



Norges miljø- og
biovitenskapelige
universitet

Masteroppgave 2017 30 studiepoeng
Institutt for matematiske realfag og teknologi

Verifisering av teori av styrke og stivhet i forbindelser med selvborende skruer i massivtre

Verification of theory of strength and stiffness in
connections with self-tapping screws in cross-
laminated timber

Hans Martin Libeck Helgesen
Byggeteknikk og arkitektur

Forord

Denne masteroppgaven markerer avslutningen på min femårige utdanning – Master i teknologi: Byggeteknikk og arkitektur ved Norges- miljø og biovitenskapelige universitet.

Tema ble valgt på bakgrunn av min interesse for konstruksjonsteknikk og bygg i treverk. Det har vært en bratt læringskurve å sette seg så dypt inn i mye av den teorien denne oppgaven omfatter, men det har gitt et stort læringsutbytte.

Jeg vil gi en stor takk min veileder Anders Björnfor for dyktig veiledning hele veien, og spesielt mot innspurten når det begynte å bli hektisk. Han stilte opp med kunnskap og optimisme i de ukentlige møtene våre. Hans kommentarer til arbeidet underveis var alltid motiverende når arbeidet kunne virke uoverkommelig, og veiledningen underveis har vært uvurderlig. Det har vært en inspirasjonskilde.

Jeg vil også takke Dag Pasca og Mariano Fiorencis for å ha latt meg samarbeide med dem om testene som ble utført i labben. De brøytet veien for at testene kunne realiseres gjennom sitt masterarbeid på dimensjonering av overstyrkefaktor ved seismiske laster, og hjalp meg med å tolke dataen fra testene. Takk går også til Andreas Flø for assistanse med utstyr i labben.

Sist, men ikke minst, retter jeg en takk til min samboer Synne Lofthus Rooth for tålmodighet med meg gjennom prosessen, og til familie og venner som har gjort studietiden min her på Ås uforglemmelig.

Sammendrag

Den stadig mer utbredte interessen for å bygge i krysslaminert massivtre (CLT) de siste årene, har gitt økt fokus på bruken av selv borende skruer som sammenføring mellom CLT-elementene. Skruenes økonomiske og praktiske fordeler gjør den attraktiv å anvende i forbindelser mellom treverk.

I høye bygg med CLT som bærende struktur, vil treverkets relativt lave vekt gi utfordringer med horisontale bevegelser ved stor vindlast. Likevel er CLT et svært stivt materiale, og gjør at mye av de de horisontale glidningene skjer i forbindelsene mellom elementene. Dette gjør at stivheten i forbindelsene er avgjørende for å kunne bestemme byggets bevegelser. Ved å undersøke akkurat hvor stive disse forbindelsene er kan det spares mye i kostnader for ekstra forankringer og unngås overdimensjonering.

I dag er NS-EN 1995 den aksepterte standard for beregning av både stivhet og skjærkapasitet i trekonstruksjoner. Selv om standarden har fått oppdateringer, klarer aldri å holde følge med den nyeste teorien. I denne oppgaven er det utført en parameterstudie av standarden og nyere teori som har blitt publisert om skjærkapasitet og stivhet, og funnet at standarden gir et svært begrenset beregningsgrunnlag, og til dels mangler evnen til å estimere stivheten i forbindelser med selv borende skruer. Oppgaven undersøker nyere teori og sammenligner dens evne til å dimensjonere stivhet og skjærkapasitet i slike forbindelser med standarden.

Teorien oppgaven tar for seg er Bejtka og Blass (2002) sin modell for beregning av skjærkapasitet, og Girhammar et al. (2017) sin modell for beregning av stivhet for selv borende skruer i tre-mot-tre-forbindelser, hvor oppgaven har størst fokus på stivhet. Den nye teorien anvendes på stivhetstester utført i lab, i tillegg til tidligere tester på slike forbindelser. Videre undersøkes det hvordan teorien for stivhet og skjærkapasitet i skruerforbindelser mellom CLT-elementer klarer å forutsi virkelige tester gjort i laboratorium.

Det er utført totalt 30 trykktester i 6 serier i laboratorium, og det analyseres hvordan resultatene påvirkes av de forskjellige parameterne som ble variert mellom de ulike seriene. CLT-elementene ble stilt ved siden av hverandre med parallelle lengderetninger, og skruene ble innskrudd vinkelrett på skjærplanet mellom elementene, og 45° inn i treets overflate. Det ble funnet at stivheten påvirkes av både skruediameter og skruelengde, men ikke tykkelse på CLT-elementenes tykkelse. Resultatene viste også at dobbelgjengede skruer ga overraskende høy økning i stivhet i forhold til helgjengede skruer. Skjærkapasiteten ble påvirket av diameter og skruelengden, men upåvirket av skruenes gjenger og CLT-elementenes tykkelse.

Modellen for skjærkapasitet ga gjennomgående svært gode estimeringer. Modellen for stivhet ga varierende nøyaktighet. Den overvurderte stivheten til de fleste skruene som stod vinkelrett på skjærplanet, og undervurderte betydningen av skruelengden for denne vinkelen. Den klarte heller ikke ta hensyn til stivhetsbidraget fra de dobbelgjengede skruene.

Abstract

The widespread interest for construction with cross-laminated timber (CLT) in recent years has sparked interest on the use of self-tapping screws as connectors between the CLT-elements. The screws' economical and practical advantages make them an attractive choice to apply in CLT connections.

In tall buildings with a load bearing CLT structure, the timber's relatively low weight presents a challenge with lateral displacements during high wind loads. However, CLT's high stiffness as a material means that much of the lateral displacements happen in the connections between elements. This makes the stiffness of the connections crucial for determining the overall structural behaviour of the building. By studying exactly how stiff these connections are, further optimisation of the building can be achieved and redundancy costs can be reduced.

Today, NS-EN 1995 is Norway's accepted standard for calculating both stiffness and strength of shear connections of timber structures. Even though the standard does receive updates, it can never quite keep pace with the latest theory. In this paper, a parametric study of the standard as well as newer theory about stiffness and shear strength is carried out. It is found that the standard provides a limiting basis for calculating these values, proving inadequate in assessing the stiffness of timber connections with self-tapping screw. This paper does a comparative analysis between the standard and the more recent theory, and discusses their ability to design shear strength and stiffness of such connections.

The theory discussed in this paper is Bejtka and Blass (2002) model for calculating shear strength, and Girhammar et al. (2017) model for calculating stiffness of timber connections with self-tapping screws, focusing mostly on the stiffness model. The new theory is applied to stiffness tests performed in a lab, as well as earlier tests on similar connections. It is then analysed how well the models for calculating stiffness and strength in screwed connections between CLT panels are able to predict the results of the tests carried out in the lab.

A total of 30 tests with 6 series is done in the lab, and it is analysed how the different varying parameters affected the results between the series. The CLT panels were placed next to each other connected so that the grain directions in the outermost layer were parallel, and the inner layers were continuous. The screws were anchored at the normal to the shear plane, but penetrated the face of the panel at 45°. It was found that the stiffness was affected by the screw's length and diameter, but not the panel's thickness. The results also showed that double-threaded screws gave an unexpectedly high increase in stiffness compared to the continuously threaded screws. The shear strength was affected by the screw's diameter and length, but unaffected by the type of threads or the thickness of the panels.

The model for calculating shear strength produced remarkably accurate estimations of the results. The model for calculating the stiffness produced varying accuracy in its estimations. It overestimated the stiffness of most of the screws perpendicular to the shear plane, and underestimated the influence of the length of the screws at this angle. It also failed to take into account the extra stiffness contribution from the double threaded screws.

Innhold

Forord	3
Sammendrag	5
Abstract	7
Innhold	9
Figurliste	11
Tabelliste	12
1 Innledning.....	13
1.1 Bakgrunn	13
1.2 Problemstilling og målsetning	14
1.2.1 Problemstilling.....	14
1.2.2 Avgrensninger.....	14
2 Teori.....	16
2.1 NS-EN 1995-1-1 – Eurocode 5	16
2.1.1 Kapasitet for tverrbelastede stavformede forbindere	16
2.1.2 Hullkantfasthet	17
2.1.3 Uttrekkskapasitet	18
2.1.4 Stivhetsmodul K_{ser}	19
2.2 Bejtka & Blass	19
2.3 Tomasi et al. sin modell.....	21
2.4 Girhammar et al. sin modell	22
2.4.1 Stivhetsmodul K_{ser}	23
2.4.2 Ekvivalent hullkantstivhet og uttrekksstivhet	24
2.5 Teori fra European Technical Approval	25
2.6 Labtester fra tidligere oppgaver.....	26
2.4.1 Schrøders testoppsett	26
2.4.2 Schrøder resultater.....	27
2.7 Sammenfatning av teori	29
3 Metode	30
3.1 Materialer	30
3.1.1 CLT	30
3.1.2 Skrue	31
3.2 Oppsett av test	33
3.2.1 Kraftcelle.....	34

3.2.2	Forskyvningsmålere.....	34
3.3	Densitet	35
3.4	Analyse av data.....	35
4	Resultater	38
4.1	Serie V7-80	38
4.2	Serie V7-100	39
4.3	Serie V7-120	40
4.4	Serie V9.....	41
4.5	Serie W6	42
4.6	Serie W8	43
4.7	Sammenligning av resultater.....	44
5	Analyse	48
5.1	Sammenligning av standard og nyere teori.....	48
5.2	Diskusjon av resultater fra prøvene	49
5.2.1	Stivhet.....	49
5.2.2	Skjærkapasitet	50
5.3	Evaluering av teoriens evne til å dimensjonere skrueforbindelsene	51
6	Konklusjon	52
6.1	Konklusjon	52
6.2	Metoden – vurdering av feilkilder	53
6.3	Videre arbeid	53
7	Referanser	54
8	Vedlegg	56
8.1	Vedlegg A – Arbeidsdiagrammer for prøvene.....	56
8.2	Vedlegg B - Beregning med Girhammar et al. (2017) modell	68
8.3	Vedlegg C – Densitet	69
8.4	Vedlegg D – Arbeidslinjer fra Schrøder (2013)	70

Figurliste

Figur 1 - Bruddformer ved tverrlast i enkeltsnittede tre-mot-treforbindere (NS-EN 1995-1-1).

Figur 2 - Vinklede skruer i en tre-mot-tre-forbindelse. (a) Skruer i skjærtrykkspenning. (b) Skruer i skjærstrekkspenning. (c) Kryssforbindelse med skruer i både skjærtrykkspenning og skjærstrekkspenning.

Figur 3 - Lengdeparametere og vinkler i forbindelse mellom to treelementer brukt i modellen.

Figur 4 – Deformasjon av en fleksibel skrue på et elastisk underlag belastet med en skjærlast, hentet fra Girhammar et al. (2017).

Figur 5 - Aksial forskyvning av skruen i en forbindelse.

Figur 6 – Schrøders (2013) testoppsett. (a-c): skisser av ordinær forbindelse. (d): forbindelse med krysstilte skruer

Figur 7 - Resultater fra Schrøders tester Type A (rød), teoretiske verdier fra Girhammars modell (blå).

Figur 8- Resultater fra Schrøders tester Type B (rød), teoretiske verdier fra Girhammars modell (blå).

Figur 9 - Montering av prøve med VGZ 7x140-skruer og CLT-tykkelse på 120 mm. Alle skruene monteres med hånddrill, med et støtteapparat som gir høyere vinkelnøyaktighet.

Figur 10 - Selvborende skruer brukt i tester. Fra topp til bunn: WT 8,2x160, WT 6, 5x160, VGZ 9x160, VGZ 7x140, VGZ 7x100.

Figur 11 - Illustrasjon av mål på skrue av type WT-T 6,5x160 fra SFS. Hentet fra (ETA-12/0063).

Figur 12 - Illustrasjon av mål på skrue av type VGZ fra Rotho Blaas. Hentet fra (ETA-11/0190).

Figur 13 – Bilde av testoppsett med kraftcelle og forskyvningsmålere.

Figur 14 – Forskyvningsmålere festet i de ytterste CLT-elementene, måler avstand til aluminiumstav festet i midterste CLT-element

Figur 15 - Lastprosedyre i henhold til ISO 6891. Prøven holdes ved 40 % av estimert bruddkapasitet i 30 sekunder, deretter ved 10 % i 30 sekunder, før den kjøres til brudd. Hentet fra ISO 6891

Figur 16 - Plotting av alle resultater for første prøve i serien V7-80-1, med skruetype VGZ 7x100 og CLT-tykkelse 80 mm. Hver rød prikk tilsvarer en registrert måling fra kraftcellen.

Figur 17 - Arbeidsdiagram for prøve V7-80-1. K_{ser} finnes ved å betrakte stigning på den blå linjen.

Figur 18 - Arbeidsdiagram for serie V7-80

Figur 19 - Arbeidsdiagram for serie V7-100

Figur 20 - Arbeidsdiagram for serie V7-120

Figur 21 - Arbeidsdiagram for serie V9

Figur 22 - Arbeidsdiagram for serie W6

Figur 23 - Arbeidsdiagram for serie W8

Figur 24 – De blå prikkene viser stivhetsresultater plottet mot diameter. De røde prikkene viser estimert ekvivalent stivhet til de forskjellige skruene beregnet med modellen til Girhammar et al. (2017).

Figur 25 – De blå prikkene viser resultater fra skjærkapasitet plottet mot diameter. De røde prikkene viser estimert ekvivalent stivhet til de forskjellige skruene beregnet med modellen til Bejtka og Blass (2002).

Figur 26 - De blå prikkene viser stivhetsresultater plottet mot skruelengde. De røde prikkene viser estimert ekvivalent stivhet til de forskjellige skruene beregnet med modellen til Girhammar et al. (2017).

Figur 27 - De blå prikkene viser stivhetsresultater plottet mot skruelengde. De røde prikkene viser estimert ekvivalent stivhet til de forskjellige skruene beregnet med modellen til Bejtka og Blass (2002).

Figur 28 - En prøvene ble sagt opp for å se på detaljer etter deformasjon. Skruerforbindelse med skruetype VGZ 9x160. Skruene opplevde dobbel plastisk deformasjon.

Figur 29 - Skruespissene på prøven som ble sagt opp.

Figur 30 - To WT-skruer med dobbelt flyteledd (bruddform f) etter test.

Figur 31 - Prøve WT8-1 sagt opp etter test viser flyteledd i skruene og gjennomtrekking av skruen i midterste element.

Tabelliste

Tabell 3.1 – Dimensjoner for CLT-elementer brukt i testene

Tabell 3.2 – Skruedetaljer for skruene brukt i tester

Tabell 3.3 – Skruedimensjoner og CLT-tykkelse

Tabell 3.4 – Resultater fra densitetsmålinger av et utvalg av CLT-elementene

Tabell 4.1 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie V7-80.

Tabell 4.2 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie V7-100.

Tabell 4.3 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie V7-120.

Tabell 4.4 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie V9.

Tabell 4.5 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie W6.

Tabell 4.6 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie W8.

Tabell 8.1 – Excel-tabell med beregning av ekvivalent stivhet $K_{ser,Eqv}$ gjennom formelverk i kapittel 2.4, med alle parametere brukt.

Tabell 8.2 – Verdier og resultater fra målinger av utvalgte densitetsprøver

1 Innledning

1.1 Bakgrunn

Krysslaminert massivtre (CLT) er et spennende materiale som har begynt å bli langt mer fremtredende i den norske og europeiske byggebransjen de siste årene. CLT er et byggemetode som stammer fra Canada og ble introdusert i Norge på slutten av 90-tallet, men først de senere årene har det begynt å bli utbredt (Tret teknisk 2006). Tradisjonelle byggemetoder i trevirke, som stenderverk, har blitt langt mer testet og utprøvd over årene og har fått meget omfattende forskning og optimalisering. CLT som byggemetode har en mindre portefølje med større konstruksjoner bak seg i Norge, men har blitt mer og mer vanlig i større byggverk som skoler og boligkomplekser.

Fordelene ved å bygge med CLT er mange, og enda flere oppdages etter hvert som bruken av materialet økes. Fra et konstruksjonsteknisk perspektiv gir CLT et lett bygg med høy stivhet sammenlignet med konstruksjoner som bæres av stål eller betong. Videre gir det en stor reduksjon i hvor mye betong som trengs støpes til fundamentet. Dette er en fordel med tanke på grunnarbeid og geoteknikk da grunnen tar en mindre last og tillater at det kan bygges på mykere eller mer ustabil underlag. CLT er også raskt og enkelt å montere da CLT-elementene kommer ferdig prefabrikkert til byggeplassen. Med mindre krevende rigging og kranføring sparer dette dyrebar tid og penger. Brannteknisk er CLT forutsigbart og sikkert (Hassanieh et al. 2016).

Studentboliger har vist seg å egne seg særdeles godt for prefabrikkerte CLT-elementer. De mange små og like boligenhetene gjør det økonomisk gunstig. Siden pilotprosjektet for norske studentboliger i massivtre åpnet for bruk i Ås i 2013 med 254 hybler, vil det i løpet av 2017 være over 4000 ferdigstilte studentboliger i massivtre i Norge (arkitektur-n.no).

Sett fra et miljøperspektiv er treverk, i alle sine former, et langt renere og mer miljøvennlig byggemateriale enn alternativene stål og betong. Trevirket vil naturlig binde CO₂ og fungere som et karbonlager fram til treverket nedbrytes. Trevirket frigjør samme mengde CO₂ som det binder mens det gror, og kan derfor karakteriseres som klimanøytralt (Svanæs 2004). Energibruken ved fremstilling av massivtre er langt lavere enn det som kreves for å produsere konkurrerende materialer (Carling et al. 2002).

I takt med materialets økende popularitet, er det utarbeidet mye kunnskap om egenskapene til massivtre som konstruksjonsmateriale. For å optimalisere materialet er blitt forsket på en rekke av materialets egenskaper og bruksområder. Massivtreelementenes kapasitet som skjærskive ble undersøkt av Moosbrugger et al. (2006), Bogensperger et al. (2014) og Flaig og Blass (2013), og plateegenskaper ble undersøkt av Stürzenbecher et al. (2010). Nygard et al. (2014) undersøkte å lage materialet sterkere og stivere ved å eksperimentere med trekvalitet, lamellretning, sjikttykkelse og sjiktantall. Det har også blitt gjort studier av ulike skjærforbindelser mellom massivtreelementer og andre bygningsdeler, blant annet undersøkelse av spikerplater (Jacquier & Girhammar 2014), vinkelbraketter (Tomasí & Smith 2015) og selvborende skruer (Dietsch & Brandner 2015; Schröder 2013; Silva et al. 2016)

Optimalisering av montering av CLT-elementer på byggeplass har drevet frem den økte bruken av selvborende skruer. Selvborende skruer brukes i dag som moderne verktøy i treforbindelser. De skiller seg hovedsakelig fra vanlige skruer ved å ha en spiss med to motstående vertikale skjærekniver med evnen til å penetrere inn i materialet og lede bort restene, og dermed unngå behovet for

forboring. Skruenes økonomiske fordeler i tillegg til enkel og rask montering i forhold til andre løsninger gjør dem et praktisk og attraktivt alternativ i treforbindelser. Den økte populariteten for disse skruene gjør de interessante å forske videre på, og har stått i fokus for mange nyere studier. Det har blant annet blitt forsket på hvordan selvborende skruer fungerer som skjærarming i treverket (Dietsch & Brandner 2015), styrken på selvborende skruer vinklet i to akser (Hossain et al. 2016) og hvordan uttrekksfasthet for selvborende skruer avhenger av antall sjikt de penetrerer i CLT (Ringhofer et al. 2015). Stivheten i forbindelser med selvborende skruer har også blitt forsket på de siste årene. To nye modeller for dimensjonering av stivhet i bruksgrensetilstand har blitt publisert, som har satt lys på stivhet i bruksgrensetilstand som en viktig parameter ved dimensjonering av forbindelsene (Girhammar et al. 2017; Tomasi et al. 2010).

1.2 Problemstilling og målsetning

1.2.1 Problemstilling

Målet med dette arbeidet er å undersøke stivheten i en forbindelse mellom to CLT-elementer festet med selvborende skruer av forskjellige typer. Oppgaven skal ta for seg en studie av gammel og ny teori om stivhet i skrueforbindelser (Girhammar et al. 2017). Videre skal det utføres en verifisering av teorien ved å sette opp tester i lab, samt se på tidligere tester, og analysere hvordan resultatene henger sammen med den nye teorien. I tillegg skal det evalueres hvor godt teorien håndterer dimensjonering av forbindelsen.

Hovedmål

Undersøke hvordan dagens teori om styrke og stivhet i skrueforbindelser mellom CLT-elementer klarer å forutsi virkelige tester gjort i laboratorium.

Delmål

For å svare på problemstillingen og ankomme hovedmålet vil det bli satt delmål som skal svares på underveis:

1. Utføre en parameterstudie av eksisterende teori for å undersøke hva som påvirker skjærkapasitet og stivhet i skrueforbindelser, samt undersøke om de samme parametre legges til grunn i de ulike teoriene.
2. Undersøke dagens aksepterte standard for teoretisk beregning av skjærkapasitet og stivhet, og hvor god er den i forhold til nyere teori.
3. Gjennomføre tester med skjærbelastning på skrueforbindelse mellom CLT-elementer og variere de aktuelle parameterne.
4. Gjøre en vurdering av styrke og stivhet i resultatene fra testene.
5. Analysere teoretiske og reelle resultater fra egne og tidligere tester og evaluere teoriens evne til å dimensjonere skrueforbindelsene.

1.2.2 Avgrensninger

Hensikten med oppgaven er å gi data om styrken og stivheten til de ulike forbindelsene, og ser heller på flere varianter enn mange repetisjoner av samme testoppsett for statistisk signifikans. Det vil bli

gjort seks serier med fem prøver i hver serie. Oppgaven er avgrenset til bare å bruke CLT som materiale, og to typer skruer (helgjenget og dobbelgjenget) av forskjellige dimensjoner. Videre er det gjort følgende avgrensninger:

- Det vil ikke bli tatt hensyn til økonomiske aspekter i oppgaven, da den har fokuserer på ingeniørvitenskap og treteknologi.
- Det er ikke gjort målinger på fuktinnhold i massivtreelementene, og de antas å ha 12 % fuktinnhold i det kontrollerte klimaet de har blitt utsatt for.

2 Teori

I dette kapittelet besvares delmål 1 ved at det redegjøres for de forskjellige teoriene for dimensjonering av styrke og stivhet i skruerforbindelser som finnes i dag, og utføres en parameterstudie av disse. Teoriene fra standarder og vitenskapelige rapporter blir presentert i kronologisk rekkefølge, før det presenteres teori fra tekniske godkjenninger fra de største skruelieferandørene. Til slutt presentert resultater fra tidligere tester som blir betraktet i lys av teorien.

