicher, G.P.J, P. Haller og H. Petersson, «Fracture mechanics models for strength analysis of timber beams with a hole or a notch - A report of RILEM TC-133,» Lund University, Lund, 2002.
- [31] K. B. Line, «Numerisk analyse av brudd i limtrebjelker med sirkulære utsparinger [Masteroppgave],» NTNU, Trondheim, 2011.
- [32] L. Qiu, E. Zhu og J. van de Kuilen, «Modeling crack propagation in wood by extended finite method,» Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2013.
- [33] E. M. Feerick og P. McGarry, «Computational Study of Cortical Bone Screw Pullout using the Extended Finite Element Method (XFEM),» National University of Ireland, Galway, 2012.
- [34] J. L. Jensen, A. Koizumi, T. T. Y. Sasaki og Y. Lijima, «Axially loaded glued-in hardwood dowels,» i *Wood Science and Technology.*, 2001.
- [35] ETA-Danmark, «European Technical Approval ETA-13/0899,» GH screws type GH HBS, GH HBS DG and GH HBS, 2013.
- [36] Standard Norge, NS-EN 1480:2013 Trekonstruksjoner Limtre og limt laminert heltre Krav, 2013.

- [37] D. Symons, R. Persaud og S. Harsha, «Slip modulus of inclined screws in timber-concrete floors,» ICE, 2009.
- [38] M. Hetényi, *Beams on elastic foundation: theory with applications in the fields of civil and mechanical engineering*, University of Michigan Press, 1946.
- [39] N. Gattesco, «Strength and local deformability of wood beneath bolted connectors,» *Journal of Structural Engineering*, 1998.
- [40] N. Gattesco og I. Toffolo, «Experimental study on multiple-bolt steel-to-timber tension joints. *Materials and Structures*,» 2004.
- [41] P. Gelfi, E. Giuriani og A. Marini, «Stud shear connection design for composite concrete slab and wood beams,» *Journal of Structural Engineering*, 2002.
- [42] C. Santos, A. de Jesus, J. Morais og J. Lousada, «A comparison between the EN 383 and ASTM D5764 test methods for dowel-bearing strength assessment of wood: experimental and numerical investigations,» 2010.
- [43] Tomasi, «Theoretical and experimental analysis of timber-to-timber joints connected with inclined screws,» *Construction and Building Materials* 24:1560-1571, p. Eq (12), 2010.
- [44] Standard Norge, «Prosjektering av trekonstruksjoner. NS-EN 1995-1-1:2004+A1:2008+NA:2010».
- [45] DIN 1052. Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken - Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau, Berlin: Beuth Verlag GmbH, 2010.
- [46] S. norge, NS-EN 14592. Trekonstruksjoner, festemidler av dybeltype, krav.
- [47] K. Johansen, «Theory of timber connection,» *International Association of Bridge and Structural Engineering* nr. 9, 1949.
- [48] Deutsches Institut für Bautechnik, «Gewindestangen mit Holzgewindeals Holzverbindungsmitel. Z-9.1-777,» SFS intec GmbH, 2010.

- [49] «Standard Norge. NS-ISO 6891: Trekonstruksjoner. Mekaniske forbindelsesmidler. Generelle prinsipper for bestemmelse av styrke og deformasjonsegenskaper,» Standard Norge, 1991.

12 Vedleggsliste

Vedlegg A: Rettelse av kalibreringsfeil for «Vertikal 1»

Vedlegg B: Bilder fra forsøk og avvik ved forboring

Vedlegg C: Dimensjonering av oppleggsplate

Vedlegg D: Triangulering

Vedlegg E: Beregninger til sammenligningskapittelet

Vedlegg F: Koblingsdel til testapparat

Vedlegg G: XFEM-modellering i Abaqus

Elektronisk vedlegg levert til hovedveileder Kjell Arne Malo:

- Abaqus-filer
- Bilder fra forsøk
- Måledata fra forsøk

Vedlegg A Rettelse av kalibreringsfeil for «Vertikal 1»

Når forsøksresultatene skulle evalueres ble det oppdaget at målerne, definert som «Vertikal 1» og «Vertikal 2», viste litt forskjellige stigningstall utover i forsøket. Dette ble oppfattet som merkelig, da horisontalmålerne, «Horisontal 2» og «Horisontal 3», viste veldig like signingstall.

Etter forsøkene ble det gjort enkle målekontroller. Forskyvning av «måler mot måler» ble logget. Her ble det avdekket at forskyvningsmåleren «Vertikal 1» viste litt feil verdier. Det viste seg at feil kalibreringsark for NKT 228 hadde vært brukt i stedet for NKT 227 som hørte til måleren.

All kalibrering og nullstilling av målere er mulig å finne i resultatfilene og prosjektfilen i Catman. Målerne gir en spenningsverdi til dataen, som gjøres om til forskyvning i kalibreringen. Med alle data for kalibrering tilgjengelig kunne dataene omkalibreres til riktig kurve. Prosedyren er beskrevet under og kalibrert verdi er gitt navnet «Nulla ut» i resultatfiler.

Input i kalibrering av «Vertikal 1»:

	Måler ID	Punkt 1 (X1,Y1)	Punkt 2 (X2,Y2)
Feil	NKT228 W100, 4516	(-100,80.9295)	(100,-80.5905)
Rett	NKT 227 W100, 8889	(-100,72.6495)	(100.72.4305)

hvor:

X – målerposisjon [mm]

Y – elektrisk verdi [mV/V]

(X, Y) = (mm, mV/V)

Prosedyren for omkalibrering av måler «Vertikal 1», var søm følger:

1. Finn målt forskyvningsverdi

$$X_{\text{NKT 228}} = \text{måleverdi fra resultatfil} + \text{«Zero Value»} \quad [\text{mm}]$$

2. Finn målt elektrisk verdi

$$Y_{\text{NKT 228}} = -0,8076X + 0,1695 \quad [\text{mV/V}]$$

3. Kalibrer målt elektrisk verdi til posisjon til NKT 227

$$X_{\text{NKT 227}} = -1,3785Y_{\text{NKT 228}} + 0,151 \quad [\text{mm}]$$

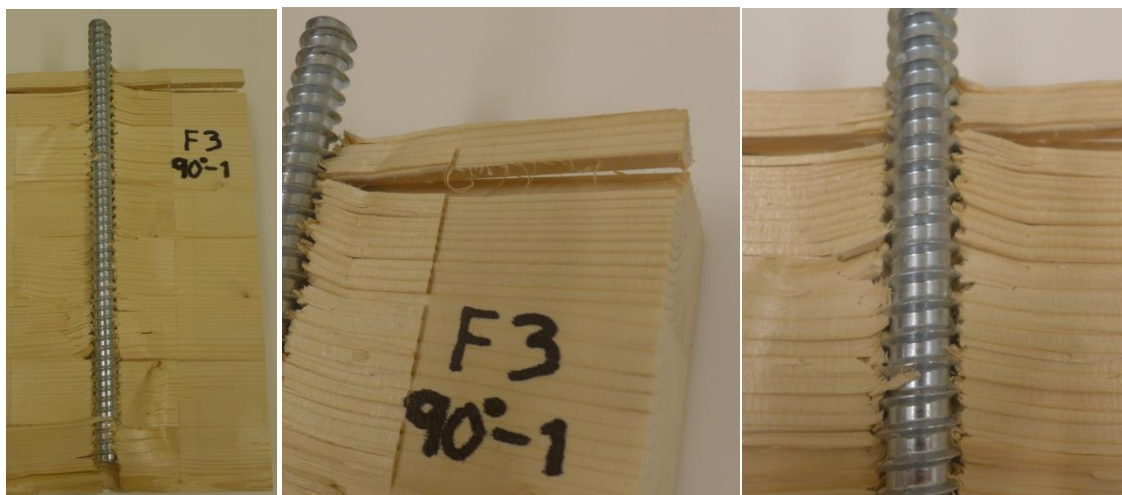
4. Gjør forskyvning relativ til startpunkt («Nulla ut»-celle) i resultatfilene

$$X_{\text{Nulla ut}} = X(t=i) - X(t=0) \quad [\text{mm}]$$

Vedlegg B Bilder fra forsøk og avvik ved forboring

I Bilder

90°



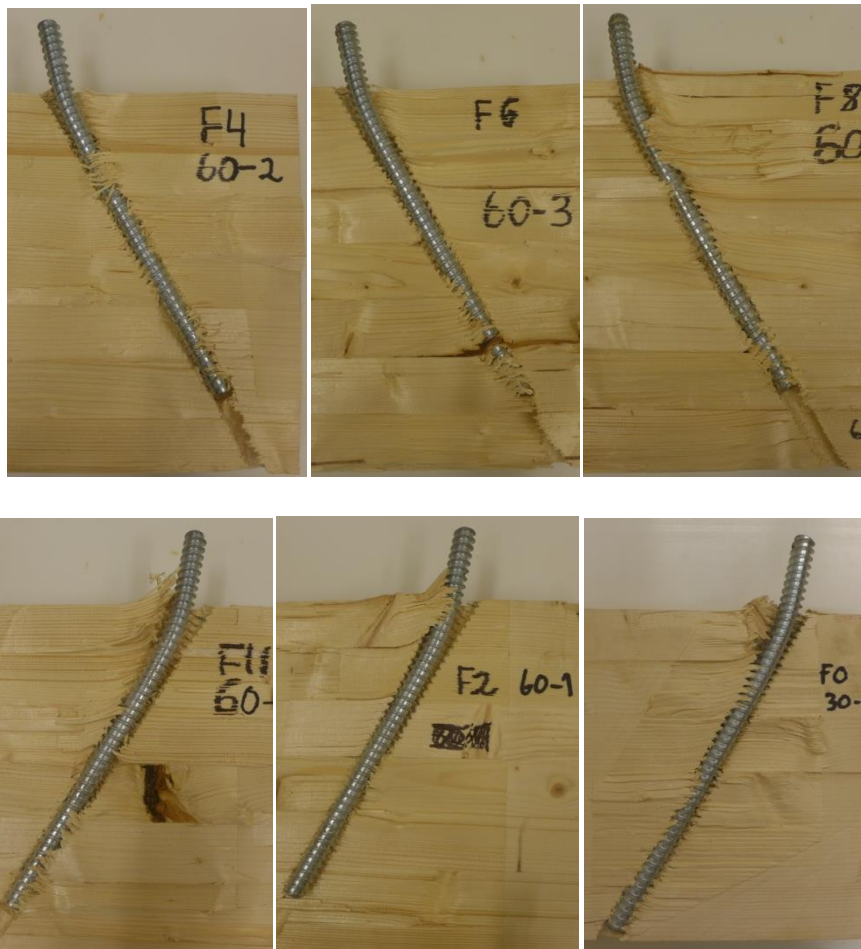
- Sprekk i øverste lamell: 15 mm under skruens inngangspunkt.
- Skrue målt til 340 mm etter prøving. Det vil si ingen synlig plastisk deformasjon i skruen

75°



- Gjengene i treverket i motsatt retning av tverrkraft, var intakte i en avstand rundt 40 mm under skruenes inngangspunkt, målt langs skrueraksen
- Skrue målt til 340 mm lengde etter prøving. Ingen synlig forlengelse av skrue
- Sprekk i øverste lamell i forsøk F9 -75 - 4, oppsprekking 15 mm under skruens inngangspunkt

60°



- Gjengene i treverket i motsatt retning av tverrkraft, var intakte i en avstand rundt 60 - 80 mm under skruenes inngangspunkt, målt langs skrueaksen.
- Forsøk F4 - 60 - 2 gikk til brudd ved markant lavere last enn de andre. Det ble observert at materialet rundt skruen var uten kvist, og at årringmønstret var rett og fint.
 - Et brunt sjikt mellom de to øverste lamellene kunne også spilt inn.

45°



- Gjengene i treverket i motsatt retning av tverrkraft, var intakte i en avstand rundt 150 mm under skruenes inngangspunkt, målt langs skrueraksen.
- Det ble observert en definert bruddkant som følge av skjærbrudd. Når skruen belastes vil den ta med seg material i en bredde lik skruens diameter.

II Avvik ved innskruing

ID	Avvik utgang[mm]	I° [±°]
F3 90-1	4	0,6
F1 75-1	0	0
F5 75-2	2	0,3
F7 75-3	2	0,3
F9 75-4	1	0,1
F12 75-5	0	0
F2 60-1	0	0
F4 60-2	0	0
F6 60-3	8	1
F8 60-4	0	0
F11 60-5	10	1,5
F10 45-1	Ikke skrudd gjennom	Ikke målbart

III Avstand mellom bolt og inngangspunkt på skrue før og under forsøk

ID	Avstand H0 [mm]	Avstand V0 [mm]	Toppunkt H [mm]	Maksimal H [mm]	Eksentrisitet ved toppunkt H0-H
F3 90-1	-	-	-	-	
F1 75-1	35	133	30	34	5
F5 75-2	38	126	35	38	3
F7 75-3	37	125	29	36	8
F9 75-4	32	125	34	40	-2
F12 75-5	31	125	29	34	2
F2 60-1	65	120	79	83	-14
F4 60-2	70	115	71	76	-1
F6 60-3	63	150	70	77	-7
F8 60-4	65	115	77	85	-12
F11 60-5	70	115	77	83	-7
F10 45-1	92	105			

Vedlegg C Dimensjonering av oppleggsplate

Referanse: Treteknisk rapport nr. 86.

$$\sigma_{c,90,d} > k_{c,90}^* f_{c,90,d}$$

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{F_{c,90,d}}{A_{net,t}}$$

$$f_{c,90,d} = f_{c,90,k}^* \frac{k_{mod}}{\gamma_M} = 5,7 \frac{1,1}{1,25} = 5,0 MPa$$

$$k_{c,90}^* = 1 + \frac{150 - l}{170} = 1 + \frac{150 - 150}{170} = 1$$

$$\sigma_{c,90,d} > k_{c,90}^* f_{c,90,d} = 1 \cdot 5,0 = 5,0 MPa$$

Velger å dimensjonere for 80 kN.

$$A_{net,t} > \frac{F_{c,90,d}}{\sigma_{c,90,d}} = \frac{80000 N}{5,0 \frac{N}{mm^2}} = 16000 mm^2$$

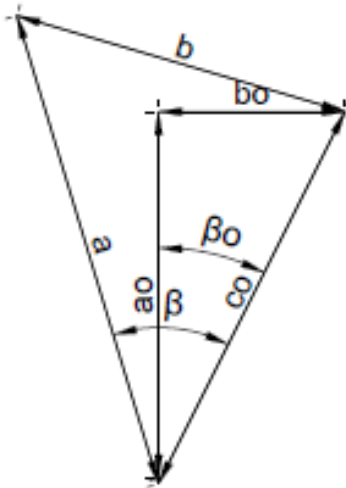
$$b \cdot l > 16000 mm^2$$

$$l > 16000 mm^2 / 140 mm = 114 mm$$

Velger $l = 120$ mm.