2.1 NS-EN 1995-1-1 – Eurocode 5

I dag er NS-EN 1995-1-1 (EC5) det grunnleggende beregningsverktøyet for treforbindelser i Norge. Standarden dekker ikke alt, og kan kritiseres for å undervurdere styrken i skruerforbindelser, spesielt for skruer i vinkel som ikke er normalt på skjærplanet (Tomasi et al. 2010). NS-EN 1995-1-1 oppdateres med jevne mellomrom, men klarer aldri å holde følge med den nyeste teorien. Det finnes flere nye konsepter for beregning og dimensjonering av treforbindelser, som blir presentert senere i kapittelet.

2.1.1 Kapasitet for tverrbelastede stavformede forbindere

Til grunn for beregningsmodellen for skjærkapasitet i Eurocode ligger Johansens flyteledde teori (NS-EN 1995-1-1 pkt. 8.2.2(2)). For enkeltstnittede forbindere settes skjærkapasitet lik den minste av:

$$F_{v,Rk,a} = f_{h,1,k} t_1 d \quad (a)$$

$$F_{v,Rk,b} = f_{h,2,k} t_2 d \quad (b)$$

$$F_{v,Rk,c} = \frac{f_{h,1,k} t_1 d}{1+\beta} \left[\sqrt{\beta + 2\beta^2 \left[1 + \frac{t_2}{t_1} + \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2 \right] + \beta^3 \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2} - \beta \left(1 + \frac{t_2}{t_1} \right) \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (c)$$

$$F_{v,Rk,d} = 1,05 \frac{f_{h,1,k} t_1 d}{2+\beta} \left[\sqrt{2\beta(1+\beta) + \left(\frac{4\beta(2+\beta)M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} d t_2^2} \right)^2} - \beta \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (d)$$

$$F_{v,Rk,e} = 1,05 \frac{f_{h,1,k} t_2 d}{1+2\beta} \left[\sqrt{2\beta^2(1+\beta) + \left(\frac{4\beta(1+2\beta)M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} d t_2^2} \right)^2} - \beta \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (e)$$

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

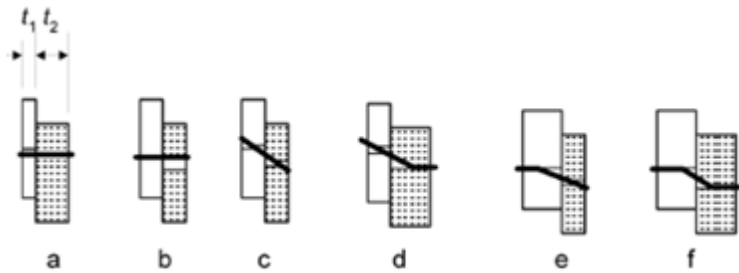
$$F_{v,Rk} = \min\{F_{v,Rk,a}; F_{v,Rk,f}\} \quad [N] \quad (1)$$

Hvor

- $f_{h,i,k}$ er hullkantfasthet i tredel i ,
- t_i er inntrengningsdybden i ,
- d er skruens diameter
- β er forholdet mellom tredelens hullkantfasthet, $f_{h,2,k}/f_{h,1,k}$,
- $M_{y,Rk}$ er forbinderens karakteristiske flytemoment,

- $F_{ax,Rk}$ er forbindeens uttrekkskapasitet.

Hver formel angir kapasitet til sin respektive bruddform, se Figur 1.



Figur 1 - Bruddformer ved tverrlast i enkeltsnittede tre-mot-treforbindere (NS-EN 1995-1-1).

I bruddform c-f hvor det oppstår flyteledd, opptrer taueffekten. Taueffekten er et bidrag til skjærkapasitet som oppstår når skruen opplever plastisk deformasjon i bruddgrensetilstand. Bidraget kommer av at skruens aksiale strekkapasitet begynner å bidra når den deformeres. For bruddformer hvor det opptrer flyteledd vil skjærforbindelsen få et tilleggsbidrag på $F_{ax,Rk}/4$. For lange skruer med høy uttrekingskapasitet vil dermed få et særdeles stort bidrag fra taueffekten. Bidraget fra taueffekten blir imidlertid begrenset til 100 % av Johansen-delen (første ledd i ligning 1a-f) for skruer.

Utenom taueffekten tar ikke modellen presentert NS-EN 1995-1-1 hensyn til vinklede skruer, og det bidraget skruen kunne fått fra sin aksiale uttrekingskapasitet. Den tar heller ikke hensyn til friksjon mellom elementene, som opptrer særlig ved vinklede skruer som står i skjærstrekkspenning.

2.1.2 Hullkantfasthet

Hullkantfasthet er trevirkets evne til å motstå krefter langs en spiker, skrue, bolt eller dybel. Hullkantfastheten avhenger av trevirkets densitet og oppbygning, i tillegg til hvordan kreftene blir påført. Det tas også hensyn til vinkelen mellom lasten og trevirkets fiberretning. Karakteristisk verdi for hullkantfasthet i skrueforbindelser er gitt ved formelen

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,0,k}}{k_{90} \sin^2 \varepsilon + \cos^2 \varepsilon} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (2)$$

$$f_{h,0,k} = 0,082(1 - 0,01 d) \rho_k \quad [\text{N/mm}^2] \quad (3)$$

der

- $k_{90} = 1,35 + 0,015d$ for bartrevirke
- ρ_k er karakteristisk densitet
- ε er vinkel mellom last og fiberretning
- d er skruediameter

2.1.3 Uttrekkskapasitet

Aksial uttrekkskapasitet er skruens kapasitet for aksial belastning før forbindelsen går til brudd. Følgende bruddformer ligger til grunn for beregningsmodellen og må verifiseres når kapasiteten skal vurderes:

- Skruens strekkfasthet
- Uttrekkskapasitet mellom trevirke og gjenger
- Gjennomtrekkingsmotstand av skruhode
- Knekkbrudd i skruen ved trykkbelastning
- For skruer som brukes sammen med stålplater, må skruhodets avrivningsmotstand være større enn skruens strekkfasthet
- Utrivning som langs omkretsen av en gruppe med skruer når skruer brukes sammen med stålplater (blokk- og pluggutrivning)

For skruer som tilfredsstillér én av følgende krav:

- $6 \text{ mm} \leq d \leq 12 \text{ mm}$
- $0,6 \leq d_1/d \leq 0,75$

forutsettes den karakteristiske uttrekkskapasiteten å være

$$F_{ax,\alpha,Rk} = \frac{n_{ef} f_{ax} d l_{ef} k_d}{1,2 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad [\text{N}] \quad (4)$$

Der

$$f_{ax,k} = 0,52 d^{-0,5} l_{ef}^{-0,1} \rho_k^{0,8} \quad [\text{N/mm}^2] \quad (5)$$

$$k_d = \min\{d/8 ; 1,0\} \quad (6)$$

- $F_{ax,\alpha,Rk}$ er den karakteristiske uttrekkskapasiteten til en forbindelse i en vinkel α på fiberretningen [N]
- $f_{ax,k}$ er den karakteristiske uttrekkskapasiteten i en vinkel α på fiberretningen [N/mm²]
- d er utvendig gjengediameter
- d_1 er innvendig gjengediameter
- n_{ef} er effektive antall skruer
- l_{ef} er den gjengede delens inntrengingsdybde [mm]
- ρ_k er karakteristisk densitet i trevirke [kg/m³]
- α er vinkel mellom skruen og fiberretning

Det fremgår av modellen at det er mange parametere som inngår i dimensjonering av aksial uttrekkskapasitet, hvor det er gjengelengden og eventuelt skruhode som gjør det største utslaget for kapasiteten. Lange, helgjengede skruer eliminerer gjennomtrekking av skruhodet som problem, da gjengene holder igjen på begge sider av forbindelsen.

2.1.4 Stivhetsmodul K_{ser}

For skruerforbindelser i bruksgrensetilstand brukes stivhetsmodulen K_{ser} for å beregne glidning i forbindelsen. Stivhetsmodulen gis ved formelen

$$K_{ser} = \rho_m^{1,5} \frac{d}{23} \quad [\text{N/mm}] \quad (7)$$

Hvor

- ρ_m er midlere densitet av trevirket på hver side av forbindelsen,
- d er skruediameter

NS-EN 1995-1-1 beregner en svært forenklet verdi for K_{ser} , hvor densitet og skruediameter er de eneste parametere som opptrer. Dette gir et begrenset beregningsgrunnlag og overser flere parametere som drøftes i modellene nedenfor, som friksjon mellom elementene og vinkel mellom skruen og fiberretning.

2.2 Bejtka & Blass

Bejtka og Blass (2002) presenterer en nyere modell for dimensjonering av kapasitet for tverrbelastede skruer i tre-mot-tre-forbindelser. Modellen tar utgangspunkt i Johansen flyteledteori, men bygger på den for blant annet å kunne betrakte vinklede skruer i forbindelsene. Med den hensikten har det blitt inkludert nye parametere som friksjon og vinkel mellom skruen og fiberretning. Friksjonsmstand mellom treelementene oppstår i det leddet belastes med skjærestrekkspanning, som gir en økt kapasitet for forbindelsen.

En av de grunnleggende antakelser modellen gjør er ideell rigid-plastisk materialoppførsel ved hullkantspanning og i skruen ved bøyespenning. For tverrbelastede tre-mot-tre-forbindelser med vinklede skruer settes skjærkapasitet lik den minste av:

$$F_{v,Rk,a} = F_{ax,k} \sin \alpha + f_{h,1,k} d t_1 \cos \alpha \quad (a)$$

$$F_{v,Rk,b} = F_{ax,k} \sin \alpha + f_{h,2,k} d t_2 \cos \alpha \quad (b)$$

$$F_{v,Rk,c} = F_{ax,k} (\mu \cos \alpha + \sin \alpha) + \frac{f_{h,1,k} t_1 d}{1 + \beta} (1 - \mu \tan \alpha) \left[\sqrt{\beta + 2\beta^2 \left[1 + \frac{t_2}{t_1} + \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2 \right] + \beta^3 \left(\frac{t_2}{t_1} \right)^2} - \beta \left(1 + \frac{t_2}{t_1} \right) \right] \quad (c)$$

$$F_{v,Rk,d} = F_{ax,k} (\mu \cos \alpha + \sin \alpha) + \frac{f_{h,1,k} t_1 d}{2 + \beta} (1 - \mu \tan \alpha) \left[\sqrt{2\beta^2(1 + \beta) + \frac{4\beta(1+2\beta)M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} d t_1^2}} - \beta \right] \quad (d)$$

$$F_{v,Rk,e} = F_{ax,k} (\mu \cos \alpha + \sin \alpha) + \frac{f_{h,1,k} t_2 d}{1 + 2\beta} (1 - \mu \tan \alpha) \left[\sqrt{2\beta^2(1 + \beta) + \frac{4\beta(1+2\beta)M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} d t_2^2}} - \beta \right] \quad (e)$$

$$F_{v,Rk,d} = F_{ax,k} (\mu \cos \alpha + \sin \alpha) + (1 - \mu \tan \alpha) \sqrt{\frac{2\beta}{1+\beta}} \sqrt{2M_{y,Rk} f_{h,1,k} d \cos^2 \alpha} \quad (f)$$

$$F_{v,Rk} = \min\{F_{v,Rk,a}; F_{v,Rk,f}\} \quad [N] \quad (8)$$

Hvor

- α er vinkelen mellom skrue og linjen som er vinkelrett på fiberretning
- t_i er inntrengningsdybde normalt på skjærplanet i del i
- μ er friksjonskoeffisienten for tre-mot-tre-forbindelser
- $F_{ax,k}$ er karakteristisk uttrekkskapasitet for skruen
- $f_{h,i,k}$ er karakteristisk hullkantfasthet i tredel i

Ligningene (8a-f) korresponderer il Johansens bruddformer a-f illustrert i Figur 1, tilsvarende modellen i NS-EN 1995.

Det kan noteres at leddet for taueffekten er fjernet og erstattet med et ledd som tar hensyn til skruens vinkel og uttrekkskapasitet.

For å utvide Johansens flyteleddteori til å inkludere vinklede skruer, må modellen også betrakte hvordan skruen uttrekkskapasiteten påvirkes av skruens vinkel. Modellen foreslår en tabell med eksperimentelle verdier for uttrekkskapasitet for diverse vinkler og bruddformer. Dette var en tungvinn og upraktisk måte å hente verdier for en så sentral parameter i modellen, og ble derfor senere omgjort til en forenklet empirisk formel (Uibel & Blass 2007). Uttrekkskapasitet for selvborende skruer i CLT-elementer beregnes etter følgende formel:

$$F_{ax,Rk} = \frac{0,35d^{0,8}l_{ef}^{0,9}\rho^{0,75}}{1,5 \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad [N] \quad (9)$$

Hvor

- α er vinkel mellom skrue og fiberretning
- d er ytre diameter på skruen
- l_{ef} er skruens gjengede inntrengningsdybde
- ρ er densitet i CLT-elementet

Uibel og Blass (2006) utredet et forenklet beregning av hullkantfasthet basert på en rekke tester. Korrelasjonen mellom testresultatene og forutsagte verdier ble funnet til å best bli beskrevet med følgende uttrykk:

$$f_{h,k} = \frac{0,031(1-0,015d)\rho_k^{1,16}}{1,1 \sin^2 \varepsilon + \cos^2 \varepsilon} \quad [N/mm^2] \quad (10)$$

Hvor

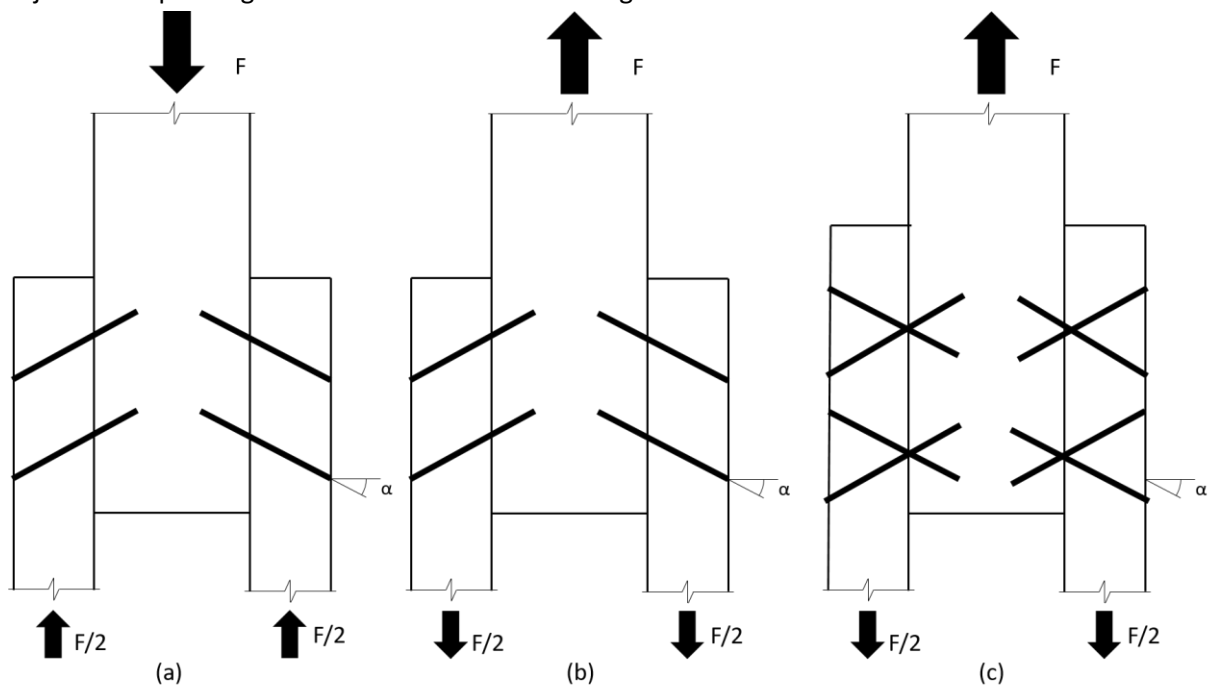
- $f_{h,k}$ er karakteristisk hullkantfasthet
- ρ_k er karakteristisk densitet

- ε er vinkel mellom last og fiberretning i ytterste lag
- d er skruens diameter

Denne formelen er nesten identisk som tilsvarende i NS-EN 1995-1-1 (ligning 2 og 3), med noe høyere tallverdier som gir høyere kapasitet. Dette skyldes den armerende effekten de krysslaminerte panelene i CLT gir, som bidrar til økt kapasitet.

2.3 Tomasi et al. sin modell

Tomasi et al. (2010) presenterte en ny teoretisk modell for å beregne stivhet i bruksgrensetilstand for vinklede skruer i tre-mot-tre-forbindelser. Rapporten påpeker at modellen i NS-EN 1995-1-1 er delvis uegnet til å beskrive styrke og stivhet under disse forholdene, og introduserer parameterne aksial stivhet og friksjon mellom treelementene for dimensjonering av stivhetsmodulen K_{ser} . Tomasi argumenterer at modellene brukt i europeiske standarder, samt flere nasjonale standarder (CNR-DT206 ; DIN1052) kraftig undervurderer styrken og stivheten for denne typen forbindelse, og gjør dem utilstrekkelig for å vurdere forbindelsens mekaniske atferd. Modellen skiller mellom om skruene står i skjærstrekkspenning eller skjærtrykkspenning, som avhenger av hvilken retning lasten treffer skruen fra når den er vinklet. I tillegg legger den fram en metode for å beregne stivhet i vinklede skruer i kryssforbindelse, hvor skruene har en kombinasjon av skjærtrykkspenning og skjærstrekkspenning. De tre tilfellene illustreres i Figur 2.



Figur 2 - Vinklede skruer i en tre-mot-tre-forbindelse. (a) Skruer i skjærtrykkspenning. (b) Skruer i skjærstrekkspenning. (c) Kryssforbindelse med skruer i både skjærtrykkspenning og skjærstrekkspenning.

Rapporten konkluderer at skråstilte skruer gir en betraktelig økning i stivhet opp til $\alpha = 45^\circ$ dersom de belastes med skjærstrekkspenning. Skruer som belastes med skjærtrykkspenning har vist en stivhet som samsvarer med ligning (7) fra NS-EN 1995-1-1. Det blir utledet følgende formel for stivhetsmodul for tre-mot-tre-forbindelser med skråstilte skruer som står i skjærstrekkspenning:

$$K_{ser} = K_{\perp} \cos \alpha (\cos \alpha + \mu \sin \alpha) + K_{\parallel} \sin \alpha (\sin \alpha + \mu \cos \alpha) \quad [\text{N/mm}] \quad (11)$$

Hvor

- K_{\perp} er forbinderens stivhet ved tverrgående last
- K_{\parallel} er forbinderens stivhet ved aksial last
- α er vinkelen mellom skrueakse og normalen på skjærplanet
- μ er friksjonskoeffisienten mellom treelementene

Stivhet ved tverrgående last, K_{\perp} , beregnes ved ligning (7) fra NS-EN 1995-1-1, mens stivhet ved aksial last er mer kompleks og er gitt ved

$$K_{\parallel} = \frac{1}{\frac{1}{K_{ser,ax,1}} + \frac{1}{K_{ser,ax,2}}} \quad [\text{N/mm}] \quad (12)$$

Hvor

- $K_{ser,ax,i}$ er aksial stivhetsmodul for den gjengede delen med en forankringslengde l_i i treverk i .

$K_{ser,ax,i}$ kan gis ved formelen

$$K_{ser,ax,i} = 30 l_{thr} d \quad [\text{N/mm}] \quad (13)$$

Hvor

- l_{thr} er forankringslengde på skruen
- d er skruens ytre diameter på gjengene

Denne beregningsmodellen introduserte skruevinkel, friksjon og aksial stivhet som parametere for dimensjonering av stivhet i vinklede skrueforbindelser. Modellen forutsetter at treverket er lineærelastisk i bruksgrensetilstanden.

2.4 Girhammar et al. sin modell

Girhammar et al. (2017) kom med en ny modell for beregning av stivhetsparameter K_{ser} for vinklede skruer i skjærstrekkspenning. Denne modellen gjør en omfattende analyse av stivhet i det elastiske området i bruksgrensetilstand. Han tar for seg flere tidligere modeller og viser hva sin modell tilføyer ved å vise til mangler i tidligere modeller.

Modellen til Tomasi et al. (2010) i likhet med modellen i NS-EN 1995-1-1 vurderer stivhetsmodulen ut fra midlere densitet av de to treelementene. Girhammar påpeker at en av begrensningene til Tomasi et al. sin modell er at den ikke inkluderer parametere for forbinderens og trevirkets materialeegenskaper og geometri på hver side av forbindelsen. Denne begrensning unngår Girhammar ved å ta hensyn til materialeegenskapene på begge sider av forbindelsen, som er en av styrkene i modellen.

Girhammar sammenligner Blass' og Tomasis modeller og påpeker at gir motstridende resultater for stivhetsparameter K_{ser} , hvor Tomasis modell gir stigende stivhet ved økende skruevinkel, mens Blass' modell gir lavere stivhet ved større vinkel. Her argumenteres det at Blass har blandet sammen uttrykkene for enkel aksial deformasjon som en funksjon av leddet.

2.4.1 Stivhetsmodul K_{ser}

Girhammar gir en omfattende modell for å beregne stivhetsparameter K_{ser} for tre-til-tre-forbindelser i skjærstrekkforbindelser.

Stivheten mellom forbindelsene kan gis ved

$$K_{ser} = \frac{1}{2} K_{h|\theta-a|,1} d_h l_1 (\cos(\alpha) - \mu * \sin(\alpha)) \frac{\left(\frac{2-s_1}{x_1}\right)}{\left(1+\frac{x_2}{x_1}\right)} + K_{ax|\theta-a|,eff,1} \pi d_{ax} l_{thr,1} \sin(\alpha) (\sin(\alpha) + \mu \cos(\alpha)) \frac{1}{\left(1+\left(\frac{1}{\beta}\right)*\left(\frac{l_{thr,1}}{l_{thr,2}}\right)\right)} \quad [\text{N/mm}] \quad (14)$$

Hvor

- $K_{h|\theta-a|,1}$ er hullkantstivhet per areal i treverket
- $K_{ax,|\theta-a|,eff,1}$ er effektiv uttrekksstivhet per areal i treverket
- d_h er hullkantdiameter
- d_{ax} er ytre diameter på gjengene til skruen
- l_1 er lengde på skruen i treverk 1
- $l_{thr,1}$ og $l_{thr,2}$ er lengde på gjenget del av skruen inn i henholdsvis treverk 1 og 2
- F_1 og F_2 er eksterne kreftene som virker på elementene
- s_1 og s_2 er avstanden vinkelrett fra skjærplanet til enden av skruen
- x_1 og x_2 er avstandene vinkelrett fra skjærplanet til rotasjonspunktet på skruen
- α er vinkelen vinkel mellom skruen og linjen som går normalt på fiberretningen
- μ er friksjonskoeffisient mellom to treverk
- β er forholdstall mellom uttrekksstivhet mellom treverk 1 og 2

Parameterne F_1 , F_2 , l_1 , s_1 , s_2 , x_1 , s_2 og α er vist i Figur 3.