Vedlegg D Triangulering

For å finne forskyvning i vertikal og horisontal retning i forsøkene, måtte måleverdiene, a og b , i figuren under dekomponeres. Til oppgaven ble det benyttet triangulering. Utledningen er beskrevet under. Formlene forutsetter 90 graders vinkel mellom horisontal og vertikalmåler, se figuren:



Cosinussetningen:

$$b^2 = a^2 + c^2 - 2ac \cdot \cos(\beta)$$

$$a = ao + a' \quad \text{der } a' \text{ er forskyvning av vertikalmålerne fra labmålinger}$$

$$b = bo + b' \quad \text{der } b' \text{ er forskyvning av horisontalmålerne fra labmålinger}$$

$$co = c \quad \text{co er konstant og er avstanden mellom innfestingene på målerne}$$

$$\beta' = \beta - \beta_o \quad \text{vinkeløkning}$$

$$\beta' = \arccos\left(\frac{a^2 + c^2 - b^2}{2ac}\right) - \beta_o$$

Vertikalforskyvning kan nå regnes ut ved formelen:

$$\Delta Y = (a) \cdot \cos(\beta') - ao$$

Horisontalforskyvning regnes ut med formelen:

$$\Delta X = (a) \cdot \sin(\beta')$$

Vedlegg E Beregninger til sammenligningskapittelet

I Uttrekkskapasitet F_{ax}

Beregning F_{ax} ihht. Teknisk godkjenningsblad

$$f_{1,k} = 70 \cdot 10^{-6} \cdot (390)^2 = 10,7 \text{ [MPa]}$$

$$F_{ax,k} = 10,65 \cdot 300 \cdot 20 \cdot 10^{-3} = 64 \text{ [kN]}$$

$$f_{1,m} = 70 \cdot 10^{-6} \cdot (470)^2 = 15.5 \text{ [MPa]}$$

$$F_{ax,m} = 15.5 \cdot 300 \cdot 20 = 93 \text{ [kN]}$$

Beregning av F_{ax} ihht. NS-EN 1995-1-1

F_{ax} etter NS-EN 1995-1-1/EC5:

$$F_{ax,Rk} = \frac{n_{ef} f_{ax,k} d \cdot lef}{1.2 \cos(\alpha)^2 + \sin(\alpha)^2} \left(\frac{\rho_k}{\rho_a} \right)^{0.8}$$

Ved å si at $\rho_k = \rho_a$, $n_{ef} = 1$ og $f_{ax,m} = f_1$, ihht. teknisk godkjenning kan formelen forenkles til:

$$F_{ax,m} = \frac{f_{ax} \cdot d \cdot lef}{1.2 \cos(\alpha)^2 + \sin(\alpha)^2} \quad \text{N}$$

$$f_{ax} := 15.5 \quad \text{Mpa}$$

$$lef := 300 \quad \text{mm}$$

$$d := 20 \quad \text{mm}$$

$$\alpha \quad \text{Vinkel mellom skrue og fiberretning}$$

$$F_{axn}(\alpha) := \frac{f_{ax} \cdot d \cdot lef}{1.2 \cos(\alpha)^2 + \sin(\alpha)^2} \cdot 10^{-3} \quad \text{kN}$$

$$F_{axn}(45\text{deg}) = 84.545 \quad \text{kN}$$

$$F_{axn}(60\text{deg}) = 88.571 \quad \text{kN}$$

$$F_{axn}(75\text{deg}) = 91.771 \quad \text{kN}$$

$$F_{axn}(90\text{deg}) = 93 \quad \text{kN}$$

Uttrekkskapasitet F_{ax} ihht Stamatopoulos og Malo sin kapasitetsmodell

$d := 20$ Ytre gjengediameter på skrue mm

$d_c := 15$ Kjernediameter skrue

$l_{\text{eff}} := 300$ Effektiv forankringslengde skrue mm

$E_s := 210000$ E-modul stålmateriale N/mm²

α Vinkel mellom skrueakse og fiberretning i°

$A_s := \frac{\pi \cdot d_c^2}{4}$ Areal til skrue mm²

$A_s = 176.715$

$\beta := \frac{1}{E_s \cdot A_s}$

$\beta = 2.695 \times 10^{-8}$

$f_{w\alpha}(\alpha) := \frac{4.35}{0.91 \sin(\alpha)^2 + \cos(\alpha)^2}$ $f_{w\alpha}(0) = 4.35$
 $f_{w\alpha}(90\text{deg}) = 4.78$

$\Gamma_e(\alpha) := \frac{9.35}{1.5 \sin(\alpha)^{2.2} + \cos(\alpha)^{2.2}}$

$\omega(\alpha) := \sqrt{\pi \cdot d \cdot \Gamma_e(\alpha) \cdot \beta \cdot l^2}$

$m(\alpha) := \frac{0.332}{1.73 \sin(\alpha) + \cos(\alpha)}$

$P(\alpha) := 10^{-3} \frac{\sin(m(\alpha) \cdot \omega(\alpha))}{m(\alpha) \cdot \omega(\alpha)} \cdot \pi \cdot d \cdot l \cdot f_{w\alpha}(\alpha)$

$P(90\text{deg}) = 89.581$

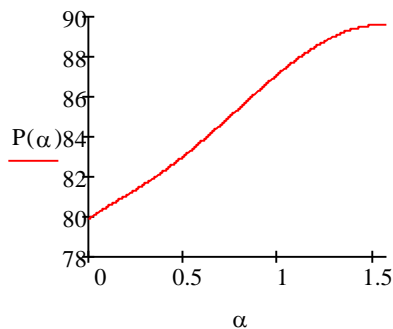
$P(75\text{deg}) = 89.076$

$P(60\text{deg}) = 87.492$

$P(45\text{deg}) = 85.343$

$P(30\text{deg}) = 83.19$

$P(0\text{deg}) = 79.866$



II Beregning av *FvmEC5* ihht NS-EN 1995-1-1

Kapasitet til skruer ved tverrlast ihht EC5:

$F_{ax} := 85000$	N	Uttrekkskapasitet ihht NS-EN 1995
$\rho := 470$	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Midlere densitet treverk
$d := 20$	mm	Ytre skruediameter
$d_1 := 15$	mm	Kjernediameter skruer
$l_w := 300$	mm	Skruens forankringslengde
$f_u := 800$	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Skruens bruddspenning
$f_y := 640$	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Skruenes flytespenning
$W := \frac{1}{64} \pi \cdot d_1^3$		Elastisk motstandsmoment skruer
$W_p := \frac{1}{6} d_1^3$		Plastisk motstandsmoment skruer
$M_y := W \cdot f_y = 1.06 \times 10^5$		Elastisk momentkapasitet
$M_{pl} := W_p \cdot f_y = 3.6 \times 10^5$		Plastisk momentkapasitet
$M_{yRk} := 0.3 \cdot f_y \cdot (d_1 \cdot 1.1)^{2.6} = 2.81 \times 10^5$		Momentkapasitet ihht NS-EN 1995-1-1 8.5
$f_{h0k} := 0.082(1 - 0.01 \cdot 1.1 \cdot d_1) \cdot \rho = 32.181$		
$k_{90} := 1.35 + 0.0151 \cdot 1.1 \cdot d_1 = 1.598$		
$f_{hk}(\alpha) := \frac{f_{h0k}}{k_{90} \sin(\alpha)^2 + \cos(\alpha)^2}$		Hullkantstyrke NS-EN 1995-1-1
$f_{hk}\left(\frac{15\pi}{180}\right) = 30.942$		Trykkstyrke med skruer 75° på fiber
$f_{hk}\left(\frac{30\pi}{180}\right) = 27.999$		Trykkstyrke med skruer 60° på fiber
$f_{hk}\left(\frac{45\pi}{180}\right) = 24.778$		Trykkstyrke med skruer 45° på fiber

Antatt bruddform (b) ihht. NS-EN 1995-1-1, 8.2.3

Fv, vinkel $\alpha = 90^\circ$ på fiber

$$F_{ax90} := 93000 \quad \text{N}$$

Uttrekkskapasitet ihht NS-EN 1995

$$F_{vm} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{0 \cdot \pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} + \frac{F_{ax90}}{4} \right) \cdot 10^{-3} = 43.117 \quad \text{Bidrag Fax/4, maksimalt}$$

$$F_{vm2} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{0 \cdot \pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} \right) \cdot 10^{-3} = 19.867 \quad \begin{array}{l} 100\% \text{ av "Johansen"} \\ Fv \text{ uten taueffekt} \end{array}$$

$$F_{vm90} := 2 \cdot F_{vm2} = 39.734 \quad \text{kN}$$

Fv, vinkel $\alpha = 75^\circ$ på fiber

$$F_{ax75} := 92000 \quad \text{N}$$

Uttrekkskapasitet ihht NS-EN 1995

$$F_{vm} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{15 \cdot \pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} + \frac{F_{ax75}}{4} \right) \cdot 10^{-3} = 42.481 \quad \text{Bidrag Fax/4, maksimalt}$$

$$F_{vm2} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{15 \cdot \pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} \right) \cdot 10^{-3} = 19.481 \quad \begin{array}{l} 100\% \text{ av "Johansen"} \\ Fv \text{ uten taueffekt} \end{array}$$

$$F_{vm75} := 2 \cdot F_{vm2} = 38.962 \quad \text{kN}$$

Fv, vinkel $\alpha = 60^\circ$ på fiber

$$F_{ax60} := 89000 \quad \text{N}$$

Uttrekkskapasitet ihht NS-EN 1995

$$F_{vm} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{30 \cdot \pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} + \frac{F_{ax60}}{4} \right) \cdot 10^{-3} = 40.781 \quad \text{Bidrag Fax/4, maksimalt}$$

$$F_{vm2} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{30 \cdot \pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} \right) \cdot 10^{-3} = 18.531 \quad \begin{array}{l} 100\% \text{ av "Johansen"} \\ Fv \text{ uten taueffekt} \end{array}$$

$$F_{vm60} := 2 \cdot F_{vm2} = 37.062 \quad \text{kN}$$

Fv, vinkel $\alpha = 45^\circ$ på fiber

$$F_{ax45} := 85000 \quad \text{N}$$

Uttrekkskapasitet ihht NS-EN 1995

$$F_{vm} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{45 \cdot \pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} + \frac{F_{ax45}}{4} \right) \cdot 10^{-3} = 38.683 \quad \text{Bidrag Fax/4, maksimalt}$$

$$F_{vm2} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{45 \cdot \pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} \right) \cdot 10^{-3} = 17.433 \quad \begin{array}{l} 100\% \text{ av "Johansen"} \\ Fv \text{ uten taueffekt} \end{array}$$

$$F_{vm45} := 2 \cdot F_{vm2} = 34.866 \quad \text{kN}$$

Beregning av F_{vkEC5}

Karakteristisk kapasitet til skruer ved tverrlast ihht EC5:

$\rho := 390$	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Midlere densitet treverk
$d := 20$	mm	Ytre skruediameter
$d1 := 15$	mm	Kjernediameter skrue
$l_w := 300$	mm	Skruens forankringslengde
$f_u := 800$	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Skruens bruddspenning
$f_y := 640$	$\frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	Skruenes flytespenning
$MyRk := 162922.8$		Momentkapasitet ihht Produktdeklarasjon
$fh0k := 0.082(1 - 0.01 \cdot 1.1 \cdot d1) \cdot \rho = 26.703$		
$k90 := 1.35 + 0.0151 \cdot 1.1 \cdot d1 = 1.598$		
$fh\alpha k(\alpha) := \frac{fh0k}{k90 \cdot \sin(\alpha)^2 + \cos(\alpha)^2}$		Hullkantstyrke NS-EN 1995-1-1
$fh\alpha k\left(\frac{15\pi}{180}\right) = 25.676$		Trykkstyrke med skrue 75 grader på fiber
$fh\alpha k\left(\frac{30\pi}{180}\right) = 23.233$		Trykkstyrke med skrue 60 grader på fiber
$fh\alpha k\left(\frac{45\pi}{180}\right) = 20.561$		Trykkstyrke med skrue 45 grader på fiber

Antatt bruddform b) ihht. NS-EN 1995-1-1, 8.2.3

F_v , vinkel $\alpha = 90$ grader på fiber

$F_{ax90} := 64000$	N	Utrekkskapasitet ihht NS-EN 1995
$F_{vk} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k\left(\frac{0 \cdot \pi}{180}\right) \cdot 1.1 \cdot d1 + \frac{F_{ax90}}{4}} \right) \cdot 10^{-3} = 29.779$		Bidrag $F_{ax}/4$, maksimalt 100% av "Johansen"
$F_{vk2} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k\left(\frac{0 \cdot \pi}{180}\right) \cdot 1.1 \cdot d1} \right) \cdot 10^{-3} = 13.779$		F_v uten taueffekt
$F_{vk90} := 2 \cdot F_{vk2} = 27.559$	kN	

Fv, vinkel $\alpha = 75$ grader på fiber

Fax75 := 63000 N

Uttrekkskapasitet ihht NS-EN 1995

$$F_{vk} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{15\pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} + \frac{Fax75}{4} \right) \cdot 10^{-3} = 29.262$$

Bidrag Fax/4, maksimalt 100% av "Johansen"

$$F_{vk2} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{15\pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} \right) \cdot 10^{-3} = 13.512$$

Fv uten taueffekt

Fvk75 := 2 · Fvk2 = 27.023 kN

Fv, vinkel $\alpha = 60$ grader på fiber

Fax60 := 61000 N

Uttrekkskapasitet ihht NS-EN 1995

$$F_{vk} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{30\pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} + \frac{Fax60}{4} \right) \cdot 10^{-3} = 28.103$$

Bidrag Fax/4, maksimalt 100% av "Johansen"

$$F_{vk2} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{30\pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} \right) \cdot 10^{-3} = 12.853$$

Fv uten taueffekt

Fvk60 := 2 · Fvk2 = 25.706 kN

Fv, vinkel $\alpha = 45$ grader på fiber

Fax45 := 58000 N

Uttrekkskapasitet ihht NS-EN 1995

$$F_{vk} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{45\pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} + \frac{Fax45}{4} \right) \cdot 10^{-3} = 26.591$$