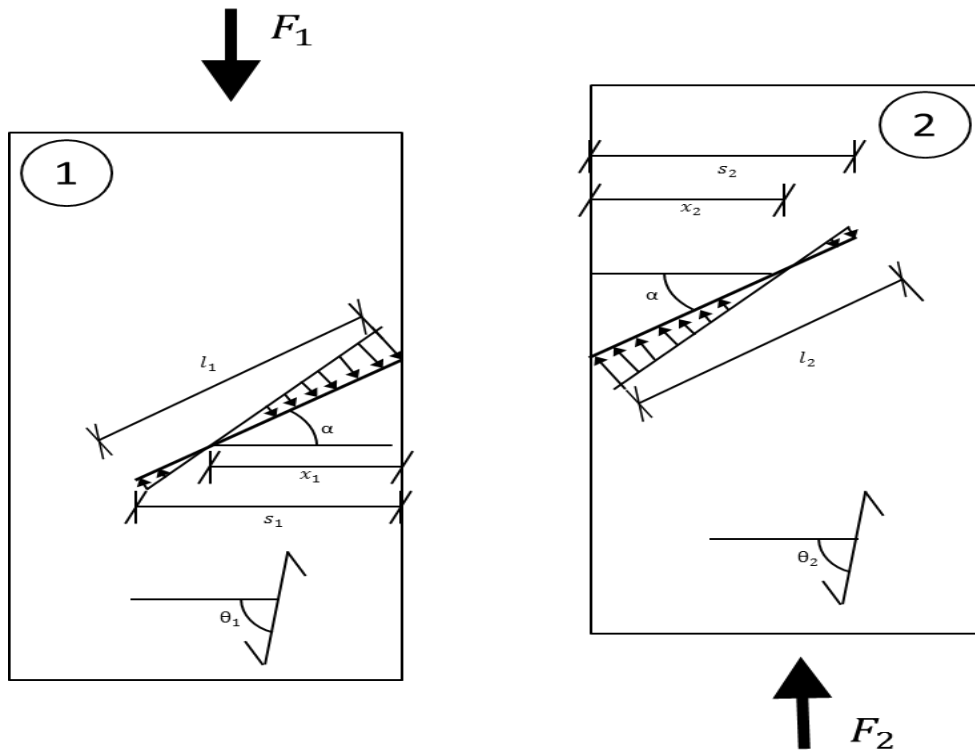
Første ledd i ligning (14) beskriver hullkantstivheten til forbindelsen, og har størst effekt ved $\alpha = 0^\circ$. Hullkantstivhet ved en gitt vinkel $(\theta - \alpha)$ kan finnes ved Hankinsons formel:

$$K_{h,(\theta-a),i} = \frac{K_{h,0,i} * K_{h,90,i}}{K_{h,0,i} * \sin^2(\theta-a) + K_{h,90,i} * \cos^2(\theta-a)} \quad (15)$$

Hvor $\theta = 90^\circ$ tilsvarer fiberretning parallell til skjærplanet.

Andre ledd i ligning (14) beskriver uttrekksstivheten til skruen, og øker med vinkel α opptil 75° . Verdier for uttrekksstivhet finnes typisk i tekniske godkjenninger til skruene, men oppgis i [N/mm]. Omgjøring til den korresponderende effektive uttrekksstivheten per areal $K_{ax,|\theta-a|,eff,i}$ brukt i ligning (14) gjøres ved følgende formel:

$$K_{ax,|\theta-a|,eff,i} = \frac{k_{ax}}{d_{ax} l_{thr,i}} \quad [\text{N/mm}^3] \quad (16)$$



Figur 3 - Lengdeparametere og vinkler i forbindelse mellom to treelementer brukt i modellen.

2.4.2 Ekvivalent hullkantstivhet og uttrekksstivhet

Modellen antar skruen som et rigid objekt, men den anvender teoretisk utledede korreksjonsfaktorer på hullkant- og uttrekksstivhetene for ta å hensyn til hvordan skruen bøyes og tøyres under belastning. Her inkluderes skruens elastisitetsmodul i stedet for å anta en uendelig rigid skruer. Den ekvivalente hullkantstivheten kan gis ved:

$$K_{h|\theta-a|i}^{Eq} = K_{h|\theta-a|i} \frac{2(\sinh^2(\lambda l) - \sin^2(\lambda l))}{\lambda l (\sinh(\lambda l) \cosh(\lambda l) - \sin(\lambda l) \cos(\lambda l))} \quad [\text{N/mm}^3] \quad (17a)$$

$$\approx K_{h|\theta-a|i} \frac{2}{\lambda l} \text{ for } \lambda l \geq 2,5 \quad [\text{N/mm}^3] \quad (17b)$$

Hvor den dimensjonsløse parameteren λl gis ved

$$\lambda l = 2 \sqrt[4]{\frac{K_{h|\theta-a|i} d_h}{\pi E_s} \frac{l}{d_h}} \quad (18)$$

hvor E_s er elastisitetsmodulen for skruen.

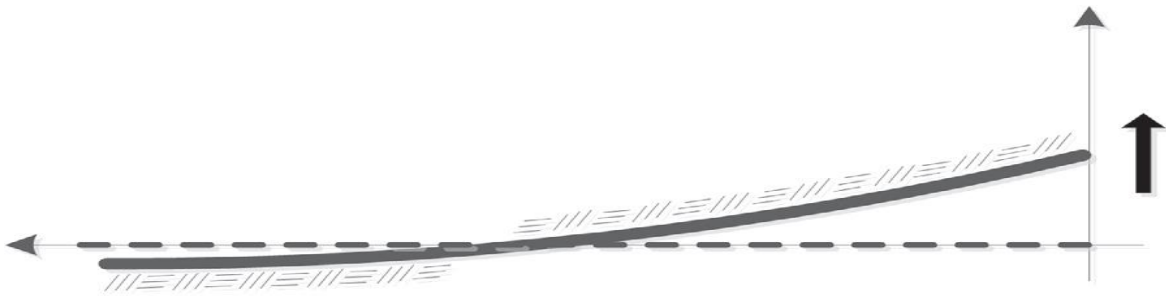
Den ekvivalente uttrekksstivheten kan gis ved

$$K_{ax|\theta-a|,eff,i}^{Eq} = K_{h|\theta-a|i} \frac{\tanh(\omega l_i)}{\pi d_{ax} l_{thr} \omega l_i} \quad [\text{N/mm}^3] \quad (19)$$

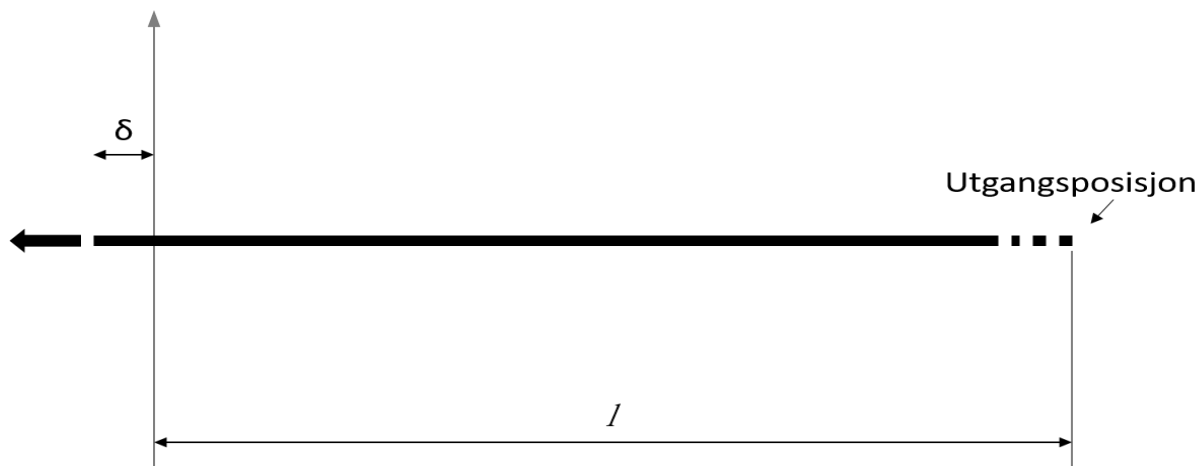
Hvor den dimensjonsløse parameteren ωl gis ved

$$\omega l_i = 2 \sqrt{\frac{K_{ax|\theta-a|,eff,i} d_{ax} l_{thr,i}}{E_s d_{ax}}} \quad (20)$$

Figur 4 og Figur 6 viser hvordan skruen deformeres ved skjærbelastning og ved aksial belastning.



Figur 4 – Deformasjon av en fleksibel skrue på et elastisk underlag belastet med en skjærlast, hentet fra Girhammar et al. (2017).



Figur 5 - Aksial forskyvning av skruen i en forbindelse.

Parametere som er nye i modellen til Girhammar inkluderer:

- Skillet mellom uttrekksdiameter og hullkantdiameter
- Skruens inntrengningsdybde inn i hver side a forbindelsen
- Skruens gjengede inntrengningsdybde inn i hver side av forbindelsen
- Forholdstall mellom uttrekksstivhet i de to treelementene
- Forholdstall mellom hullkantstivhet i de to treelementene
- Elastisitetsmodul for forbinderen

2.5 Teori fra European Technical Approval

Verdier for parametere som uttrekksstivhet k_{ax} , finnes ikke i standarder ennå og det finnes ingen standardisert måte å beregne det. For å finne tall på disse parameterne må man ofte bruke leverandørens tekniske godkjenning. I dette delkapittelet blir det presentert teori om dette fra de tekniske godkjenningene til de to største skrueleverandørene, SFS Intec (ETA-12/0063) og Rotho Blaas (ETA-11/0190).

Begge disse leverandørene beregner aksial uttrekksstivhet k_{ax} i bruksgrensetilstand uavhengig av vinkel mellom skruen og fiberretning.

For skruer fra Rotho Blaas er uttrekksstivhet gitt ved uttrykket:

$$k_{ax,RB} = 780 d^{0,2} l_{ef}^{0,4} \quad [\text{N/mm}] \quad (21a)$$

For skruer fra SFS er uttreksstivhet gitt ved uttrykket

$$k_{ax,SFS} = 25 l_{ef} d \quad [\text{N/mm}] \quad (21b)$$

Hvor

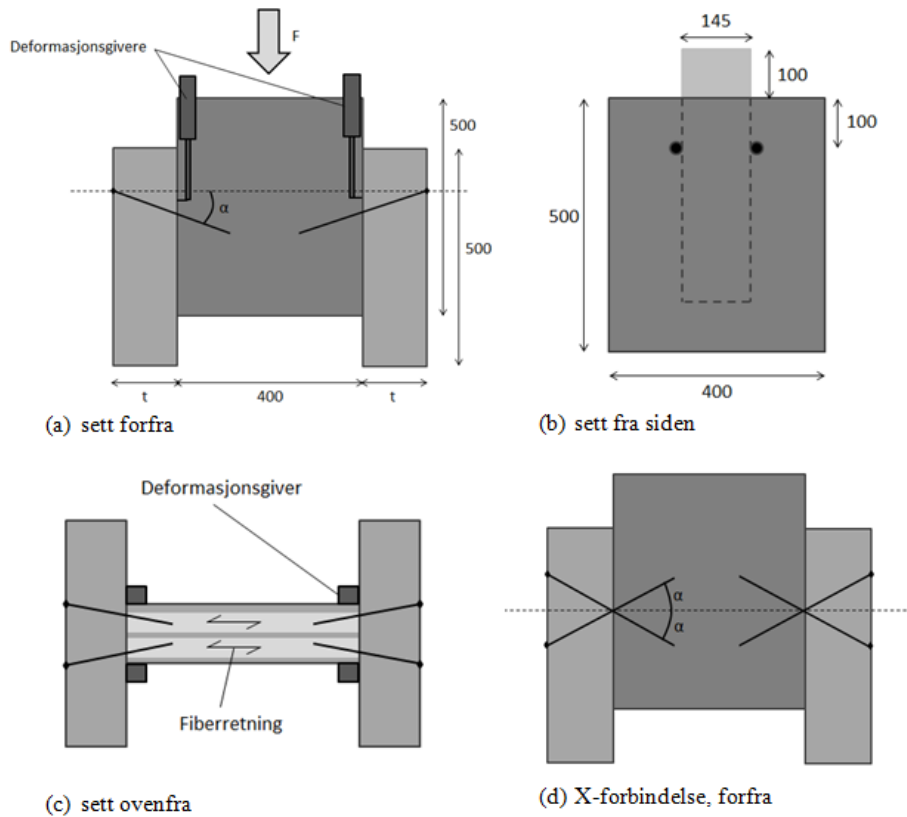
- l_{ef} er inntrengningsdybde for gjenget del av skruen
- d er ytre diameter på gjengene til skruen

2.6 Labtester fra tidligere oppgaver

Dette delkapittelet vil analysere resultater fra tester utført av Schrøder (2013), og anvende disse resultatene for den nyere beregningsmodellen for stivhet i slike forbindelser (Girhammar et al. 2017). Det vil ikke analyseres prøvene med krysstilte skruer, da modellen bare gjelder for skruer i skjærstrekkspenning, og resultatene fra Schrøders tester bare gir et gjennomsnittet av stivheten i skruene i skjærtrykkspenning og skjærstrekkspenning. Det vil heller ikke bli analysert resultater for skjærkapasitet, da Schrøder selv analyserte disse resultatene med teorien beskrevet i kapittel 2.2

2.4.1 Schrøders testoppsett

Schrøder (2013) gjennomførte tester som bestod av tre CLT-elementer som skulle simulere en vegg-gulv-forbindelse. Testene ble gjort med varierende vinkler for de selvboende skruer for å undersøke styrke og stivhet i forbindelsen ved skruer mellom 0-45 °, samt krysstilte skruer. Testoppsettet hadde fire konfigurasjoner, A, B, XA og XB. Type A og XA hadde sidepanel med tykkelse 145 mm, type B og XB hadde sidepanel med tykkelse 170 mm. I type XA og XB ble det brukt krysstilte skruer, og vil ikke analyseres i denne oppgaven. Alle konfigurasjonene brukte midtpanel med tykkelse 145 mm. Skruene var typen Würth Assy Plus 10x320 mm (ETA-11/0190), og CLT-elementer fra Martinsons KL-trä, med fasthetsklasser LS15 for de langsgående sjiktene og C14 for de tverrgående. Figur 6 viser Schrøders testoppsett.



Figur 6 – Schrøders (2013) testoppsett. (a-c): skisser av ordinær forbindelse. (d): forbindelse med krysstilte skruer

2.4.2 Schrøder resultater

Resultatene for stivhetsparameter K_{ser} fra Schrøder (2013) kan ses i tabell 2.1.

Tabell 2.1 – Resultater for stivhetsparameter K_{ser} hentet fra prøvene til Schrøder (2013). Verdiene viser gjennomsnittlig verdi for hver konfigurasjon. Tallene i parentes viser forholdstall mellom testresultat og beregnet teoretisk verdi fra modellen Schrøder brukte.

TYPE	0 °	15 °	30 °	45 °	
A	906 (x0,25)	4 840 (x1,11)	5 398 (x0,97)	14 407 (x2,28)	N/mm
B	587 (x0,16)	4 018 (x0,94)	5 153 (x0,98)	11 740 (x1,82)	N/mm

Schrøder (2013) gjennomførte skjærttester på CLT-elementer med skråstilte skrueforbindelser for å finne stivhetsparameter K_{ser} , og sammenlignet de opp mot beregningsmodellen til Tomasi (2010). Med den nye modellen til Girhammar et al. (2017), kan disse resultatene sammenlignes med teoretiske verdier fra modellen, og brukes til å vurdere dens evne til å forutsi forbindelsens stivhet under disse forholdene.

Teknisk godkjenning for skruene benytter samme formel for dimensjonering av uttreksstivhet K_{ax} som Rotho Blaas (ligning 21a).

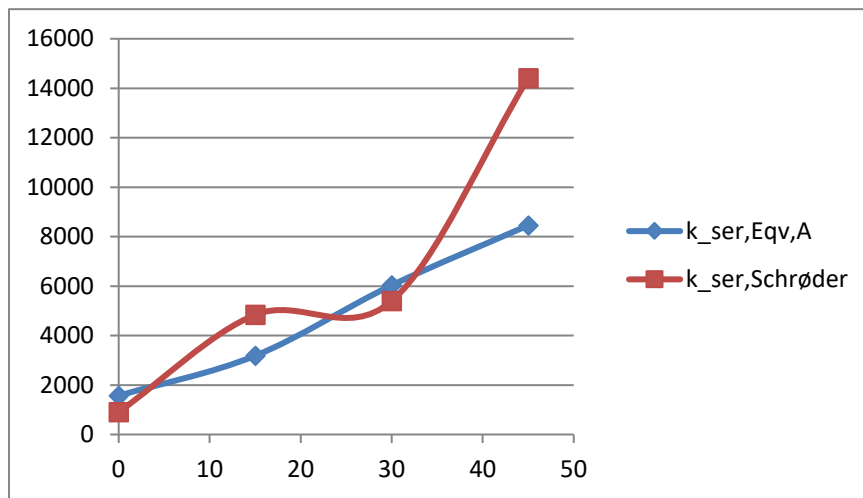
Verdi for hullkantstivhet K_h hentes fra Table E.1 i Girhammar et al. (2017), som er verdier for CLT-elementer av norsk gran (*Picea Abies*) som Girhammar bruker i sine beregninger. Girhammar hentet disse fra Reynolds et al. (2013), som utførte dynamiske tester i henhold til den amerikanske

standarden for bestemmelse av statisk hullkantfasthet (ASTM D5764:1997). Disse verdiene antas å være appliserbare til Schrøders tester, da det er samme materiale av samme trevirke.

Setter følgende parametere inn i Girhammars modell, ligning (14): $\theta = 90$ (fiberretning parallell til skjærplanet), $K_{h,90,1} = 65,6 \text{ N/mm}^3$, $K_{h,0,1} = 20,3 \text{ N/mm}^3$, $K_{ax,0,eff,1} = 30 \text{ N/mm}^3$, $d_h = 6,2 \text{ mm}$, $d_{ax} = 10 \text{ mm}$, $l_1 = 145 \text{ mm}$, $l_{thr,1} = 145 \text{ mm}$, $E_s = 210\,000 \text{ N/mm}^2$, $\mu = 0,25$ og $\alpha = 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ$ og 45° . Dette gir følgende resultater for Schrøder sine tester.

Grafene og tabellene under viser sammenhengen mellom Schrøder sine resultater og de teoretiske verdiene.

Resultater for Type A

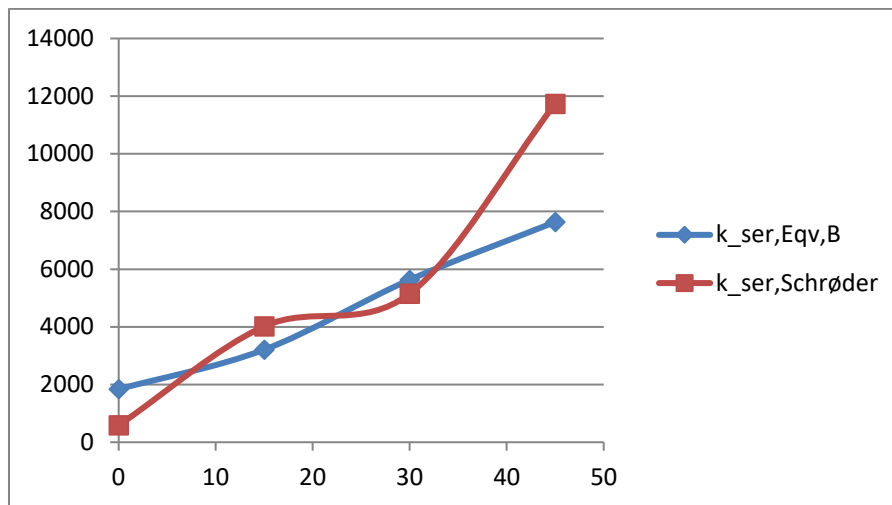


Figur 7 - Resultater fra Schrøders tester Type A (rød), teoretiske verdier fra Girhammars modell (blå).

Tabell 2.2 – Sammenligning mellom Schrøders eksperimentelle tester av Type A og resultater fra Girhammars modell.

Vinkel	0	15	30	45
$K_{Schrøder}$ [N/mm]	609	4840	5398	14407
$K_{Girhammar}$ [N/mm]	1569	3185	6033	8456
Forholdstall	0,58	1,52	0,89	1,70

Resultater for Type B



Figur 8- Resultater fra Schrøders tester Type B (rød), teoretiske verdier fra Girhammars modell (blå).

Tabell 2.3 – Sammenligning mellom Schrøders eksperimentelle tester av Type B og resultater fra Girhammars modell.

Vinkel	0	15	30	45
K _{Schrøder} [N/mm]	587	4014	5153	11740
K _{Girhammar} [N/mm]	1839	3211	5633	7638
Forholdstall	0,32	1,25	0,91	1,54

Ved å putte Schrøders resultater inn i Girhammars modell kan man se at resultatene passer godt overens. Det er en klar sammenheng mellom resultatene, men de overlapper likevel ikke fullstendig i alle testoppsettene. Det er tydelig at i modellen undervurderer stivheten ved $\alpha = 45^\circ$, og undervurderer stivheten ved $\alpha = 0^\circ$.

Modellen til Girhammar et al. gir lavere avvik ved $\alpha = 0^\circ$ og $\alpha = 45^\circ$ enn modellen til Tomasi et al. (2010), som var modellen Schrøder brukte i sine beregninger. Ved $\alpha = 15^\circ$ og $\alpha = 30^\circ$ gir begge modellene relativt små avvik.

Resultatene fra Schrøder har en karakteristikk ved at stivheten reduseres noe mellom 15 og 30°. Det ble også funnet av Mørch (2014) at stivheten varierer lite i dette området. Noe av det som gjør resultatene ekstra uvanlige er at det er nettopp dette område den teoretiske stivheten øker mest. Resultatene kan også skyldes at det ble utført færre prøver ved disse vinklene enn de andre.