Bidrag Fax/4, maksimalt 100% av "Johansen"

$$F_{vk2} := \left(1.15 \sqrt{2MyRk \cdot fh\alpha k \left(\frac{45\pi}{180} \right) \cdot 1.1 \cdot d1} \right) \cdot 10^{-3} = 12.091$$

Fv uten taueffekt

Fvk45 := 2 · Fvk2 = 24.182 kN

III Beregning av F_{90}

Kapasitet F_{90} ihht EC5

$$F_{90EC5} = \sqrt{\frac{1}{\left(\frac{\sin(\alpha)}{F_{ax,R}}\right)^2 + \left(\frac{\cos(\alpha)}{F_{v,R}}\right)^2}}$$

Uttrekkskapasitet F_{ax} , EC5

$$F_{axm90} := 93 \quad \text{kN}$$

$$F_{axm75} := 91.8 \quad \text{kN}$$

$$F_{axm60} := 88.6 \quad \text{kN}$$

$$F_{axm45} := 84.5 \quad \text{kN}$$

Tverrlastkapasitet F_v EC5 inkl taueffekt $F_{ax}/4$

$$F_{vm90} := 39.7 \quad \text{kN}$$

$$F_{vm75} := 39.0 \quad \text{kN}$$

$$F_{vm60} := 37.0 \quad \text{kN}$$

$$F_{vm45} := 34.9 \quad \text{kN}$$

Tverrlastkapasitet F_v EC5 uten taueffekt

$$F_{v90} := 19.9 \quad \text{kN}$$

$$F_{v75} := 19.5 \quad \text{kN}$$

$$F_{v60} := 18.5 \quad \text{kN}$$

$$F_{v45} := 17.4 \quad \text{kN}$$

F90 inkl. taueffekt Fax/4:

$$F75m := \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\sin(75\text{deg})}{F_{axm75}}\right)^2 + \left(\frac{\cos(75\text{deg})}{F_{vm75}}\right)^2}} = 80.385$$

$$F60m := \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\sin(60\text{deg})}{F_{axm60}}\right)^2 + \left(\frac{\cos(60\text{deg})}{F_{vm60}}\right)^2}} = 59.959$$

$$F45m := \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\sin(45\text{deg})}{F_{axm45}}\right)^2 + \left(\frac{\cos(45\text{deg})}{F_{vm45}}\right)^2}} = 45.618$$

F90 uten taueffekt:

$$F75uten := \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\sin(75\text{deg})}{F_{axm75}}\right)^2 + \left(\frac{\cos(75\text{deg})}{F_{v75}}\right)^2}} = 59.04$$

$$F60uten := \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\sin(60\text{deg})}{F_{axm60}}\right)^2 + \left(\frac{\cos(60\text{deg})}{F_{v60}}\right)^2}} = 34.794$$

$$F45uten := \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{\sin(45\text{deg})}{F_{axm45}}\right)^2 + \left(\frac{\cos(45\text{deg})}{F_{v45}}\right)^2}} = 24.102$$

Beregning av F90 ihht Jockwer

Kapasitet F90 ihht R Jockwer

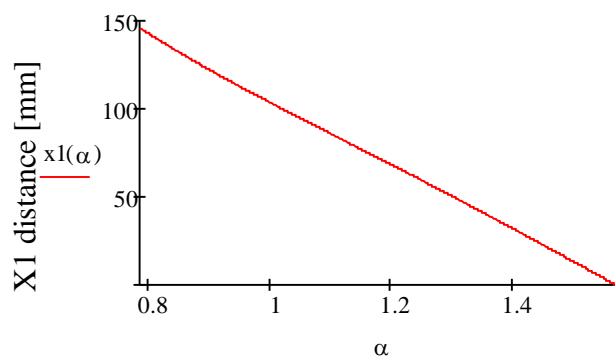
$d1 := 15$	mmr	Kjernediameter skrue
$\rho := 470$	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	Densitet til limtre
$l_w := 300$	mmr	Skruelengde inne i belastet tredel
$d := 20$	mmr	Ytre gjengediameter
$f_{vroll} := 1.4$	MPa	Rulleskjærkapasitet
$f_{h0k} := 0.082(1 - 0.01 \cdot 1.1 \cdot d1) \cdot \rho = 32.181$		Trykkapasitet NS-EN 1995-1-1 8.5
$k_{90} := 1.35 + 0.0151 \cdot 1.1 \cdot d1 = 1.598$		NS-EN 1995-1-1 8.5
$f_{h\alpha k}(\alpha) := \frac{f_{h0k}}{k_{90} \sin\left(\frac{\pi}{2} - \alpha\right)^2 + \cos\left(\frac{\pi}{2} - \alpha\right)^2}$		Trykkapasitet ihht. NS-EN 1995-1-1 8.5, der α = vinkel mellom skrue og fiberretning
$f_{h\alpha k}\left(\frac{90\pi}{180}\right) = 32.181$	MPa	Trykkstyrke med skrue 75° på fiber
$f_{h\alpha k}\left(\frac{60\pi}{180}\right) = 27.999$	MPa	Trykkstyrke med skrue 60° på fiber
$f_{h\alpha k}\left(\frac{45\pi}{180}\right) = 24.778$	MPa	Trykkstyrke med skrue 45° på fiber
$x_1(\alpha) := \frac{f_{h\alpha k}(\alpha) \cdot d1 \cdot 1.1}{2 \cdot \tan(\alpha) \cdot f_{vroll}}$	mmr	Distanse som ikke bidrar til aksial og skjærkapasitet

$$x_1(90\text{deg}) = 1.161 \times 10^{-14}$$

$$x_1(75\text{deg}) = 48.858$$

$$x_1(60\text{deg}) = 95.258$$

$$x_1(45\text{deg}) = 146.015$$



Angle between shear force and grain

$$f_{ax} := 70 \cdot 10^{-6} \cdot \rho^2 = 15.463$$

$f_{ax} = f_1$ ihht teknisk godkjenning

$$l_{eff}(\alpha) := 1 - x_1(\alpha)$$

Effektiv forankringslengde. Redusert med x_1

$$R_{ax}(\alpha) := \frac{f_{ax} \cdot d \cdot l_{eff}(\alpha)}{1.2 \cos(\alpha)^2 + \sin(\alpha)^2} \quad \text{N}$$

Uttrekkskapasitet som funksjon

$$f_u := 800 \quad \text{Mpa}$$

av effektiv forankringslengde

Flytespenning skrue, har valgt f_{uk}

$$M_{yRk} := 0.3 \cdot f_u \cdot (d_1 \cdot 1.1)^{2.6} = 3.513 \times 10^5$$

Momentkapasitet ihht NS-EN 1995-1-1 8.5

$$R_{vPulling}(\alpha) := -f_{h\alpha k}(\alpha) \cdot x_1(\alpha) + \sqrt{(2M_{yRk} + f_{h\alpha k}(\alpha) \cdot x_1(\alpha)^2) \cdot f_{h\alpha k}(\alpha) \cdot d_1 \cdot 1.1}$$

$$F_{90}(\alpha) := R_{ax}(\alpha) \cdot \sin(\alpha) \cdot 10^{-3} + R_{vPulling}(\alpha) \cdot 10^{-3} \cdot \cos(\alpha)$$