2.7 Sammenfatning av teori

I dette kapitlet har delmål 1 blitt besvart. Det blitt presentert forskjellige modeller for dimensjonering av kapasitet og stivhet i skrueforbindelser belastet med skjærspenning, drøftet hvilke parametere som inngår i de ulike modellene og hvilke antakelser ligger til grunn i de forskjellige modellene. Det har også blitt gjort en vurdering av tidligere tester opp mot ny teori. I dette kapitlet har det blitt funnet at for hver ny modell er det flere parametere som opptrer, med større evne til å beregne en virkelig forbindelse. På bakgrunn av dette ble modellene til Girhammar et al. (2017) og Bejtka og Blass (2002) valgt for å utføre en parameterstudie på nye tester.

3 Metode

I dette kapitlet beskrives testene gjort for å undersøke kapasitet og stivhet i en tre-mot-tre-skrueforbindelse. Hensikten med testen er å undersøke hvilken effekt det vil ha å variere ulike parametere som angår skruenes og CLT-elementenes dimensjoner. Gjennom dette kapitlet gjennomføres delmål 3.

Parameterne som vil bli undersøkt som inngår i modellen til Girhammar er:

- Skruenes lengde
- Skruenes tykkelse
- CLT-elementenes tykkelse

I tillegg vil det brukes både enkelt- og dobbelgjengede skruer. Det vil ikke bli undersøkt varierende vinkler i skruene, og alle skruene vil stå normalt på skjærplanet ($\alpha = 0^\circ$)

Testen settes opp på en lignende måte som Schrøder (2013), ved å skru sammen 3 CLT-elementer med selvborende skruer. De tre elementene står inntil hverandre og simulerer en CLT-vegg påført en horisontal last slik at det oppstår skjærdeformasjoner. De samme testene ble også brukt til en annen oppgave som fokuserer på overstyrkefaktor for jordskjelvdimensjonering (Pasca & Fiorencis 2017). Det ble utført totalt 30 tester med forskjellige konfigurasjoner av skruer og CLT-elementer. Testene ble gjort på TF Fløy V ved NMBU, under kontrollerte klimaforhold på 20 °C og relativ fuktighet på 65 %.

3.1 Materialer

3.1.1 CLT

CLT-elementene er fra Stora Enso Wood Products GmbH (ETA-14/0349), og er testet i 3 forskjellige tykkelser: 80 mm, 100 mm og 120 mm. Den smaleste typen (80 mm) består av 3 lameller, og de to tykkeste variantene består av 5 lameller. Alle prøvene hadde bredde og lengde 200mm x 350 mm. Treverket i CLT-elementene består av gran i fasthetsklasse C24 med oppgitt gjennomsnittlig densitet på 400 kg/m³. Tabell 1 viser detaljer av de forskjellige CLT-elementene.

Tabell 3.1 – Dimensjoner for CLT-elementer brukt i testene.

TYPE	Tykkelse [mm]	Antall	Antall sjikt	Sjikttykkelser [mm]
Type A	80	5	3	30 – 20 – 30
Type B	100	5	5	20 – 20 – 20 – 20 – 20
Type C	120	15	5	30 – 20 – 20 – 20 – 30



Figur 9 - Montering av prøve med VGZ 7x140-skruer og CLT-tykkelse på 120 mm. Alle skruene monteres med hånddrill, med et støtteapparat som gir høyere vinkelnøyaktighet.

3.1.2 Skruer

Skruene som testes er av 2 forskjellige typer, med varierende diameter. De består av VGZ-skruer fra Rotho Blaas, og WT-skruer fra SFS Intec. Dimensjonene til de ulike skruetyperne vises i tabell 3.2

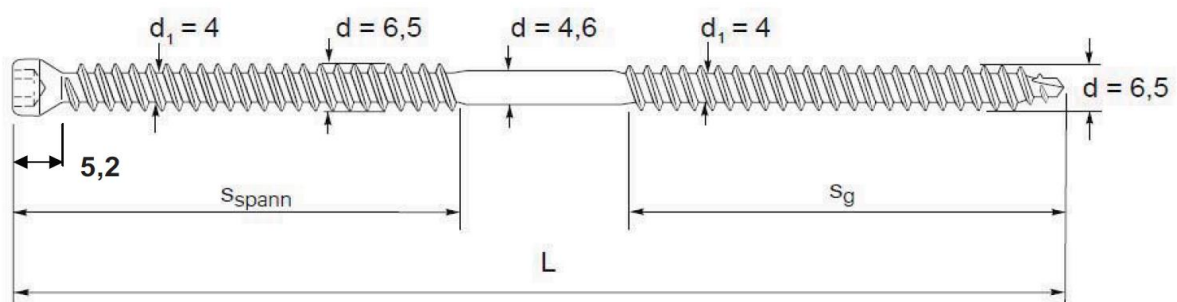
Tabell 3.2 – Skruedetaljer for skruene brukt i tester.

TYPE	VGZ $\phi 7 \times 100$	VGZ $\phi 7 \times 140$	VGZ $\phi 9 \times 160$	WT $\phi 6.5 \times 160$	WT $\phi 8.2 \times 160$	
d_{hode}	9,5	9,5	11,5	8	10	mm
d_{stamme}	4,6	4,6	5,9	4	5,4	mm
d_{eff}	5,06	5,06	6,49	4,4	5,94	mm
d_{nominell}	7	7	9	6,5	8,2	mm
L	100	140	160	160	160	mm
L_{thr}	40	60	70	70	70	mm
$f_{y,k}$	1000	1000	1000	990	870	N/mm ²
$M_{y,k}$	14174	14174	27244	12700	19500	Nmm

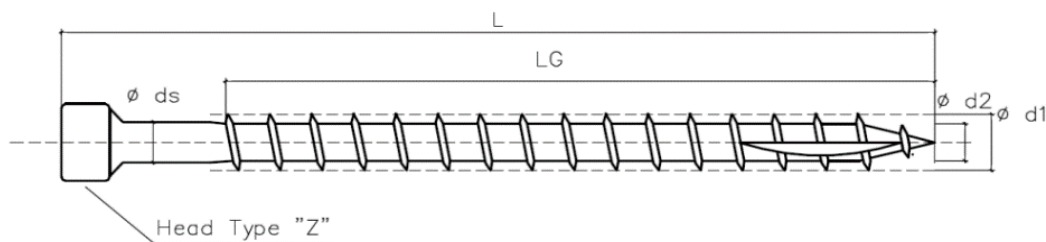
VGZ-skruene er helgjengede selvboende skruer, mens skruene av WT-typen er dobbelgjengete (se Figur 10, Figur 11 og Figur 12). Dobbeltgjengede skruer har ulike gjenger på øvre og nedre halvdel av skruen, og skrur gjennom treverket med forskjellig hastighet. De får dermed en strekkspenning når de er innskrudd, og fører til at de to CLT-elementene trykkes sammen. Dette gir friksjon mellom elementene. Kraften påføres oven i fra på det midterste elementet og fører skjærkraften gjennom skruene.



Figur 10 - Selvboende skruer brukt i tester. Fra topp til bunn: WT 8,2x160, WT 6,5x160, VGZ 9x160, VGZ 7x140, VGZ 7x100.



Figur 11 - Illustrasjon av mål på skruer av type WT-T 6,5x160 fra SFS. Hentet fra (ETA-12/0063).



Figur 12 - Illustrasjon av mål på skruer av type VGZ fra Rotho Blaas. Hentet fra (ETA-11/0190).

3.2 Oppsett av test

Prøvestykkene ble delt opp i 350x200 mm, og montert ved siden av hverandre i samlinger av 3. Hver forbindelse mellom to elementer ble festet med 4 skruer som gikk vinkelrett på skjærplanet ($\alpha = 0^\circ$), og 45° mot linjen langs leddet mellom CLT-elementene (slik at skruen står 45° ut av arket i Figur 3). Denne innfestningen ble brukt for å kunne feste to paneler ved siden av hverandre uten behov for å modifisere CLT-elementene. Skruene ble festet parvis i kryss i øvre og nedre del av hver forbindelse, og hver skrue ble plassert slik at midten av skruen traff forbindelsen. Skruene ble kontrollert i ettertid for nøyaktighet av plassering i forhold til teoretisk plassering. Hver prøve hadde 8 skruer som ble skrudd inn fra samme overflateside. Prøvene ble plassert i testriggen slik at de hvilte på de to ytterste CLT-elementene, og kraftcellen traff oppå det midterste elementet (se Figur 13).

Det ble utført 6 forskjellige serier av tester, med 5 prøver i hver serie. Hver serie hadde varierende skruelengde eller skruetykkelse. Sammenhengen mellom skruer og CLT-elementer vises i tabell 3.3.

Tabell 3.3 – Skruedimensjoner og CLT-tykkelse

Testserie	Skruetype	Tykkelse CLT-element	
V7-80	VGZ 7x100	80	mm
V7-100	VGZ 7x140	100	mm
V7-120	VGZ 7x140	120	mm
V9	VGZ 9x160	120	mm
W6	WT 6,5x160	120	mm
W8	WT 8,2x160	120	mm

Prøvene er navngitt på følgende måte: (Skruetype og diameter) – CLT-tykkelse – prøvenummer. Eksempel: V7-80-1, hvor V7 betyr VGZ-skruer med diameter $d = 7$ mm, 80 betyr CLT-tykkelse 80 mm, og 1 betyr prøve nummer 1 i serien. Merk at bare V7-serien spesifiserer CLT-tykkelse, da alle de andre benytter CLT med $t = 120$ mm.



Figur 13 – Bilde av testoppsett med kraftcelle og forskyvningsmålere.

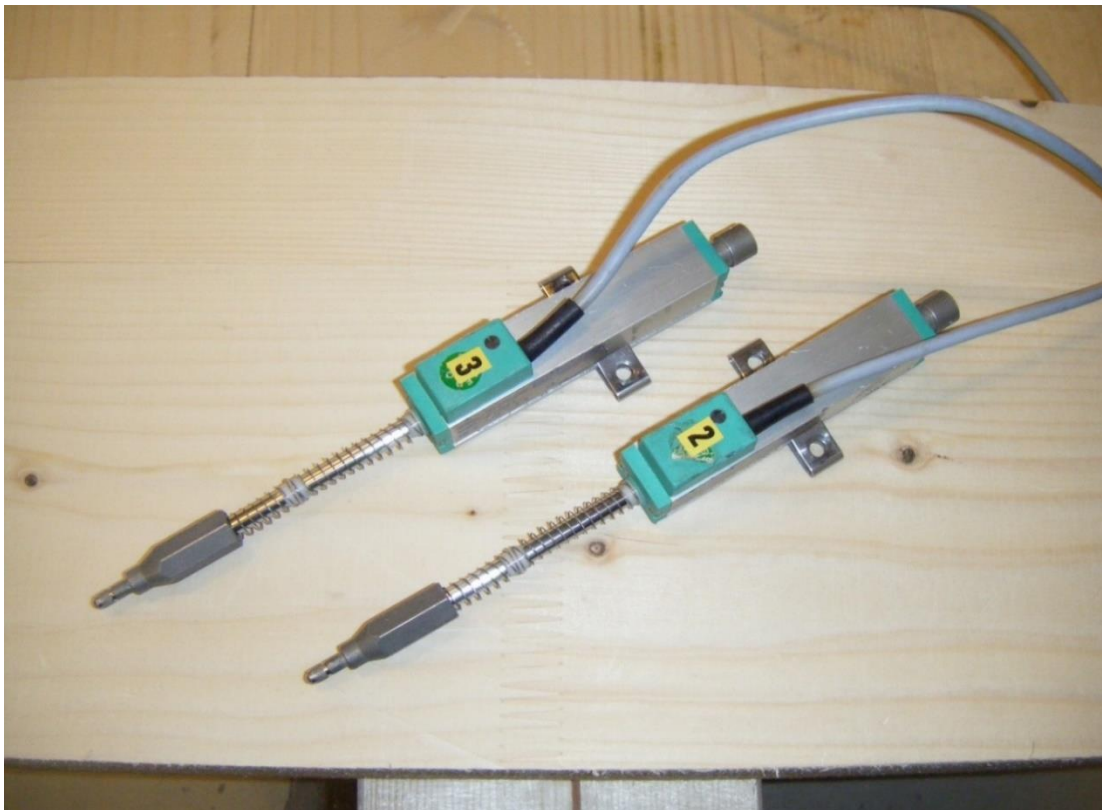
3.2.1 Kraftcelle

Alle prøvene ble testet i en Instron KN300-maskin. Maskinen har en kapasitet på 300 kN og har en lastcelle som kan gi posisjonsdata for hver 4×10^{-6} m. Data fra kraftcellen ble behandlet i programvaren Labview. Hastigheten til pressen settes slik at den gir 15 mm deformasjon på 8 min og gjøres i henhold til standard NS-ISO 6891 punkt 8.2. Dette tilsvarer 1,9 mm/min eller 0,03 mm/s. Ved testing ble prøvene først utsatt for 40 % av bruddlast i 30 sekunder, deretter 10 % av bruddlast i 30 sekunder før de ble kjørt til brudd (illustrert i Figur 15).

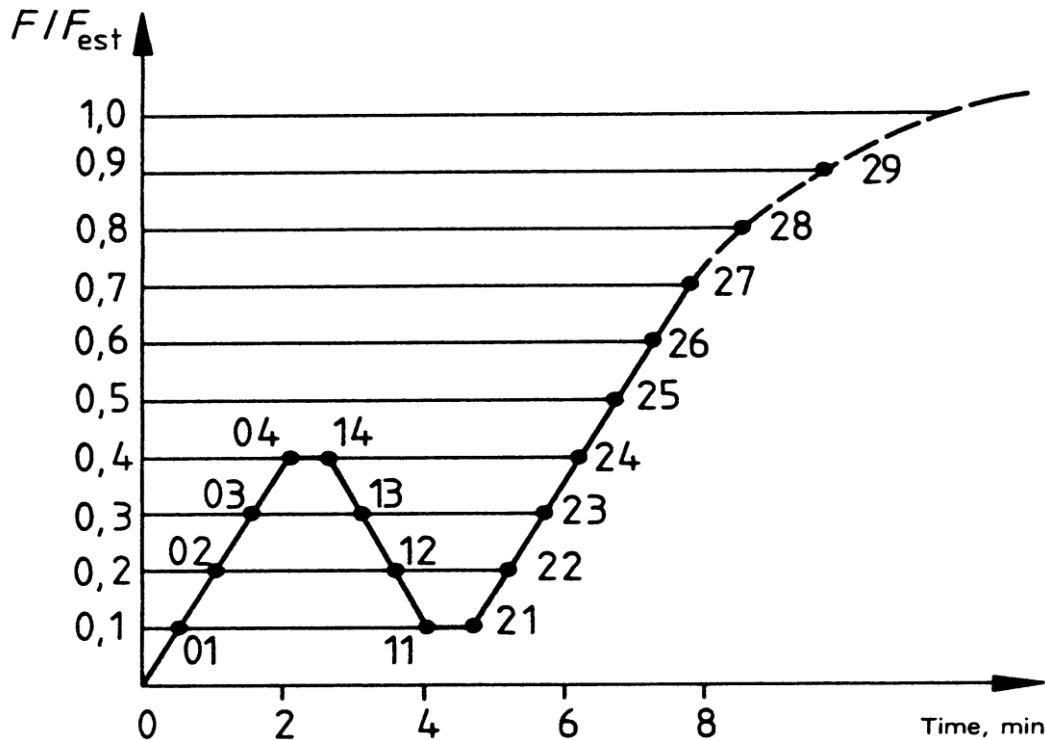
3.2.2 Forskyvningsmålere

På hver prøve ble det montert 2 forskyvningsmålere. Målerne var av typen Gefran PY 2 F 50 S med rekkevidde på 50 mm. Målerne ble skrudd fast i de to ytterste CLT-elementene, og målte avstand ned mot en rettvinklet stav av aluminium ble skrudd fast i det midterste elementet (se Figur 13).

Sammen med data fra kraftcellen beregnes gjennomsnittlig forskyvning. I de prøvene hvor forskyvningen gikk forbi 50 mm er måledataen fra dette området bare fra kraftcellen. Det er viktig å måle flere steder fordi mens prøven opplever ulik fordeling av forflytning/nedbøying under deformasjon. Prøven kan rotere både i skjærplanet og ut av skjærplanet under belastning. Derfor trengs det målinger flere steder. Forskyvningsmålerne illustreres i .Figur 14



Figur 14 – Forskyvningsmålere festet i de ytterste CLT-elementene, måler avstand til aluminiumstav festet i midterste CLT-element



Figur 15 - Lastprosedyre i henhold til ISO 6891. Prøven holdes ved 40 % av estimert bruddkapasitet i 30 sekunder, deretter ved 10 % i 30 sekunder, før den kjøres til brudd. Hentet fra ISO 6891

3.3 Densitet

Densitet til trevirke inngår som en parameter i de fleste beregninger av skjærkapasitet og stivhet, og er derfor viktig å måle. Densiteten ble målt gjennom å finne vekt og volum på et utvalg av 5 av hver type CLT-element. Det ble sagt av en trekloss i form av et rett prisme med mål på omtrent 120x50xt, hvor t var tykkelsen på prøven. Det var viktig å få med alle sjiktene i prøven, da de langsgående og tverrgående sjiktene kan ha ulik densitet. Densitetsprøvene ble veid med nøyaktighet på 0,1 g. Videre ble hver treklossene lagt i et vannkar oppå en vekt for å måle oppdriftskraft. Arkimedes prinsipp ble brukt for å måle nøyaktig hvor mye kraft som skulle til for å holde treklossene under vannoverflaten. Denne kraften tilsvarer mengde vann forskjøvet av treklossenes volum, og måles ved å ta forskjellen i vekt med og uten treklossen.

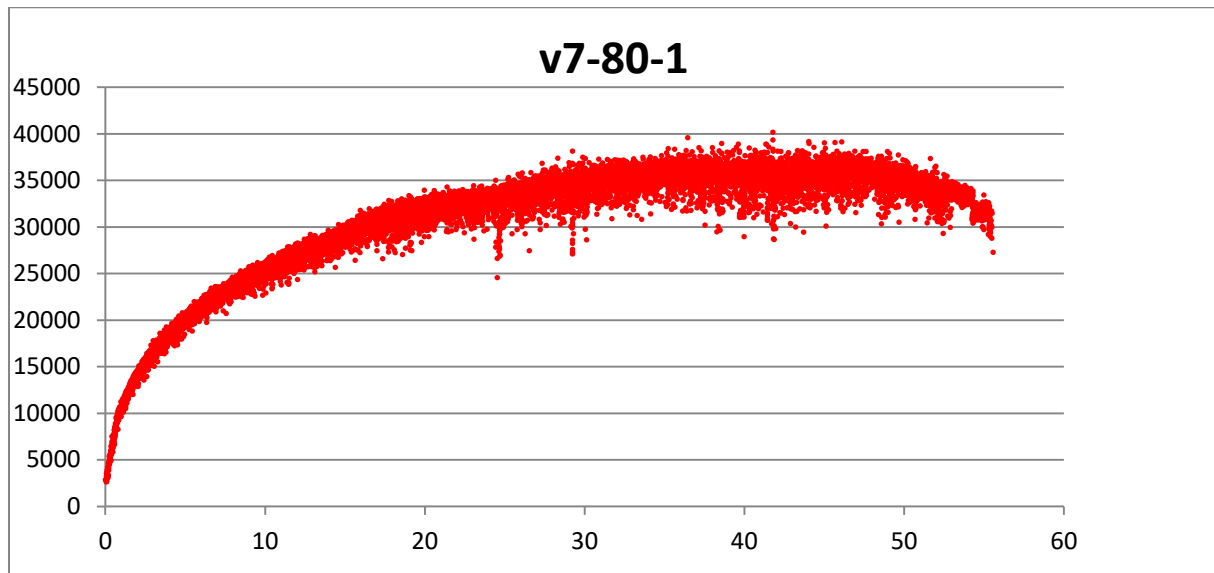
Tabell 3.4 – Resultater fra densitetsmålinger av et utvalg av CLT-elementene

	Tykkelse [mm]	Antall sjikt	Sjikttykkelser [mm]	Gjennomsnittlig densitet
Type A	80	3	30 – 20 – 30	499,5 kg/m ³
Type B	100	5	20 – 20 – 20 – 20 – 20	479,2 kg/m ³
Type C	120	5	30 – 20 – 20 – 20 – 30	476,8 kg/m ³

3.4 Analyse av data

Hullkantstivheten for å beregne teoretisk stivhet ble hentet fra Girhammar (2017) Table E.1 (tilsvarende verdi som benyttet i Schrøders tester), og uttrekksstivheten beregnes med ligning (21a) og (21b) fra teknisk godkjenning til skruene (ETA-11/0190 ; ETA-12/0063).

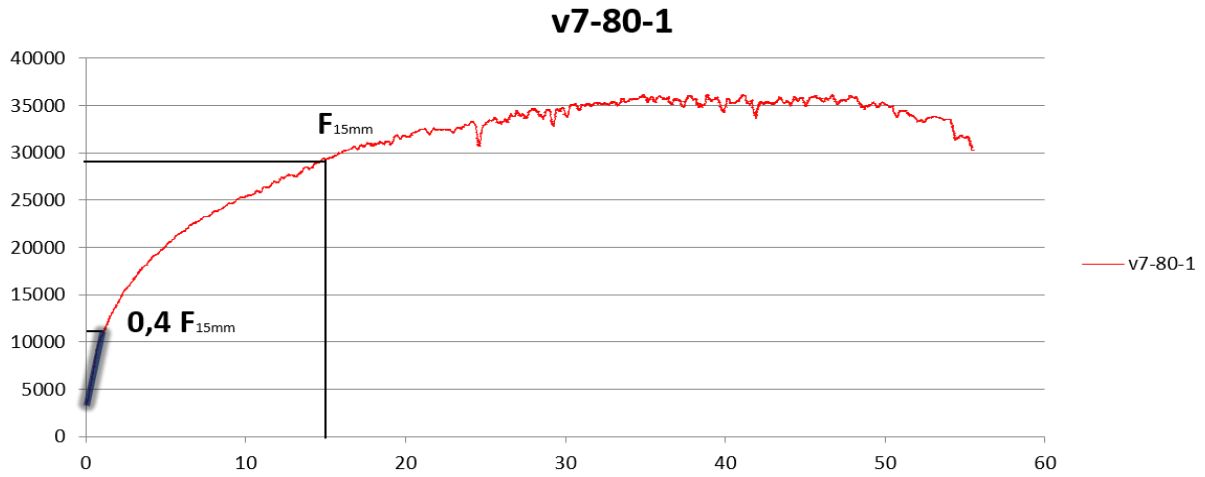
Figur 16 viser arbeidsdiagrammet fra prøve V7-80-1, med ubehandlet data fra kraftcellen plottet mot forskyvning. Denne dataen er uoversiktlig og vanskelig å lese, derfor vil resultatene bli presentert med et glidende gjennomsnitt av 80 punkter, illustrert av den rød grafen i Figur 17. Merk at det glidende gjennomsnittet aldri treffer maksverdien i Figur 16, og at det vil derfor være et avvik mellom høyeste punkt på grafen og høyeste bruddlast, F_{max} , gitt i tabellen tilhørende hver serie. Tilsvarende ubehandlet arbeidsdiagram fra hver prøve finnes i Vedlegg A.



Figur 16 - Plotting av alle resultater for første prøve i serien V7-80-1, med skruetype VGZ 7x100 og CLT-tykkelse 80 mm. Hver rød prikk tilsvarer en registrert måling fra kraftcellen.

Stivheten K_{ser} beregnes ved å finne stigningstallet for en rett linje mellom der lasten er 10 % og 40 % av lasten ved 15 mm deformasjon, her kalt F_{15mm} (NS-ISO6891). Dette er vist med den blå linjen i Figur 17. F_{15mm} betraktes som den største målte lasten for hver test inntil 15 mm deformasjon er nådd. K_{ser} regnes som stivhet pr skruer, og det antas at alle 8 skruene i forbindelsene bidrar like mye. Derfor deles stigningstallet fra grafen på 8 for å finne K_{ser} . Bruddlast F_{max} regnes som høyeste verdi for hele prøven, altså med alle 8 skruene.

Teoretisk verdi for K_{ser} ble funnet med ligning (14) fra modellen til Girhammar et al. Parameterne og full beregningstabell finnes i Vedlegg B.



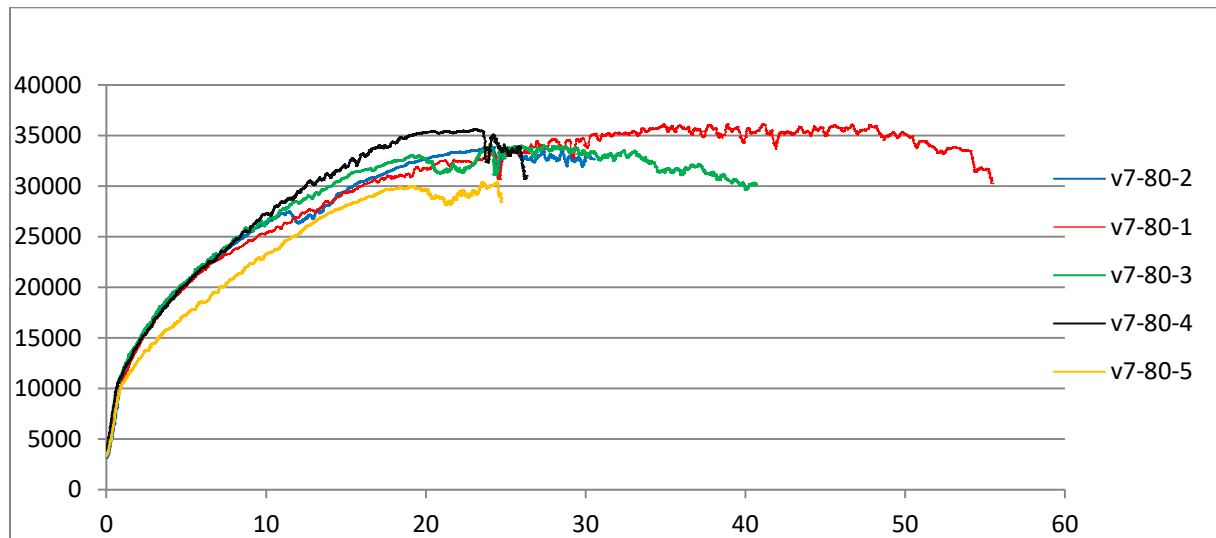
Figur 17 - Arbeidsdiagram for prøve V7-80-1. K_{ser} finnes ved å betrakte stigning på den blå linjen.

4 Resultater

I dette kapittelet presenteres resultatene fra teoretiske beregninger, og resultater fra tester i lab.

4.1 Serie V7-80

Skruer: VGZ 7x100, CLT: 80 mm



Figur 18 - Arbeidsdiagram for serie V7-80

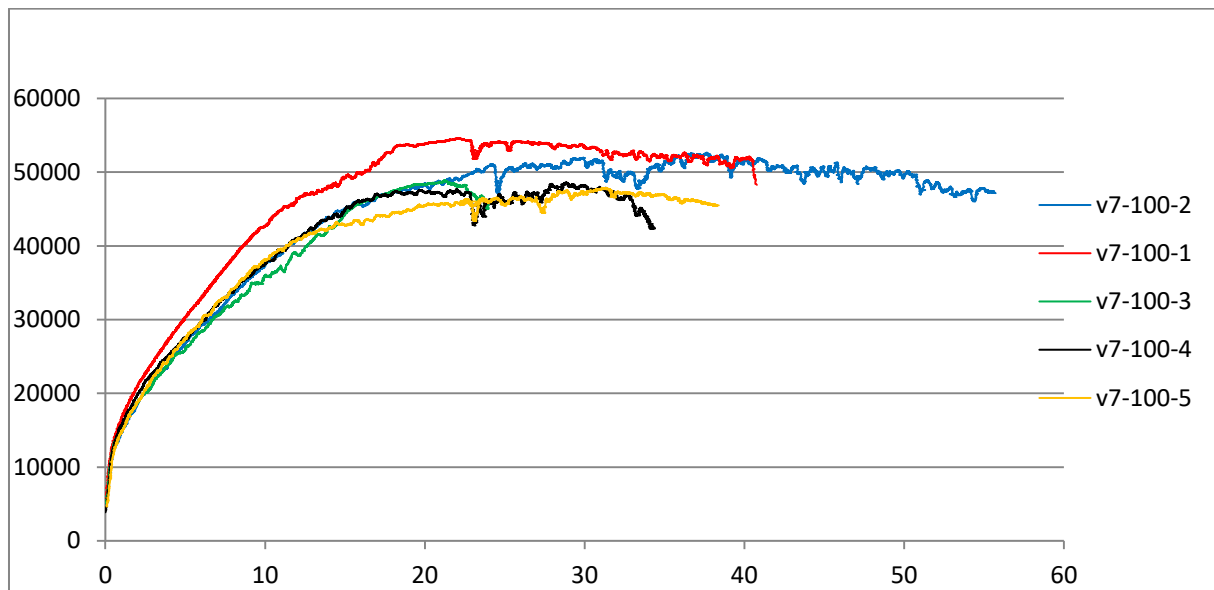
Tabell 4.1 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie V7-80.

Prøve	K_{ser} [N/mm]	F_{max} [N]
V7-80-1	806,368	40212
V7-80-2	922,7859	37661,5
V7-80-3	946,0835	36520,8
V7-80-4	790,7734	36706,7
V7-80-5	753,4897	32861
Gjennomsnitt	843,9	36792
Variasjonskoeffisient	9,0 %	6,4 %
Teoretisk	1341,7	40675,6
Forholdstall	0,63	0,90

Serien hadde lav spredning på både stivhet og skjærkapasitet, og hadde den laveste stivhet i forhold til teoretisk stivhet, med bare 63 % av den estimerte stivheten. Skjærkapasiteten var også noe lavere enn estimert.

4.2 Serie V7-100

Skruer: VGZ 7x140, CLT: 100 mm



Figur 19 - Arbeidsdiagram for serie V7-100

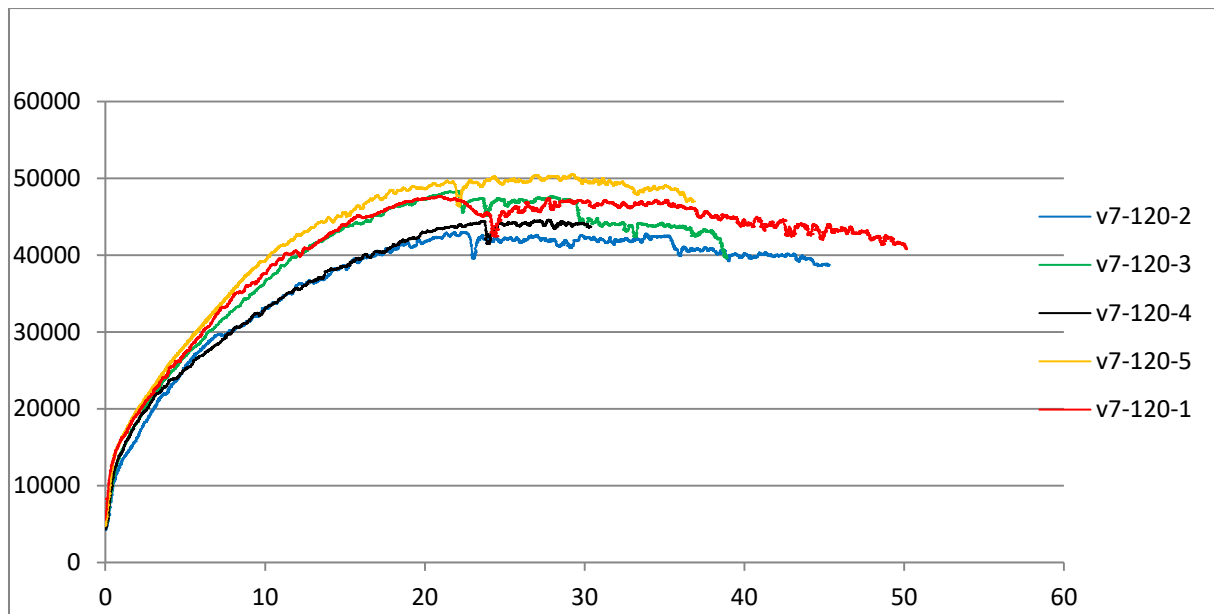
Tabell 4.2 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie V7-100.

Prøve	K_{ser} [N/mm]	F_{max} [N]
V7-100-1	1030,4	57756,5
V7-100-2	877,4	56556,2
V7-100-3	966,8	50690,6
V7-100-4	1107,8	51704,1
V7-100-5	1033,6	51422,3
Gjennomsnitt	1003,2	53626
Variasjonskoeffisient	7,7 %	5,46 %
Teoretisk	1341,7	43780,9
Forholdstall	0,75	1,22

Serie V7-100 viste lav spredning, og lavere stivhet enn estimert. Skjærkapasiteten var betydelig høyere enn den estimerte, og var den serien hvor resultatene hadde størst avvik fra estimert skjærkapasitet.

4.3 Serie V7-120

Skruer: VGZ 7x140, CLT: 120 mm



Figur 20 - Arbeidsdiagram for serie V7-120

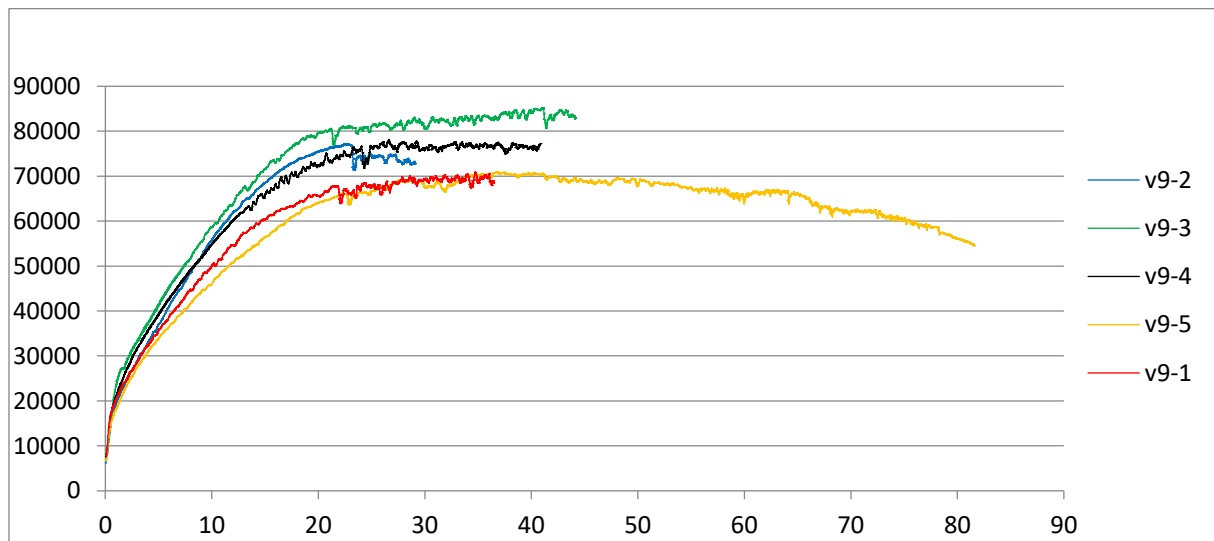
Tabell 4.3 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie V7-120.

Prøve	K_{ser} [N/mm]	F_{max} [N]
V7-120-1	1051,3	50357,8
V7-120-2	813,35	45883,5
V7-120-3	965,94	49703,3
V7-120-4	1145,6	47128,3
V7-120-5	1144,1	52887,5
Gjennomsnitt	1024,1	49192,1
Variasjonskoeffisient	12,2 %	5,0 %
Teoretisk	1341,7	43641,5
Forholdstall	0,76	1,13

Serie V7-120 hadde spredning 12 %, og lavere stivhet enn estimert. Stivhetsresultatene var svært like de i serie V7-100 som forventet, men her også betydelig lavere enn estimert stivhet. Skjærkapasiteten var noe høyere enn den estimerte.

4.4 Serie V9

Skruer: VGZ 9x160, CLT: 120 mm



Figur 21 - Arbeidsdiagram for serie V9

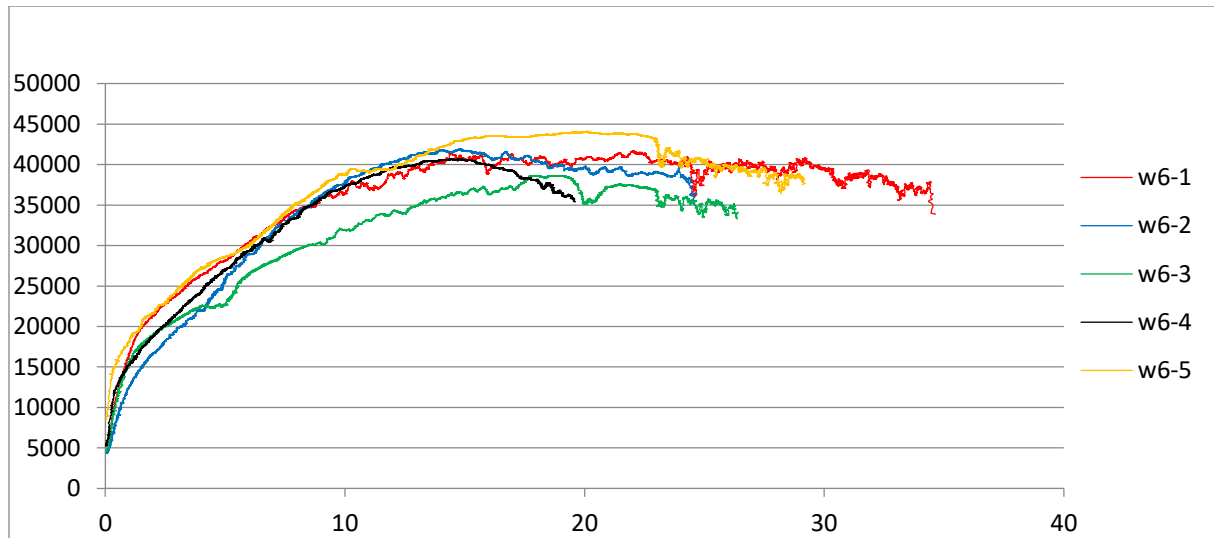
Tabell 4.4 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie V9.

Prøve	K_{ser} [N/mm]	F_{max} [N]
V9-1	1210,3	78764,2
V9-2	1001,1	78848,6
V9-3	1338,5	91318,7
V9-4	1301,9	84102,2
V9-5	1118,5	74869,3
Gjennomsnitt	1194,1	81580,6
Variasjonskoeffisient	10,3 %	6,97 %
Teoretisk	1717,7	67947,0
Forholdstall	0,70	1,20

Serie V9 hadde lav spredning for skjærkapasitet, men den høyeste av alle seriene med 6,97 % spredning. Serien hadde relativt lav spredning i stivhetsresultatene, og 30 % lavere stivhet enn estimert. Skjærkapasiteten var betydelig høyere enn den estimerte, med 20 % høyere resultat enn teoretisk verdi.

4.5 Serie W6

Skruer: WT 6,5x160, CLT: 120 mm



Figur 22 - Arbeidsdiagram for serie W6

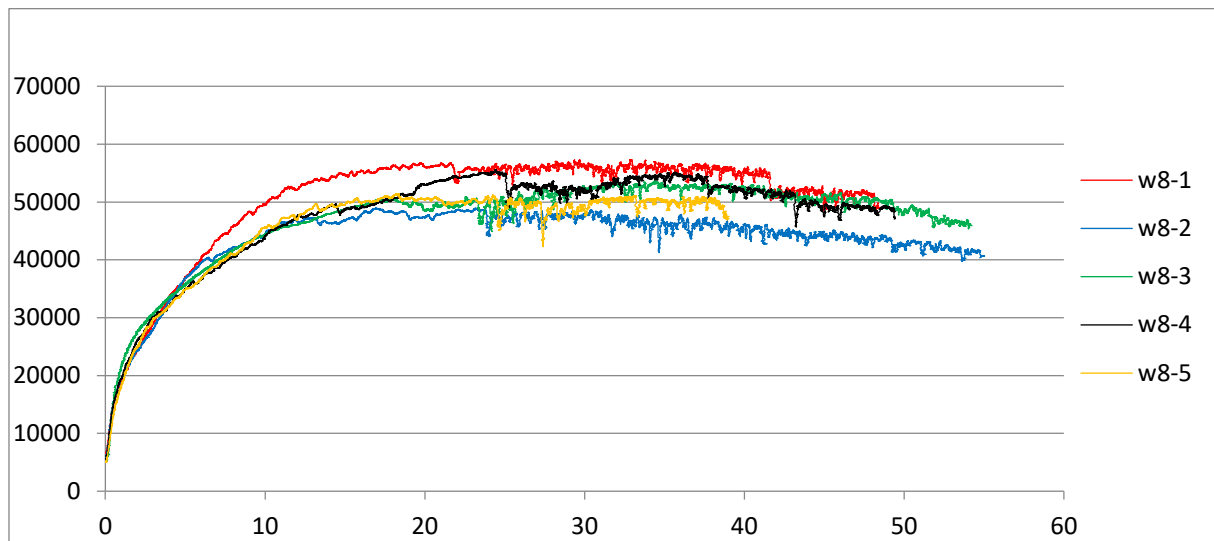
Tabell 4.5 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie W6.

Prøve	K_{ser} [N/mm]	F_{max} [N]
W6-1	1476,6	43545,7
W6-2	824,6	43126,6
W6-3	1442,7	39620,9
W6-4	1129,9	41813,8
W6-5	1541	44719,5
Gjennomsnitt	1283,0	42565,3
Variasjonskoeffisient	21 %	4,1 %
Teoretisk	1110,6	40713,7
Forholdstall	1,16	1,04

Serie W6 viste den høyeste spredningen i stivhet med 21 % spredning, men svært lav spredning i skjærkapasitet. Stivheten var noe høyere enn estimert. Skjærkapasiteten var svært nære den estimerte verdien, men noe høyere.

4.6 Serie W8

Skruer: WT 8,2x160, CLT: 120 mm



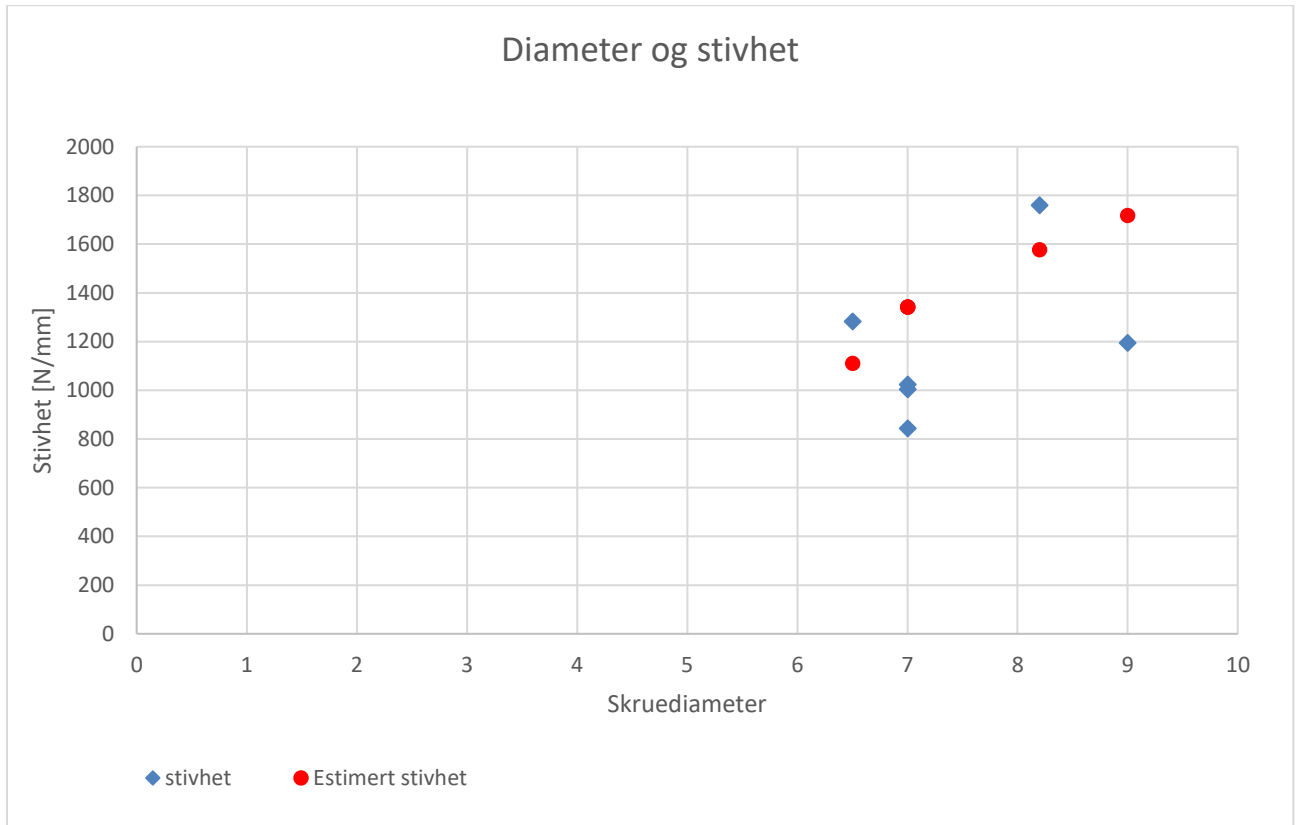
Figur 23 - Arbeidsdiagram for serie W8

Tabell 4.6 – Prøveresultater og estimerte verdier for alle prøvene i serie W8.