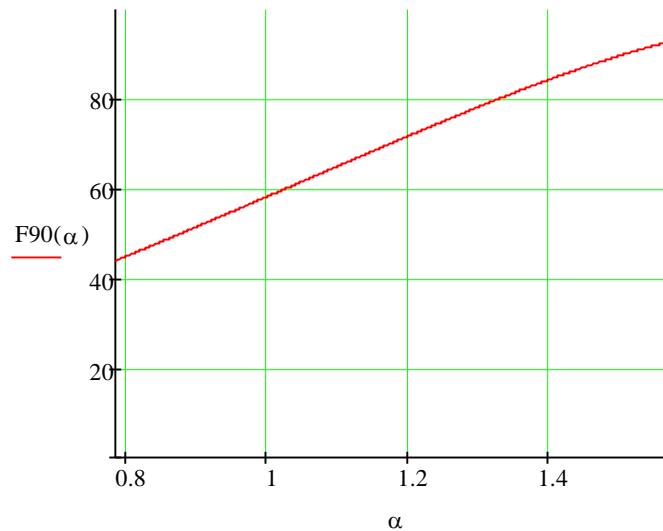
Ligning F90. Jockwer

$$F_{90}(45\text{deg}) = 43.916$$

$$F_{90}(60\text{deg}) = 61.402$$

$$F_{90}(75\text{deg}) = 78.792$$

$$F_{90}(90\text{deg}) = 92.778$$



IV Beregning av uttrekksstivhet Kw

Aksialstivhet Kw ihht Stamatopoulos og Malo sin stivhetsmodell: Ligning 7.20

Kw	Uttrekkstivhet i kN/mm
Γ_e	Ekvivalent skjærstivhet i MPa/mm
d := 20	Ytre gjengediameter på skrue mm
dc := 15	Kjernediameter skrue
$l_w := 300$	Effektiv forankringslengde skrue mm
Es := 210000	E-modul stål materiale N/mm ²
α	Vinkel mellom skrueakse og fiberretning i°

$$A_s := \frac{\pi \cdot d_c^2}{4} = 176.715 \quad \text{Areal til skrue mm}^2$$

$$\beta := \frac{1}{E_s \cdot A_s} = 2.695 \times 10^{-8}$$

$$\Gamma_e(\alpha) := \frac{9.35}{1.5 \sin(\alpha)^{2.2} + \cos(\alpha)^{2.2}}$$

$$\omega(\alpha) := \sqrt{\pi \cdot d \cdot \Gamma_e(\alpha) \cdot \beta \cdot l^2}$$

$$K_w(\alpha) := \pi \cdot d \cdot l \cdot \Gamma_e(\alpha) \cdot \frac{\tanh(\omega(\alpha))}{\omega(\alpha)} \cdot 10^{-3}$$

$$K_w(45\text{deg}) = 109.703$$

$$\Gamma_e(45\text{deg}) = 8.017$$

$$K_w(60\text{deg}) = 100.455$$

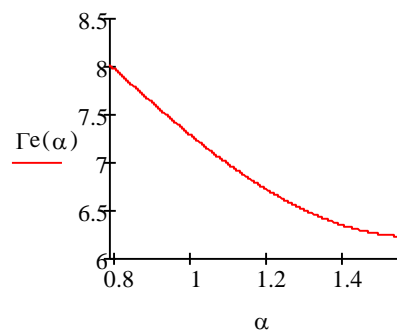
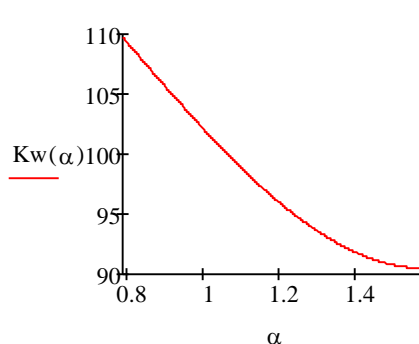
$$\Gamma_e(60\text{deg}) = 7.133$$

$$K_w(75\text{deg}) = 93.385$$

$$\Gamma_e(75\text{deg}) = 6.489$$

$$K_w(90\text{deg}) = 90.505$$

$$\Gamma_e(90\text{deg}) = 6.233$$



V Tverrstivhet K_v

Beregning av K_{vEC5}

Tverrstivhet med Eurokode 5: K_{vEC5}

$d_1 := 15$ Kjernediameter skrue i mm

$d_{ef} := 1.1 \cdot d_1 = 16.5$ Effektiv diameter skrue i mm

$\rho_m := 470$ Midlere densitet kg/m³

$$K_{vEC5} := \frac{2 \cdot \rho_m^{1.5} \cdot d_{ef}}{23} \cdot 10^{-3} = 14.62 \quad \text{Tverrstivhet i kN/mm}$$

Beregning av KvBOEF

Beam on elastic foundation innspent tilfelle: Kv,BOEF

$k_p := 1300$	N/mm	Stivhet til treverk parallelt fiberretning
$k_t := 732$	N/mm	Stivhet til treverk vinkelrett på fiberretning
k	N/mm	Stivhet til treverk på tvers av skruetakse [N/mm]
α		Vinkel mellom skruetakse og fiberretning
$E := 210000$	N/mm ²	E -modul stål
$I := 2485$	mm	Andre arealmoment for skruet
$l_w := 300$	mm	Effektiv forankringslengde skruet

$$k(\alpha) := \frac{k_p \cdot k_t}{k_t \cdot \sin(\alpha)^2 + k_p \cdot \cos(\alpha)^2} \quad \text{Interpoleringsformel Hankinson}$$

Beam on elastic foundation fri i begge ender: Ref Hetenyi 1946

$$\lambda(\alpha) := \sqrt[4]{\frac{k(\alpha)}{4E \cdot I}}$$

Generell løsning for stivhet Kv, i avstand x fra skruens inngangspunkt

$$K_v(x, \alpha) := \frac{1}{\left[\frac{2 \cdot \lambda(\alpha)}{k(\alpha)} \cdot \frac{\sinh(\lambda(\alpha) \cdot l) \cdot \cos(\lambda(\alpha) \cdot x) \cdot \cosh[\lambda(\alpha) \cdot (l - x)] - \sin(\lambda(\alpha) \cdot l) \cdot \cosh(\lambda(\alpha) \cdot l) \cdot \cos[\lambda(\alpha) \cdot (l - x)]}{\sinh(\lambda(\alpha) \cdot l)^2 - \sin(\lambda(\alpha) \cdot l)} \right]}$$