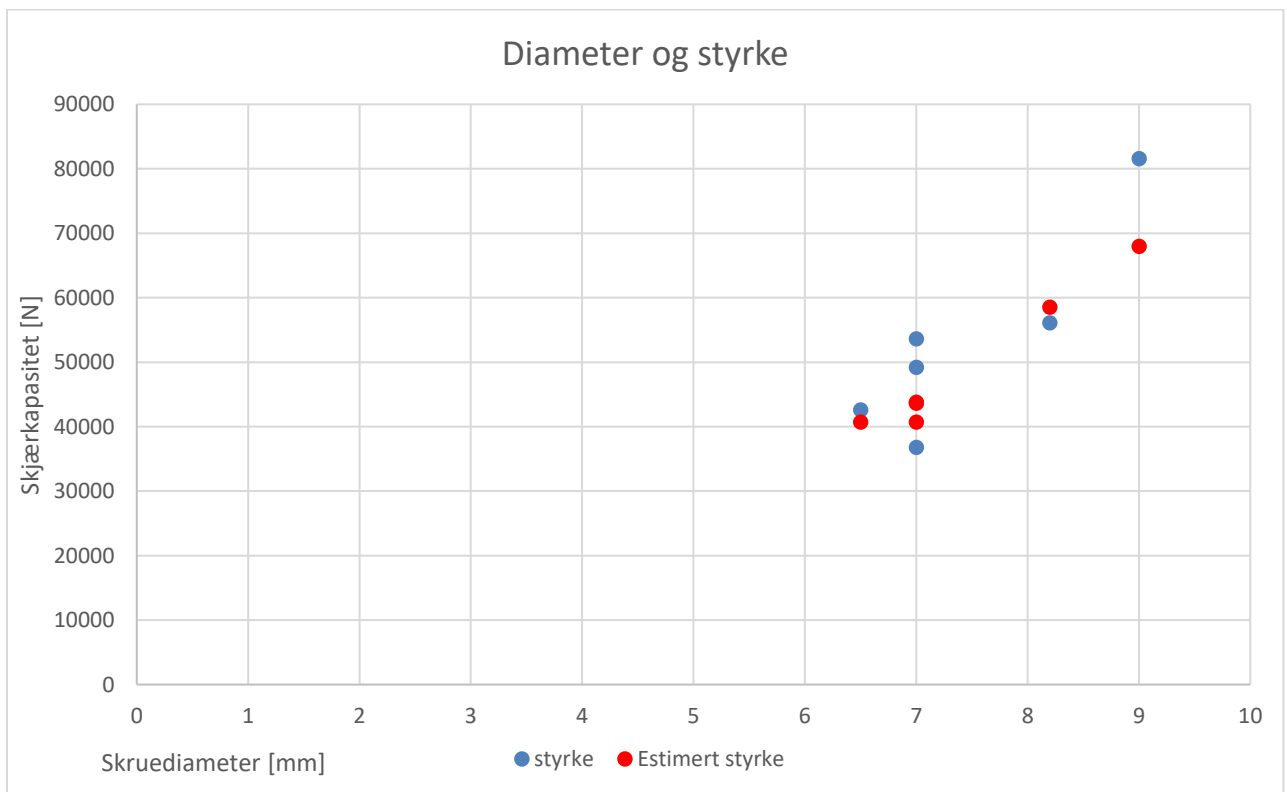
Prøve	K_{ser} [N/mm]	F_{max} [N]
W8-1	1297,2	61227,6
W8-2	1875,6	51736,9
W8-3	2278,2	56152,4
W8-4	1803,5	56976,4
W8-5	1543,5	54397,6
Gjennomsnitt	1759,6	56098,2
Variasjonskoeffisient	18,8 %	5,6 %
Teoretisk	1577,5	58545,5
Forholdstall	1,12	0,96

Serie W8 viste relativt høy spredning i stivhet, men svært lav spredning i skjærkapasitet. Stivheten var noe høyere enn estimert. Skjærkapasiteten var svært nære den estimerte verdien, men noe lavere.

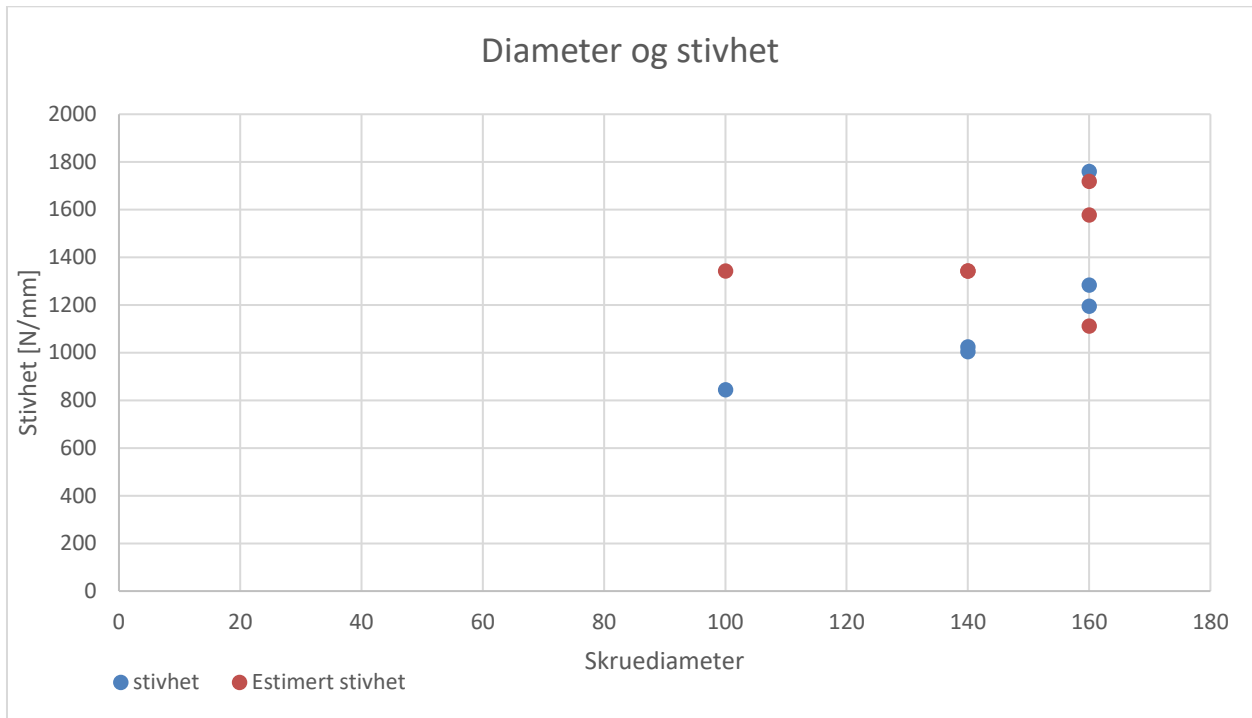
4.7 Sammenligning av resultater



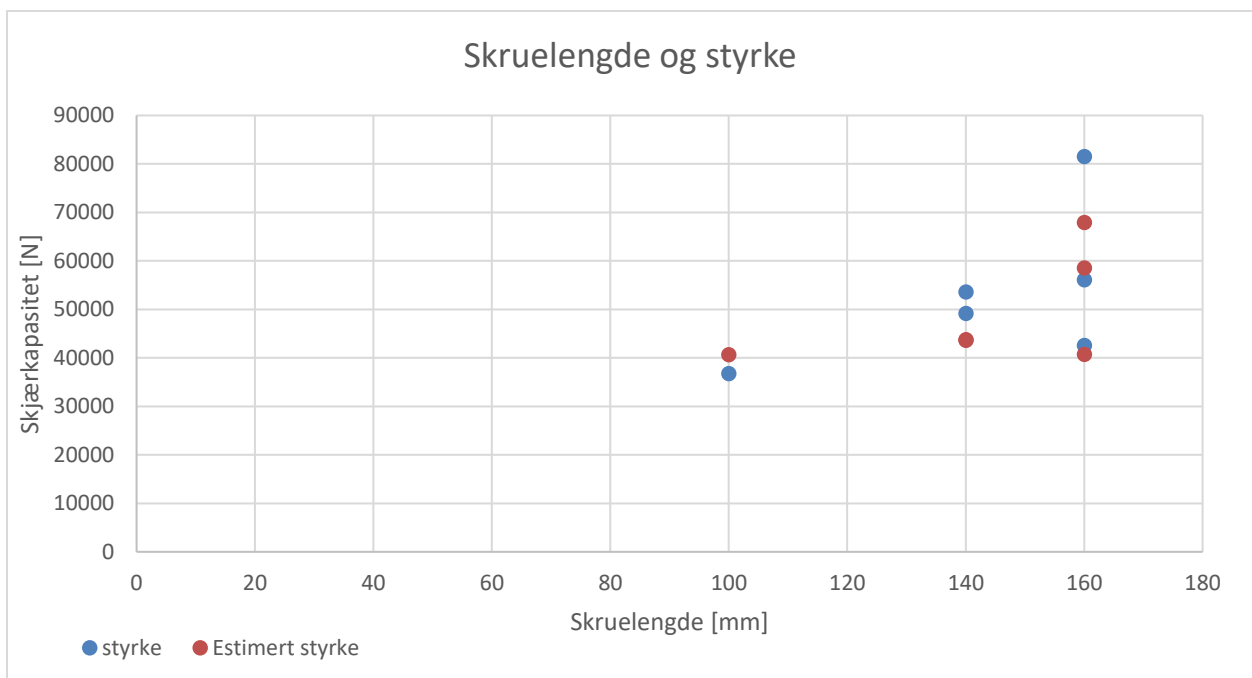
Figur 24 – De blå prikkene viser stivhetsresultater plottet mot diameter. De rød prikkene viser estimert ekvivalent stivhet til de forskjellige skrueene beregnet med modellen til Girhammar et al. (2017).



Figur 25 – De blå prikkene viser resultater fra skjærkapasitet plottet mot diameter. De røde prikkene viser estimert ekvivalent stivhet til de forskjellige skruene beregnet med modellen til Bejtka og Blass (2002).



Figur 26 - De blå prikkene viser stivhetsresultater plottet mot skruelengde. De røde prikkene viser estimert ekvivalent stivhet til de forskjellige skruene beregnet med modellen til Girhammar et al. (2017).



Figur 27 - De blå prikkene viser stivhetsresultater plottet mot skruelengde. De røde prikkene viser estimert ekvivalent stivhet til de forskjellige skruene beregnet med modellen til Bejtka og Blass (2002).



Figur 28 - En prøvene ble sagt opp for å se på detaljer etter deformasjon. Skruerforbindelse med skruetype VGZ 9x160. Skruene opplevde dobbel plastisk deformasjon.



Figur 29 - Skruespissene på prøven som ble sagt opp.



Figur 30 - To WT-skruer med dobbelt flyteledd (bruddform f) etter test.



Figur 31 - Prøve WT8-1 sagt opp etter test viser flyteledd i skruene og gjennomtrekking av skruen i midterste element.

5 Analyse

I dette kapittelet kommer delmålene for oppgaven til å diskuteres underveis, og hovedmålet besvares til slutt.

5.1 Sammenligning av standard og nyere teori

Dette delkapittelet besvarer delmål 2.

Skjærkapasitet:

Modellen til Bejtka og Blaas (2002) om bruddteori, inkludert de senere modellene til Uibel og Blass (2006 og 2007) for beregning av hullkantfasthet og uttrekkskapasitet, er en klar forbedring på Johansens flyteleddteori som er dagens gjeldende modell brukt i NS-EN 1995. Den mest åpenbare fordelene ved denne modellen er at den tar hensyn til skruevinkelen, som tillater dimensjonering av vinklede skruer som utnytter både hullkantfasthet og uttrekkskapasitet, som gjør det nødvendig å også inkludere friksjon som parameter i teorien. Dette gjør den overlegen i forhold til NS-EN 1995, som beregner skjærkapasitet og uttrekkskapasitet separat, og undervurderer dermed kapasiteten til vinklede skruer. Likevel er Johansens modell for dimensjonering av skjærkapasitet i NS-EN 1995 en omfattende modell som er anvendelig i mange situasjoner, men inkluderer ikke dimensjonering av vinklede skruer.

Stivhet:

Dagens gjeldende standard for beregning av stivhetsmodul K_{ser} i tre-mot-tre-forbindelser kan anses å være svært begrenset. Med sine to parametere, densitet og skruediameter, mangler den evne til å dimensjonere mange situasjoner. Modellen fungerer til beregning av hullkantstivhet for skruer som ikke står i vinkel, men tar ikke hensyn til uttrekksstivhet. Modellen til Tomasi et al. gjør det mulig å beregne begge disse parameterne, og kan også betrakte stivheten for skruer i kryssforbindelse. Modellen skiller mellom skruer i skjærstrekkspenning og skjærtrykkspenning, hvor den henviser til NS-EN1995 for skjærtrykkspenning, og benytter ligning (11) for skruer i skjærstrekkspenning. Modellen inkluderer også uttrekksstivhet i beregningene, som igjen introduserer skruelengde som parameter. Med skruevinkel og skruelengde som parametere i modellen tillater det langt mer nøyaktig beregning av stivhet for hver situasjon.

Modellen til Girhammar et al. er særdeles generell, og tar enda flere hensyn. En av de store fordelene med denne er at den tillater forskjellige dimensjoner og materialegenskaper for alle parametere i hver side av forbindelsen, noe som endrer hvordan skruen oppfører seg. Tomasi et al. modell tillater ulik skruelengde ved beregning av uttrekksstivhet, men ikke for hullkantstivhet. Ved ulike hullkantstivheter i trevirket vil momentfordelingen forflytte seg mot slik at det stivere trevirket får høyere moment. Modellen til Girhammar et al. inkluderer også en korreksjonsfaktor for å korrigere for at skruer ikke er fullstendig rigide. Både bøyning og aksiell tøyning korrigeres for, og gjør at modellen også tar hensyn til stivheten i skruen, i motsetning til tidligere modeller.

Oppsummert er dagens standardiserte modell for stivhet, Johansens flyteleddteori, en omfattende modell som i stor grad kan benyttes til dimensjonering av skjærkapasitet i tre-mot-tre-forbindelser, men er manglende i de tilfeller skruer som ikke står helt vinkelrett på skjærplanet. Dagens standard for stivhetsmodul K_{ser} er delvis uegnet til å beregne tre-mot-tre skrueforbindelser, og fungerer bare i

spesielle tilfeller. Tomasi et al. modell er en bedre modell som er langt mer generell, og tar fordel av å kunne beregne stivhet for skruer i vinkel, samt skruer i kryssformasjon. Girhammar et al. modell er enda mer generell og betrakter alle parameterne separat på hver side av forbindelsen, som tillater forskjellige forhold på hver side. Den betrakter også skruen som et fleksibelt element i forbindelsen, og tilføyer skruematerialet som en parameter i modellen.

5.2 Diskusjon av resultater fra prøvene

I dette delkapittelet besvares delmål 4 gjennom å diskutere resultatene fra prøvene, og vurdere hver enkelt variabel parameter og hvilken innvirkning den hadde på resultatene.

Prøvene hadde helhetlig svært lav spredning i resultatene, og viste seg å være meget duktile (se Figur 28 og Figur 29). Dette var også hensikten da forbindelsen skulle dimensjoneres overstyrkefaktor. Dimensjonering av overstyrkefaktor går ut på sørge for at materialene i lastveien til en seismisk last multipliseres med en materialfaktor slik at konstruksjonen vil gå i brudd i det mest duktile materialet i konstruksjonen for å få et duktilt og kontrollert brudd. Det vil si å sørge for at 95 % av treverket er sterkere enn de duktile stålskruene i forbindelsen. Siden prøvene ble dimensjonert til å gå i brudd i skruene, ble det svært lav spredning mellom prøvene, spesielt for skjærkapasitet. Dette skyldes at stål er et isotropt og svært forutsigbart materiale med få feil og ujevnheter i forhold til treverk. Det gjør at skruene oppfører seg svært likt mellom prøvene, og gir lav spredning.

5.2.1 Stivhet

Tykkelse i CLT-element

Resultatene fra serier v7-100 og v7-120 (Tabell 4.2 og 4.3) viser at økt tykkelse i CLT-elementet ikke gir noen høyere stivhet i forbindelsene. Mellom disse prøvene var eneste variabel tykkelsen på CLT-elementene, og de to seriene hadde tilnærmet identisk stivhet. Merk at disse skruene ikke var dobbelgjengede, og hadde dermed ikke skruer som kunne gi friksjon mellom elementene. Det overfløydige treverket hadde altså ingen synlig effekt for stivheten i prøvene med helgjengede skruer.

Gjenger

Resultatene viser tydelig at de dobbelgjengede WT-skruene fra SFS har høyere stivhet enn de helgjengede VGZ-skruene fra Rotho Blaas. W8-serien ga 47,4 % høyere stivhet enn V9-serien, selv om V9-skruene hadde større diameter. W6-serien hadde også 26,6 % høyere stivhet enn V7-100 og V7-120-seriene, selv om W6-skruene hadde lavere diameter enn V7-skruene. Her var WT-skruene noe lengre, som også kan ha bidratt til stivheten, slik at forskjellen mellom disse er noe mindre ekstremt. Likevel viser dette at friksjonen fra de dobbelgjengede skruene har en svært betydelig effekt på stivheten i forbindelsen.

Diameter

I følge teorien skulle det vært en tydelig økende stivhet med økt diameter, som de røde prikkene i Figur 24 viser. Ved første blick på testresultatene i Figur 24 er ikke forholdet mellom skruediameter og stivhet åpenbart, med mindre man tar hensyn til skruetype. Dersom stivhetsresultatene for de to skruetyperne betraktes separat, observeres det at skruene en klar tendens til å øke ved økt diameter.

Når diameteren betraktes for de to skruetyperne separat, observeres det at WT 8,2-skruene hadde 37,1 % høyere stivhet enn WT 6,2-skruene, en markant økning. Resultatene samsvarer bra med teoretiske verdier, og selv om teorien undervurderer begge seriene, undervurderer den de to diameterne omtrent like mye. Den store forskjellen i stivhet kan også skyldes delvis i den store spredningen i W6-resultatene, hvor én av prøvene dro ned gjennomsnittet (se Tabell 4.5).

VGZ 9x160-skruene hadde 17,8 % høyere stivhet enn VGZ 7x140-skruene. Denne økningen i stivhet ble antakeligvis forårsaket av økning i både lengde og diameter.

Skruelengde

Skruelengden var ikke forventet å ha særlig stor sammenheng med stivheten i forbindelsen, da skruen ligger vinkelrett på fiberretningen, og bidraget fra skruelengden for det meste ligger i uttreksstivheten. I ligning (14) fra teorien til Girhammar et al. ser vi at leddet for hullkantstivhet avhenger av lengden, men dette blir borte i den ekvivalente hullkantstivheten, $K_{h|\theta-a|,i}^{Eq}$, da det deles på lengden for å finne denne verdien (se ligning (17b) og (18)). Likevel kan vi se 20 % økning i stivhet mellom 100 mm lange skruer og 140 mm lange skruer (se Figur 26), hvor den eneste andre variabelen var CLT-tykkelse, som allerede har blitt funnet til å ikke påvirke stivheten for disse skruene. Dette antyder at stivheten avhenger av skruelengden selv ved 0° inklinasjon, og at modellen til Girhammar et al. straffer denne parameteren for hardt ved beregning av ekvivalent hullkantstivhet. Sammenhengen mellom stivhet og skruelengde kan forklares av at hullkantstivheten avhenger av hvor stort areal skruen har til å fordele kreftene utover til treverket, og ved større areal blir spenningen lavere, og deformerer treverket mindre. Arealet avhenger av både lengde og diameter, så det er viktig å ta hensyn til begge parameterne når det skal vurderes hullkantstivhet.

5.2.2 Skjærkapasitet

Tykkelse i CLT-element

Resultatene for skjærkapasitet i V7-100-serien og V7-120-serien, hvor eneste variabel er CLT-tykkelse, viser svært like verdier. V7-100-serien hadde 9 % høyere gjennomsnittlig skjærkapasitet enn v7-120-serien, noe som antyder at større tykkelse i CLT-elementet ikke gir noen positiv virkning på skjærkapasiteten.

Gjenger

Resultatene for skjærkapasitet viser ingen tydelig forskjell mellom helgjengede og dobbelgjengede skruer. Dette samsvarer med forventningene da gjengetypen ikke har noen måte å øke forbindelsens skjærkapasitet.

Diameter

Skruediameteren viste tydelig sammenheng med skjærkapasitet, som antatt. Det er tydelig at skruediameteren direkte påvirker skjærkapasiteten i forbindelsene i alle seriene (se Figur 25), som skyldes at kreftene føres direkte gjennom skruene i testoppsettet, og kapasiteten er proporsjonal med skruediameter for alle bruddformer.

Lengde

Resultatene viser en klar økning i skjærkapasitet på 39,7 % mellom de 100 mm lange skruene i serie V7-80, og de 140 mm lange skruene i serie V7-100 og V7-120 (se Figur 27). Dette kan skyldes at forbindelsene ble dimensjonert til å være svært duktile og fikk stor deformasjon, som gjør at skruene bøyes til å ikke lenger ligge normalt på skjærplanet. Dermed får skruene et større bidrag fra sin aksiale uttrekkskapasitet som avhenger av skruelengden. Den estimerte skjærkapasiteten ga en liten økning mellom 100 mm og 140 mm skruer, men langt mindre enn den målte økningen.

5.3 Evaluering av teoriens evne til å dimensjonere skrueforbindelsene

I dette delkapittelet besvares delmål 5.

Bejtka og Blass - Skjærkapasitet

Samlet sett ga modellen til Bejtka og Blass (2002) svært gode estimeringer av skjærkapasiteten til forbindelsen, hvor det største avviket var en undervurdering av skjærstyrke på 22 % for serie V9 (se Tabell 4.4). Alle konfigurasjonene ble dimensjonerende etter bruddform f) i Figur 1, som også var den bruddformen skruene viste i de prøvene som ble sagt opp (se Figur 28 til Figur 31). Dette viser at modellen i stor grad evner å dimensjonere forbindelser av denne typen. Resultatene hadde svært lave spredninger, hvor største spredning var i serie V9 med 6,97 %. Dette gjør at det med enda større sikkerhet kan verifiseres at modellen gir gode estimeringer.

Girhammar et al. – Stivhet

De estimerte stivhetsverdiene funnet ved modellen til Girhammar et al. (2017) treffer verdiene fra resultatene relativt godt. Det største avviket var for serie V7-80 hvor stivheten bare ble funnet til å være 63 % av den teoretiske verdien. Ut i fra resultatene ser vi at modellen overvurderer stivheten i forbindelsen for de helgjengede VGZ-skruene fra Rotho Blaas.

Modellen undervurderer stivheten til de dobbelgjengede WT-skruene fra SFS, trolig fordi de skaper friksjon mellom flatene på CLT-elementene. Friksjon bidrar til høyere stivhet i forbindelsen, men dette bidraget blir ikke tatt hensyn til i den teoretiske beregning av stivheten. Det skyldes at teorien forutsetter at skruen må stå i skjærstrekkspenning, med en inklinasjonsvinkel $\alpha > 0^\circ$ for få friksjon mellom elementene. De dobbelgjengede skruene tilfører en friksjon mellom elementene selv ved null inklinasjon ($\alpha = 0^\circ$) som teorien ikke klarer å ta hensyn til. Dette fører til at teorien undervurderer stivheten i forbindelser med skruer av denne typen, som kan ses fra resultatene i kapittel Tabell 4.5 og 4.6.

Resultatene antyder også at modellen undervurderer betydningen av skruens lengde ved null inklinasjon, da modellen gir samme stivhet for serie V7-80, V7-100 og V7-120 som argumentert i kapittel 5.2.1.

6 Konklusjon

6.1 Konklusjon

I denne oppgaven har det blitt foretatt analyse av stivheten i en tre-mot-tre-forbindelse med selv borende skruer og verifisering av ny teori presentert av Girhammar et al. (2017). Teorien ble lagt som grunnlag for å utføre labtester som undersøkte skjærkapasitet og stivhet i prøvene. Det har blitt gjort en vurdering av resultatene fra testene utført i oppgaven, samt resultater fra tidligere labtester.

Ut i fra resultater funnet i denne oppgaven og tidligere oppgave, har det blitt funnet at teoriens evne til å estimere stivhet for disse typene forbindelser er relativt god i sin helhet, men overvurderer stivheten til prøver med 0° inklinasjon ($\alpha = 0^\circ$), og undervurderer de ved 45° ($\alpha = 45^\circ$). Teoriens evne til å beregne skjærstivhet for prøvene i denne oppgaven ble funnet til å være svært god.

Det ble funnet at stivheten i forbindelser med skruer vinkelrett på skjærplanet ($\alpha = 0^\circ$) avhenger av skruelengde, skruediameter og om skruene er dobbelgjengede eller ikke. De dobbelgjengede skruene viste en stor økning i stivhet i forhold til de helgjengede. Tykkelsen på CLT-elementene utover skruens lengde påvirket ikke stivheten for helgjengede skruer. Skjærkapasiteten ble funnet til å bare påvirkes av skruelengde og skruediameter av de fire parameterne som ble undersøkt.

Modellen til Girhammar et al. (2017) for stivhet ga lave avvik fra resultatene fra de tidligere testene for skråstilte skruer i området $15^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ$, men hadde høy stigning på stivhetskurven i dette området i forhold til resultatene. Modellen undervurderte prøvene ved vinkel $\alpha = 45^\circ$ med 54-70 %, og overvurderte prøvene ved $\alpha = 0^\circ$ med 42-68%. Analysen viste at modellen overvurderte prøvene utført i denne oppgaven med et maks avvik på 37 % for helgjengede skruer. Den store økningen i stivhet i de dobbelgjengede skruene førte til at modellen undervurderte de med opptil 16 %, som kan forklares av at modellen ikke tar hensyn til friksjonen disse skruene induserer.

Modellen til Bejtka og Blass (2002) for skjærkapasitet ga svært gode estimeringen, hvor største avvik var 22 %. De små spredningene i resultatene på maks 7 % gir med enda større sikkerhet en verifisering av teorien.

6.2 Metoden – vurdering av feilkilder

Metoden for å finne stivhetsmodul K_{ser} fra standarden ISO 6891 går ut på å se på stigningen i en linje mellom 10 % og 40 % av bruddlast eller last ved 15 mm forskyvning, som forklart i kapittel 3.4. Denne metoden tar ikke hensyn til hva som er det elastiske område for hver enkelt prøve, men setter bestemte punkter for last og deformasjon det skal brukes til å måle stivhet. Det er ingen garanti at arbeidsdiagrammet følger en rett linje i område mellom de to punktene, som illustreres svært godt i noen av resultatene til Schrøder (2013) (se vedlegg D). Konsekvensen av dette er at prøver som opplever plastisk deformasjon før en last på $0,4F_{15mm}$ ender opp med en verdi for K_{ser} som er lavere enn stigningen i det lineært elastiske området, og reflekterer ikke hvordan forbindelsen egentlig oppfører seg i bruksgrensetilstand. I arbeidsdiagrammene fra resultatene i kapittel 4 er det gjennomgående at kurven begynner å avta før 40 % av F_{15mm} . Dette gir lavere verdi for K_{ser} enn hva stivheten i det lineært elastiske området tilsier. Dette gjør at stivheten funnet gjennom metoden i ISO 6891 undervurderer stivheten i det lineært elastiske området.

En potensiell feilkilde i beregning av teoretisk stivhet ligger i parameteren for hullkantstivhet som er hentet fra Tabell E.1 i Girhammar et al. (2017). Denne verdien skal gjelde for norsk gran, tilsvarende treverket brukt i testene, men stivheten varierer innad i hver type treverk, slik at verdien kan avvike fra treverket brukt i testene.

Det er også en unøyaktighet i vinkelen på skruene, da de er montert med hånddrill. Det er antatt at alle skruene står innenfor 3° nøyaktighet, men det er verdt å notere at en liten vinkelendring kan gi en dramatisk økning i stivhet.

En annen usikkerhet er at skruenes innskrudd vinkel på 45° mot linjen langs leddet mellom CLT-elementene kan ha påvirket konstruksjonens stivhet og skjærkapasitet, uten at dette er tatt hensyn til i de teoretiske beregningene.

Det må også kommenteres at mange av resultatene diskutert og sammenlignet i analysen bare består av én eller to serier med fem prøver i hver. Dette gjør det vanskelig å si noe med sikkerhet, og det kan bare diskuteres de tendensene resultatene viser og ikke viser.

6.3 Videre arbeid

Til videre arbeid hadde det vært svært aktuelt å forske mer på stivhetsbidraget fra friksjonen forårsaket av de dobbelgjengede skruene, og hvilken effekt skruevinkelen i forhold til skjærplanet påvirker dette. Her kunne det også vært interessant å variere kontaktflaten mellom CLT-elementene ved å gi prøvene forskjellige høyder og tykkelser, samt videre forskning på å variere diameter for disse skruene. I tillegg hadde det vært interessant å forske videre på skruevinkel med mindre vinkelintervaller, og finne ut hvordan forholdet mellom stivhet og skruevinkel ser ut i bedre detalj, og øke vinkelen helt opp til 60° .

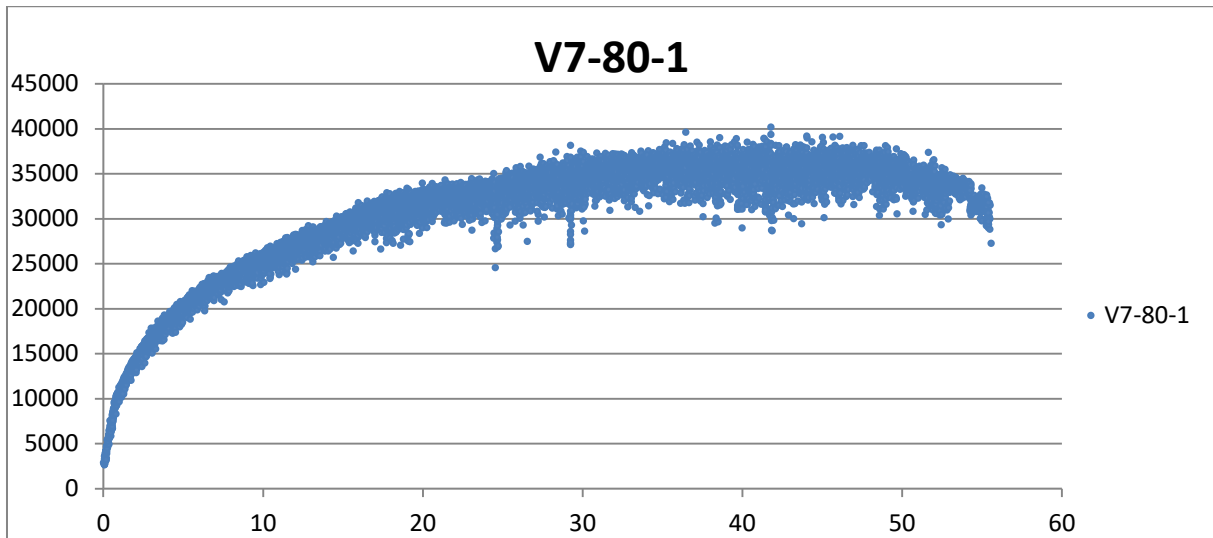
7 Referanser

- Bejtka, I. & Blass, H. J. (2002). Joints with Inclined Screws. *Proceedings CIB-W18 Meeting*, Kyoto, Japan (Paper 35-7-5).
- Bogensperger, T., Moosbrugger, T. & Silly, G. (2014). Verification of CLT-plates under loads in plane. *World conference on timber engineering 2010*: 10.
- CNR-DT206. Istruzione per il Progetto, l'Esecuzione and il Controllo delle Strutture di Legno. *Consiglio Nazionale delle Ricerche*, Rome, Italy:2006.
- D5764:1997, A. (2002). Standard test method for evaluating dowel-bearing strength of wood and wood-based products. (*Reapproved 2002*).
- Dietsch, P. & Brandner, R. (2015). Self-tapping screws and threaded rods as reinforcement for structural timber elements – A state-of-the-art report. *Construction and Building Materials*, 97: 78-89.
- DIN1052. Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerken - Allgemeine Bemessungsregeln und Bemessungsregeln für den Hochbau. *Deutsches Institut für Normung*, Berlin, Germany: 2004-2008.
- EC5. NS-EN 1995-1-1:2004+A1:2008:+NA:2010: Eurokode 5: Prosjektering av trekonstruksjoner. Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger. *Oslo: Norges standardiseringsforbund*: 132.
- ETA-11/0190. European Technical Approval. *Rotho Blaas Self-tapping Screws*.
- ETA-11/0190. European Technical Approval. *Würth self-tapping screws*.
- ETA-12/0063. European Technical Approval. *SFS Self-tapping screws*.
- ETA-14/0349. European Technical Approval. *Stora Enso Wood Products GmbH*.
- Flaig, M. & Blass, H. J. (2013). Shear strength and shear stiffness of CLT-beams loaded in plane. I: Grolacher, R. (red.) Meeting International Council for Research and Innovation in Building and Construction, *Proceedings of the Cib - W18: Working Commission W18 - Timber Structures*, s. 245-258. Karlsruhe: Timber Scientific Publ.
- Girhammar, U. A., Jacquier, N. & Källsner, B. (2017). Stiffness model for inclined screws in shear-tension mode in timber-to-timber joints. *Engineering Structures*, 136: 580-595.
- Hassanieh, A., Valipour, H. R. & Bradford, M. A. (2016). Load-slip behaviour of steel-cross laminated timber (CLT) composite connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 122: 110-121.
- Hossain, A., Danzig, I. & Tannert, T. (2016). Cross-Laminated Timber Shear Connections with Double-Angled Self-Tapping Screw Assemblies. *Journal of Structural Engineering*, 142 (11): 9.
- Jacquier, N. & Girhammar, U. A. (2014). Tests on glulam-CLT shear connections with double-sided punched metal plate fasteners and inclined screws. *Construction and Building Materials*, 72: 444-457.
- Moosbrugger, T., Guggenberger, W. & Bogensperger, T. (2006). Cross-Laminated Timber Wall Segment under homogeneous Shear - with and without Openings. *Graz University of Technology, Austria*: 10.
- Mørch, L. C. (2014). FEM-modellering av et fleretasjes trehus med henblikk på optimalisering av forbindelser mellom massivtreelementer. *NMBU*.
- NS-ISO6891. Trekonstruksjoner - Mekaniske forbindelsesmidler - Generelle prinsipper for bestemmelse av styrke og deformasjonsegenskaper (= EN 26891:1991) (ISO 6891:1983).
- Nygaard, A., Bovim, N. I. & Bjørnfot, A. (2014). Solid timber shear panels - A parametric study of geometries and material properties. 6.
- Pasca, D. & Fiorencis, M. (2017). Determining Overstrength Factor for seismic design of joints with Self-Tapping Screws in Cross-Laminated Timber (working title, to be published). *NMBU*.
- Reynolds, T., Harris, R. & Chang, W. (2013). Viscoelastic embedment behaviour of dowels and screws in timber under in-service vibration. *European Journal of Wood and Wood Products*, 71.

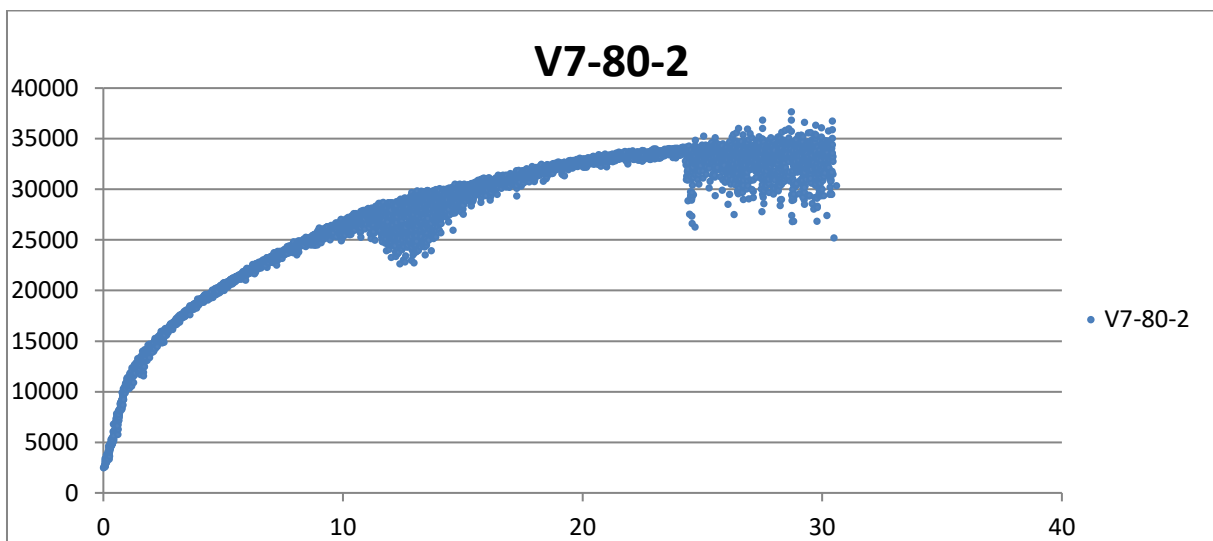
- Ringhofer, A., Brandner, R. & Schickhofer, G. (2015). Withdrawal resistance of self-tapping screws in unidirectional and orthogonal layered timber products. *Materials and Structures*, 48 (5): 1435-1447.
- Schrøder, A. (2013). Styrke og stivhet for skrueforbindelser i massivtre. *NMBU*.
- Silva, C., Branco, J. M., Ringhofer, A., Lourenço, P. B. & Schickhofer, G. (2016). The influences of moisture content variation, number and width of gaps on the withdrawal resistance of self tapping screws inserted in cross laminated timber. *Construction and Building Materials*, 125: 1205-1215.
- Stürzenbecher, R., Hofstetter, K. & Eberhardsteiner, J. (2010). Structural design of Cross Laminated Timber (CLT) by advanced plate theories. *Composites Science and Technology*, 70 (9): 1368-1379.
- Svanæs, J. (2004). Tre og Miljø. Fokus på tre. Oslo: Norsk Treteknisk Institutt: 8.
- Tomasi, R., Crosatti, A. & Piazza, M. (2010). Theoretical and experimental analysis of timber-to-timber joints connected with inclined screws. *Construction and Building Materials*, 24 (9): 1560-1571.
- Tomasi, R. & Smith, I. (2015). Experimental Characterization of Monotonic and Cyclic Loading Responses of CLT Panel-To-Foundation Angle Bracket Connections. *Journal of Materials in Civil Engineering*, 27 (6): 10.
- Treteknisk. (2006). Hefte 1, Generelt.I: Bygge med massivtreelementer. *Treteknisk institutt*: 28.
- Uibel, T. & Blass, H. J. (2006). Load carrying capacity of joints with dowel type fasteners in solid wood panels. *Proceedings CIB-W18 Meeting*, Florence, Italy (Paper 39-7-5).
- Uibel, T. & Blass, H. J. (2007). Edge Joints with Dowel Type Fasteners in Cross Laminated Timber. *Proceedings CIB-W18 Meeting*, Bled, Slovenia (Paper 40-7-2).

8 Vedlegg

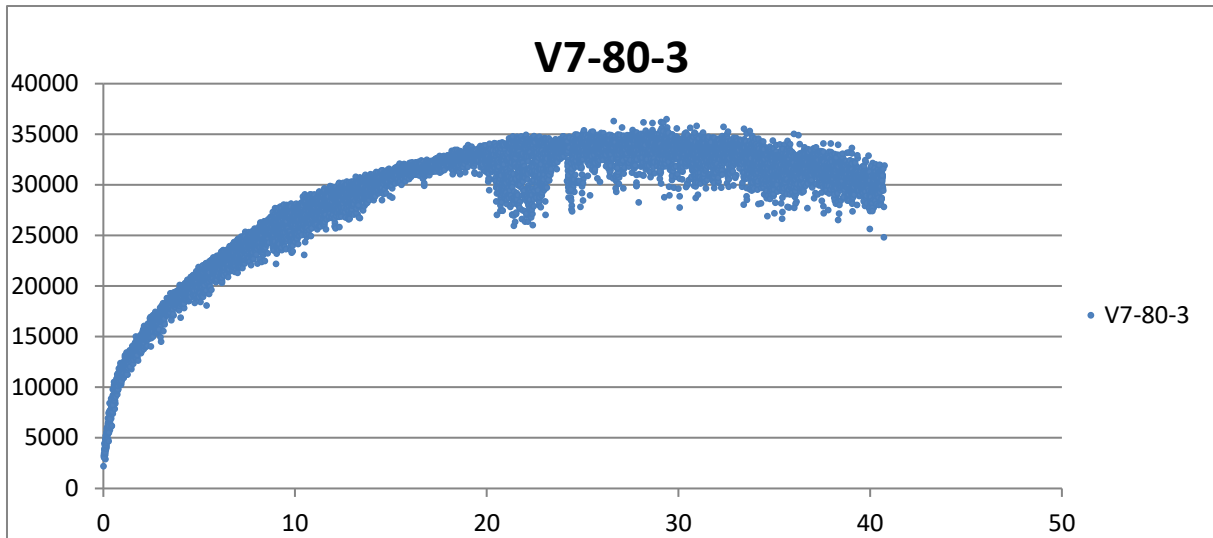
8.1 Vedlegg A - Arbeidsdiagrammer for prøvene



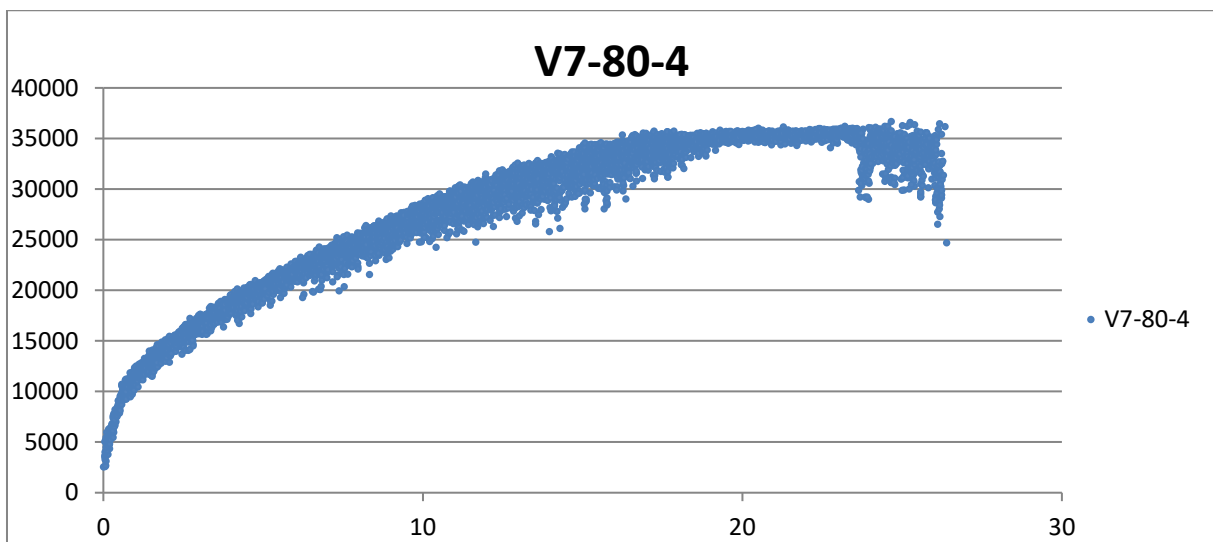
Figur A 1 - Arbeidsdiagram for prøve V7-80-1



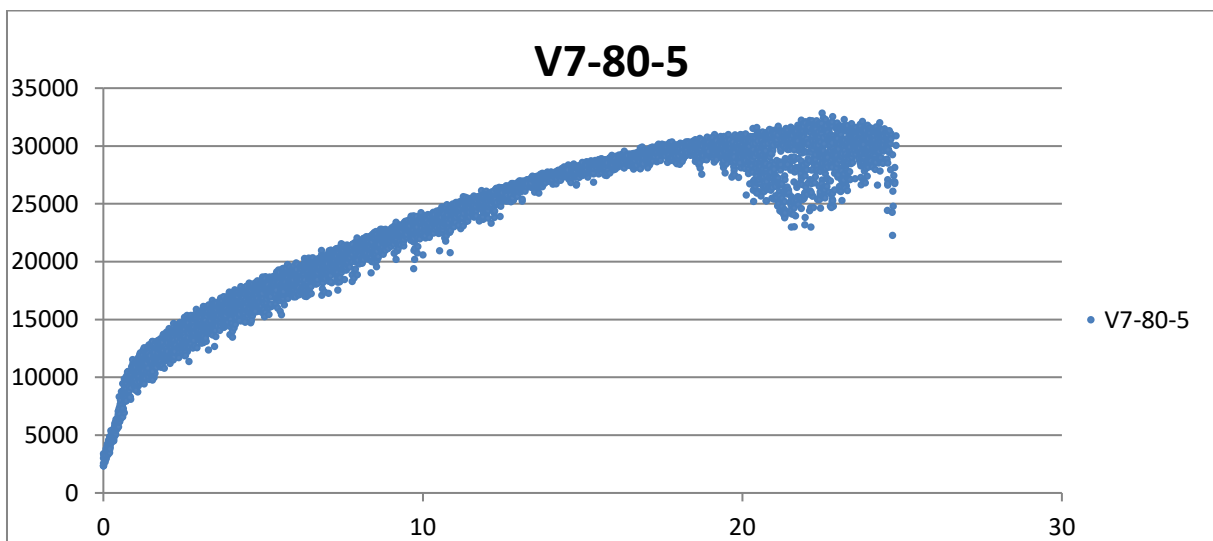
Figur A 2 - Arbeidsdiagram for prøve V7-80-2