KvBOEF er stivhet for tverrbelastning målt ved inngangspunkt i kN/mm

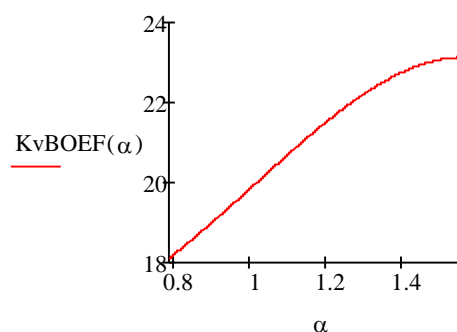
$$K_v\text{BOEF}(\alpha) := \frac{10^{-3}}{\left[\frac{2 \cdot \lambda(\alpha)}{k(\alpha)} \cdot \frac{\sinh(\lambda(\alpha) \cdot l) \cdot \cosh[\lambda(\alpha) \cdot l] - \sin(\lambda(\alpha) \cdot l) \cdot \cosh(\lambda(\alpha) \cdot l) \cdot \cos[\lambda(\alpha) \cdot l]}{\sinh(\lambda(\alpha) \cdot l)^2 - \sin(\lambda(\alpha) \cdot l)} \right]}$$

$$K_v\text{BOEF}(45\text{deg}) = 18.096$$

$$K_v\text{BOEF}(60\text{deg}) = 20.255$$

$$K_v\text{BOEF}(75\text{deg}) = 22.271$$

$$K_v\text{BOEF}(90\text{deg}) = 23.134$$



VI Beregning av K90

Tomasi K90: K90BOEF og K90EC5:

$$K_{90} = K_w \sin(\alpha)^2 + K_v \cos(\alpha)^2 \text{ [N/mm]}$$

Tverrstivhet med Eurokode 5: KvEC5

$$K_{vEC5} := 14.65$$

Tverrstivhet med Beam on elastic foundation: KvBOEF

$$K_{vBOEF(45deg)} = 18.096$$

$$K_{vBOEF(60deg)} = 20.255$$

$$K_{vBOEF(75deg)} = 22.271$$

$$K_{vBOEF(90deg)} = 23.134$$

Uttreksstivhet med Stamatopoulos: Kw

$$K_w(45deg) = 109.703$$

$$K_w(60deg) = 100.455$$

$$K_w(75deg) = 93.385$$

$$K_w(90deg) = 90.505$$

Stivhet K90 med KvEC5: K90EC5

$$K_{90EC5} = K_w \cdot \sin(\alpha)^2 + K_{vBOEF} \cdot \cos(\alpha)^2$$

$$K_{90EC5(45deg)} := 110 \sin(45deg)^2 + 15 \cos(45deg)^2 = 62.5$$

$$K_{90EC5(60deg)} := 100 \sin(60deg)^2 + 15 \cos(60deg)^2 = 78.75$$

$$K_{90EC5(75deg)} := 93 \sin(75deg)^2 + 15 \cos(75deg)^2 = 87.775$$

$$K_{90EC5(90deg)} := 91 \sin(90deg)^2 + 15 \cos(90deg)^2 = 91$$

Stivhet K90 med KvBOEF: K90BOEF

$$K90BOEF = K_w \cdot \sin(\alpha)^2 + K_vBOEF \cdot \cos(\alpha)^2$$

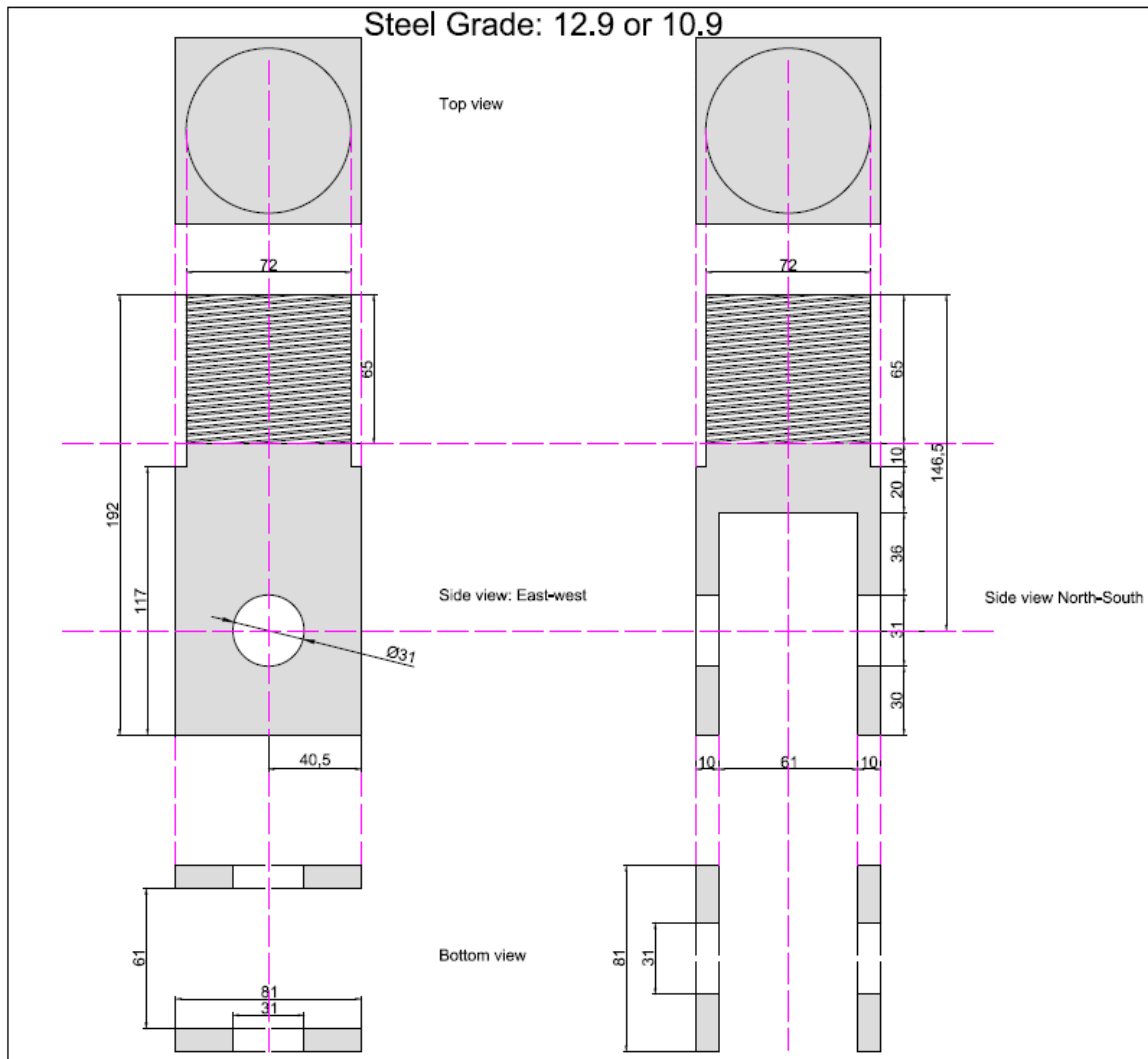
$$K90BOEF_{45deg} := 110 \cdot \sin(45deg)^2 + 18 \cdot \cos(45deg)^2 = 64$$

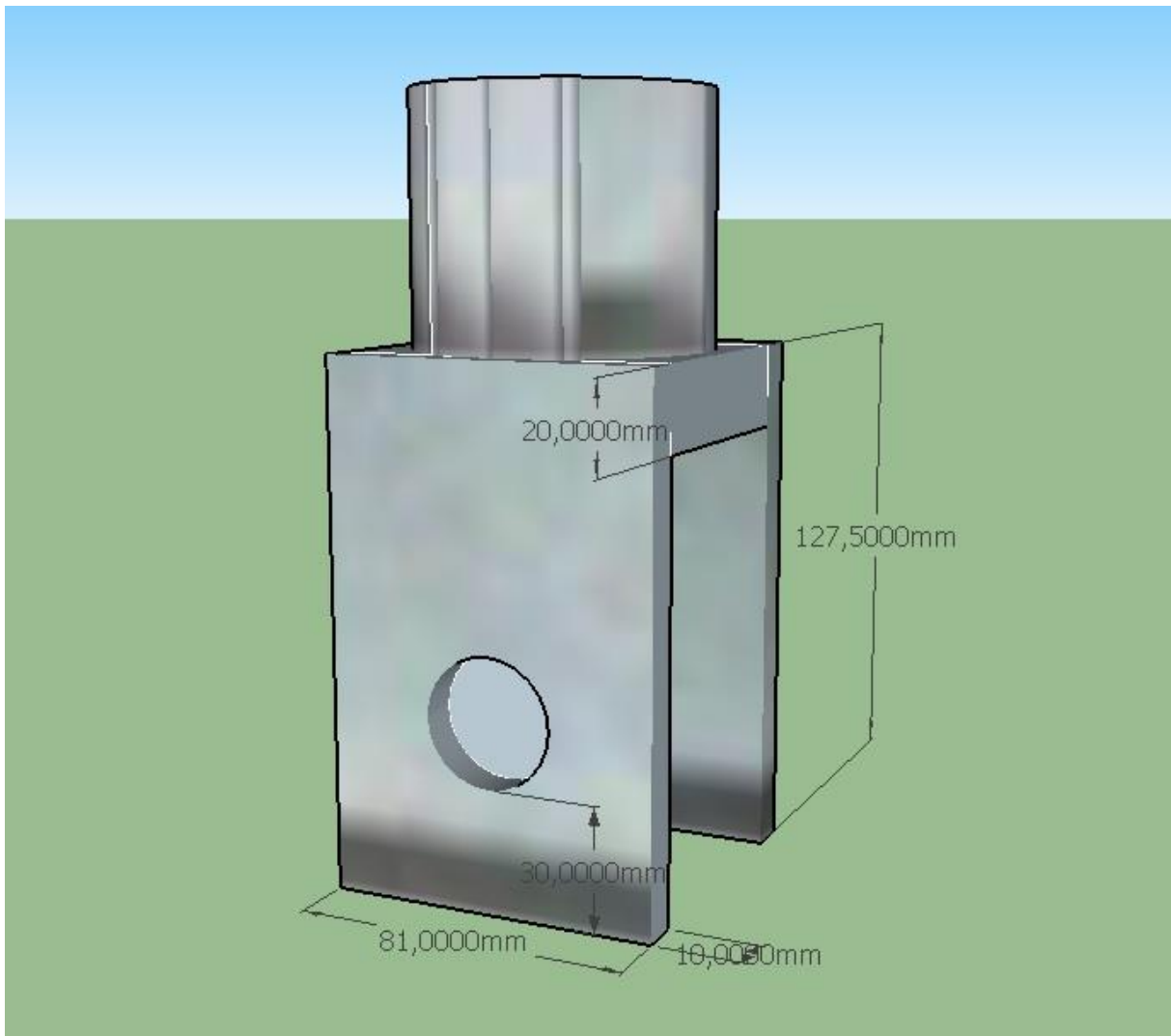
$$K90BOEF_{60deg} := 100 \cdot \sin(60deg)^2 + 20 \cdot \cos(60deg)^2 = 80$$

$$K90BOEF_{75deg} := 93 \cdot \sin(75deg)^2 + 22 \cdot \cos(75deg)^2 = 88.244$$

$$K90BOEF_{90deg} := 91 \cdot \sin(90deg)^2 + 23 \cdot \cos(90deg)^2 = 91$$

Vedlegg F Koblingsdel til testapparat





Dimensjonering av koblingsdel: Svakeste punkt er gods rundt hull. Dimensjonerer for stål kvalitet 8.8 for å være sikker.

Stålkvalitet 8.8. $f_y=640\text{MPa}$, $f_d=640/1,05=610\text{ MPa}$

Tykkelse av gods rundt hull: 10 mm

Godsbredde: 81 mm-31 mm = 50 mm

Areal til å ta strekkraft: $50*10=500\text{ mm}^2$

Strekkapasitet til gods rundt hull: $610*500*10^{-3}=305\text{ kN}$

Strekkapasitet for avriving av nettotverrsnitt rundt boltehull: $305*2=605\text{ kN}$.

Vedlegg G XFEM-modellering

- Lag først de forskjellige delene av modellen, både aksesymmetriske-, skall- og 3D-modeller fungerer
- Legg til materialdata på samme måte som i kapittel 4.4, kun elastiske verdier for tre. I samme vindu legger man til bruddkriteriet under «Damage for Traction Separation Laws», det er dette kriteriet som gjør at sprekke kan oppstå. Her er det valgt å bruke MAXS, der verdiene definert i kapittel 6.5.3 blir lagt inn. Til slutt må retningen på sprekken velges, enten normalt eller parallelt med 1-aksen
- For sprekkeutvikling med VCCT, legges dette til som en kontaktparameter i «Interaction properties». Velg «Contact», «Fracture Criterion» og VCCT. Her velger man hvilken retning sprekken skal vokse i, på samme måte som for sprekkdannelsen. Videre velges det hvilken type lov for sprekkevekst som er ønskelig, her er det valgt å bruke *Power law*. Det er også her verdiene fra ligning (6.3) blir lagt inn, henholdsvis G_{IC} , G_{IIC} , G_{IIIC} , a_m , a_n og a_0
- Området hvor sprekken kan oppstå blir definert i «Assembly». Velg «Engineering features», «Cracks» og «XFEM». Hvilke områder som skal berikes med fantomnoder og ekstra frihetsgrader blir bestemt her. Videre legges kontaktalgoritmen til (VCCT). Det går også an å definere «Crack location», denne blir benyttet hvis det er definert en sprekke på forhånd eller hvis det er ønskelig å definere nøyaktig hvor sprekken skal oppstå. Dette er ikke gjort her, da noe av poenget med oppgaven har vært å se hvor sprekker oppstår
- I «Field output» må det legges til noen ekstra funksjoner ved bruken av XFEM. Funksjonene «PHILSM» og «STATUSXFEM» må hukes av i tillegg til standardfunksjonene. «PHILSM» beskriver forskyvningsfunksjonen til sprekkeoverflaten. «STATUSXFEM» beskriver statusen til de berikede elementene, der en verdi på 1.0 betyr at elementet har sprekk fullstendig opp og en verdi på 0.0 angis hvis det ikke er sprekke i elementet. Hvis elementet kun er delvis sprekk, ligger verdien mellom 0.0 og 1.0 [16]
- Konvergens er et gjentakende problem ved sprekkdannelse, da det ofte kreves veldig små tidssteg i analysen. Det kan da være nødvendig å bruke en implisitt løsningsmetode (eksplisitt er foreløpig ikke lagt inn for XFEM i Abaqus). For å få til en vellykket simulering av sprekkenene, må antall tillatte forsøk for ett inkrement økes, om

nødvendig. Dette gjøres i «General solution control» hvor denne verdien blir satt til å være $I_A = 20$. I samme modul må man også aktivere «Discontinuous analysis»

- Øk antall iterasjoner (N^{ls}) og reduser konvergenskriteriet (η^{ls}) i «General solution control». Som standard er disse satt til å være 5 og 0.1. For analyser med store diskontinuiteter anbefales disse til å være: $N^{ls} = 10$ og $\eta^{ls} = 0.01$ [16]
- Resten av modelleringen, med hensyn på grens-, lastbetingelser etc. gjøres som normalt.
- I resultatdelen må energien kontrolleres. Her skal blant annet viskøs demping (ALLVD) være liten i forhold til tøyingsenergi (ALLSE)