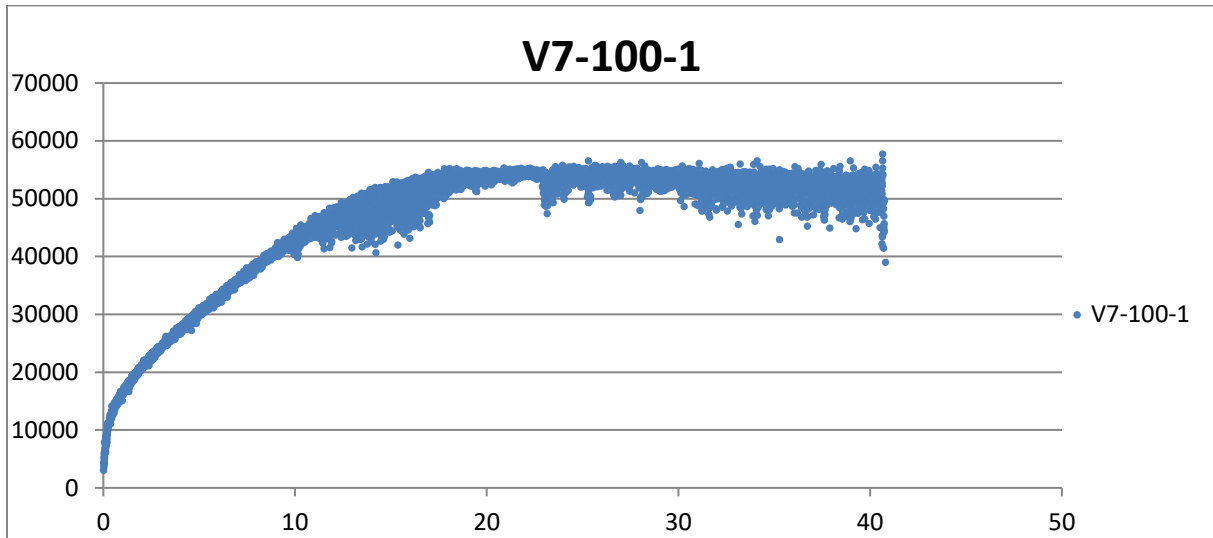
Figur A 3 - Arbeidsdiagram for prøve V7-80-3



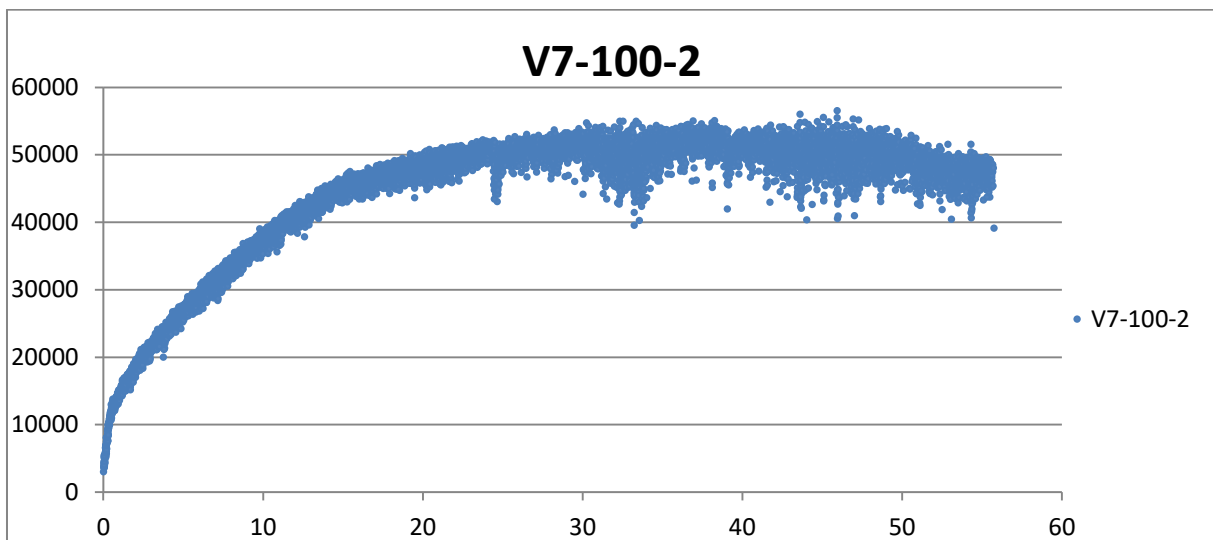
Figur A 4 - Arbeidsdiagram for prøve V7-80-4



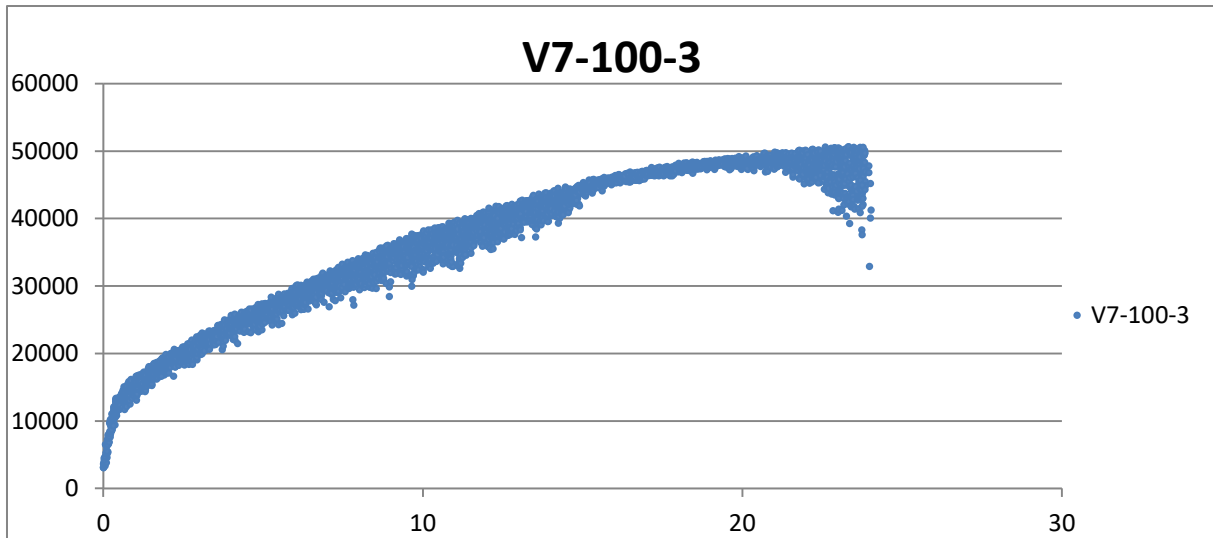
Figur A 5 - Arbeidsdiagram for prøve V7-80-5



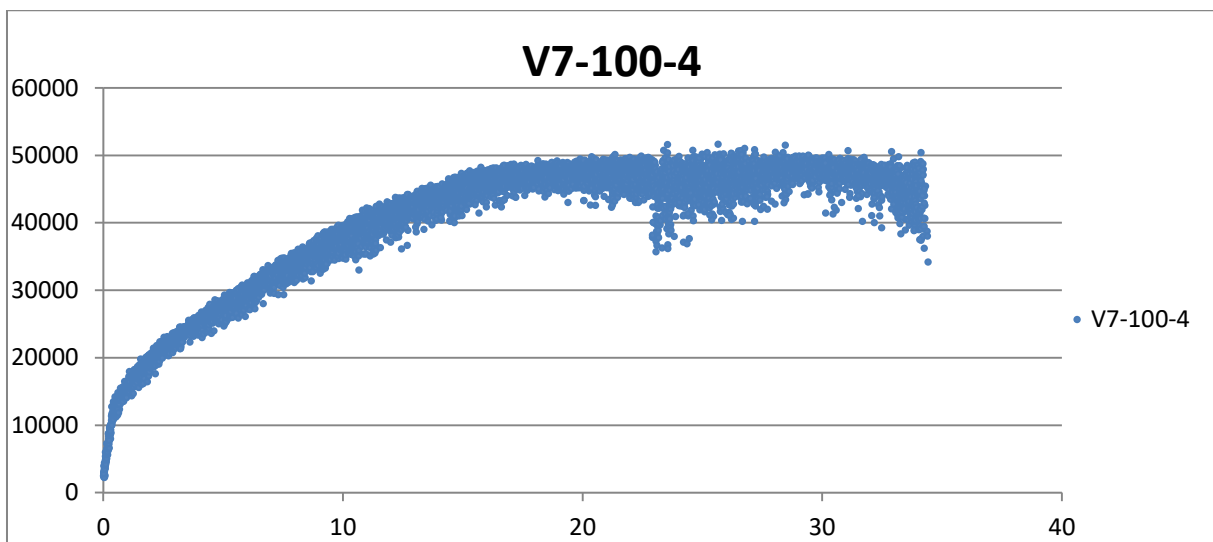
Figur A 6 - Arbeidsdiagram for prøve V7-100-1



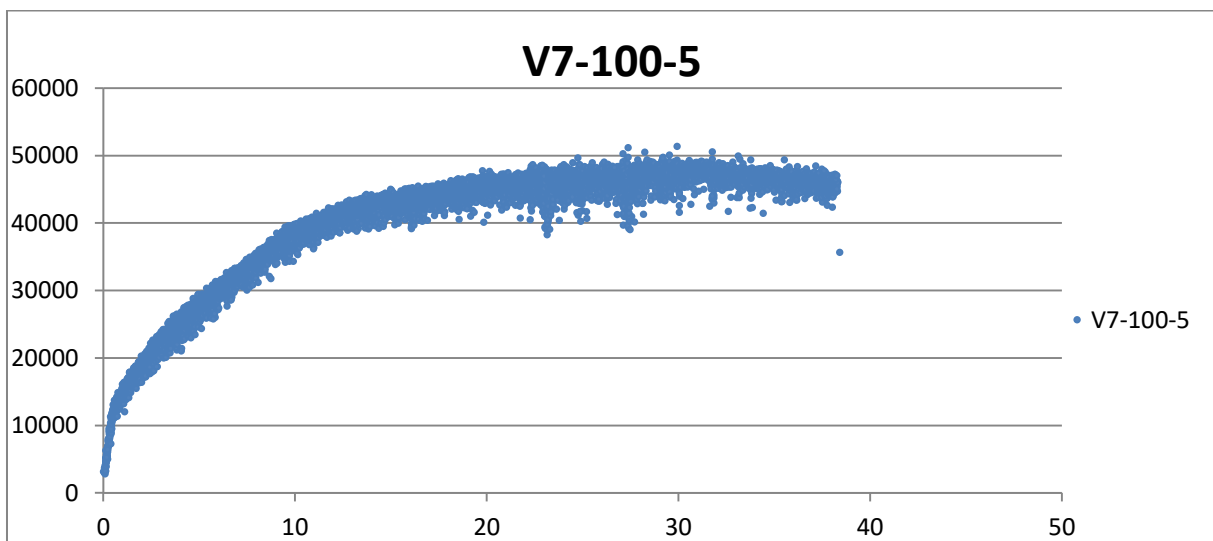
Figur A 7 - Arbeidsdiagram for prøve V7-100-2



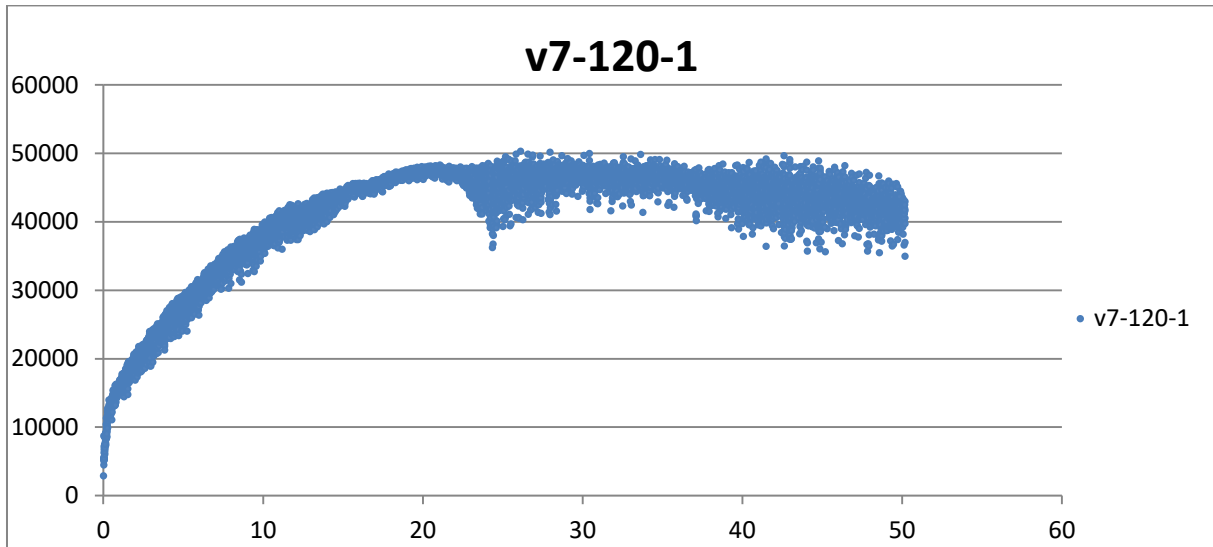
Figur A 8 - Arbeidsdiagram for prøve V7-100-3



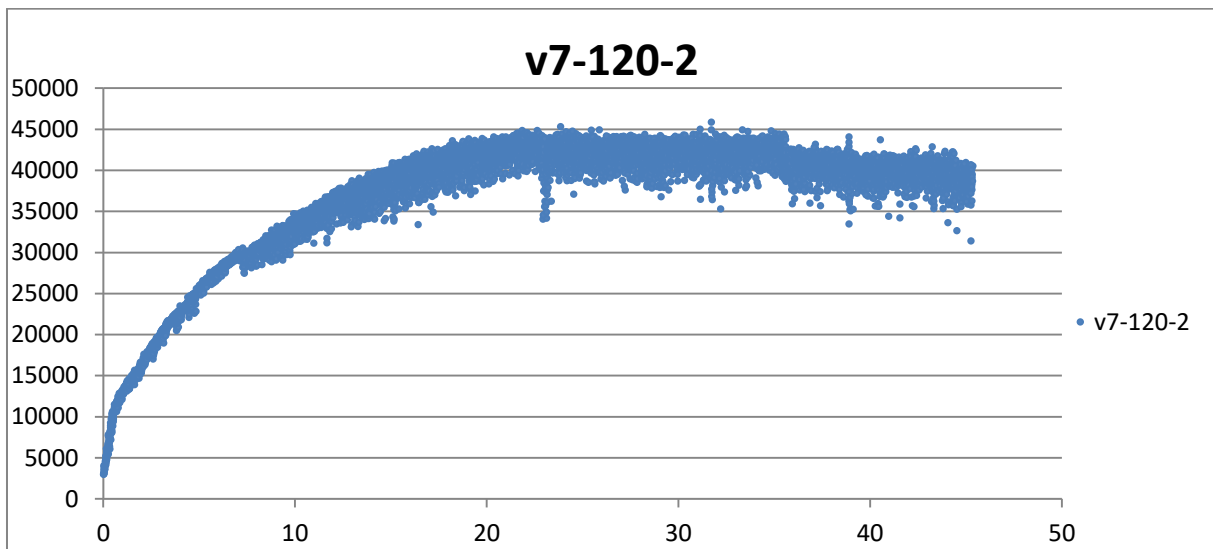
Figur A 9 - Arbeidsdiagram for prøve V7-100-4



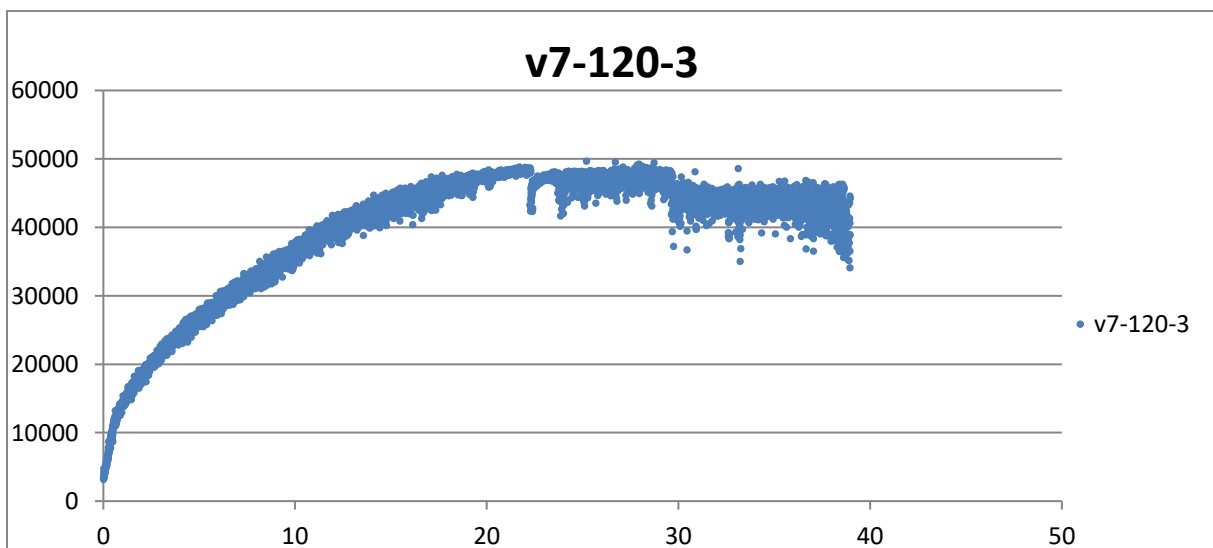
Figur A 10 - Arbeidsdiagram for prøve V7-100-5



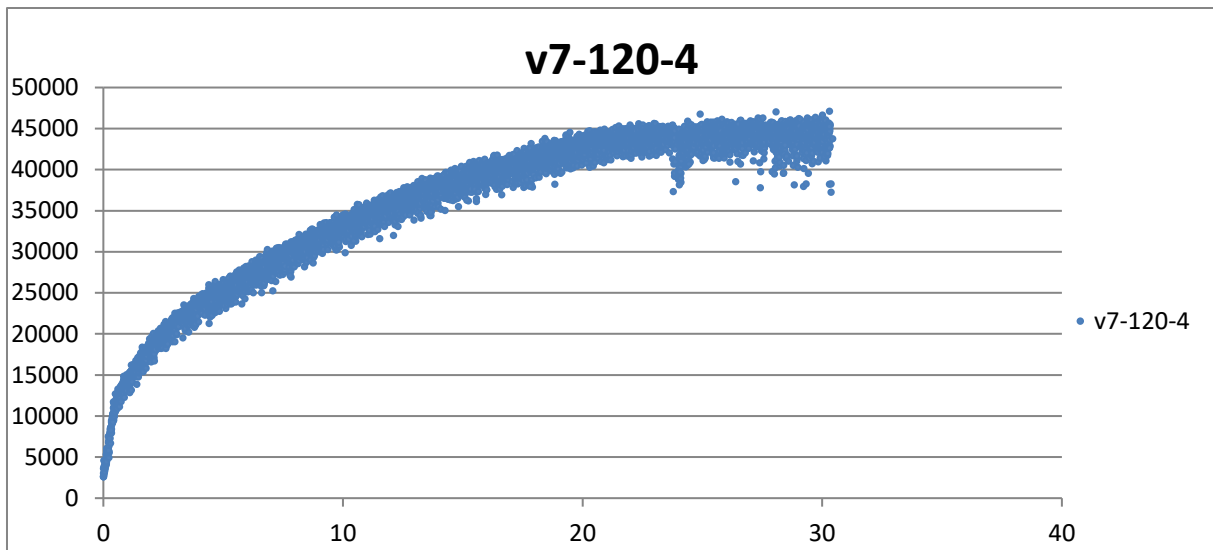
Figur A 11 - Arbeidsdiagram for prøve V7-120-1



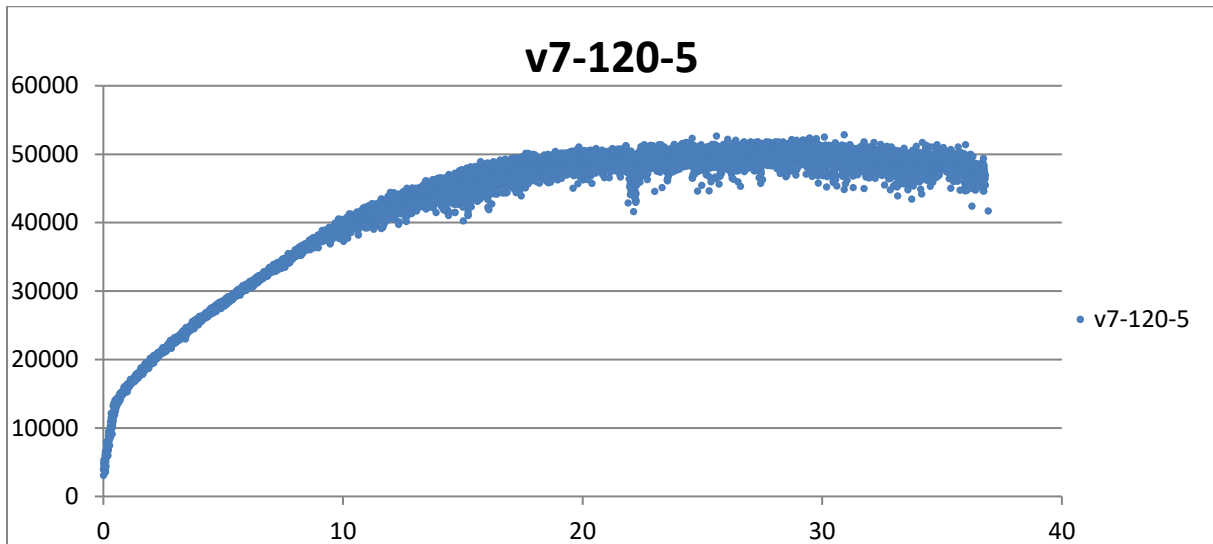
Figur A 12 - Arbeidsdiagram for prøve V7-120-2



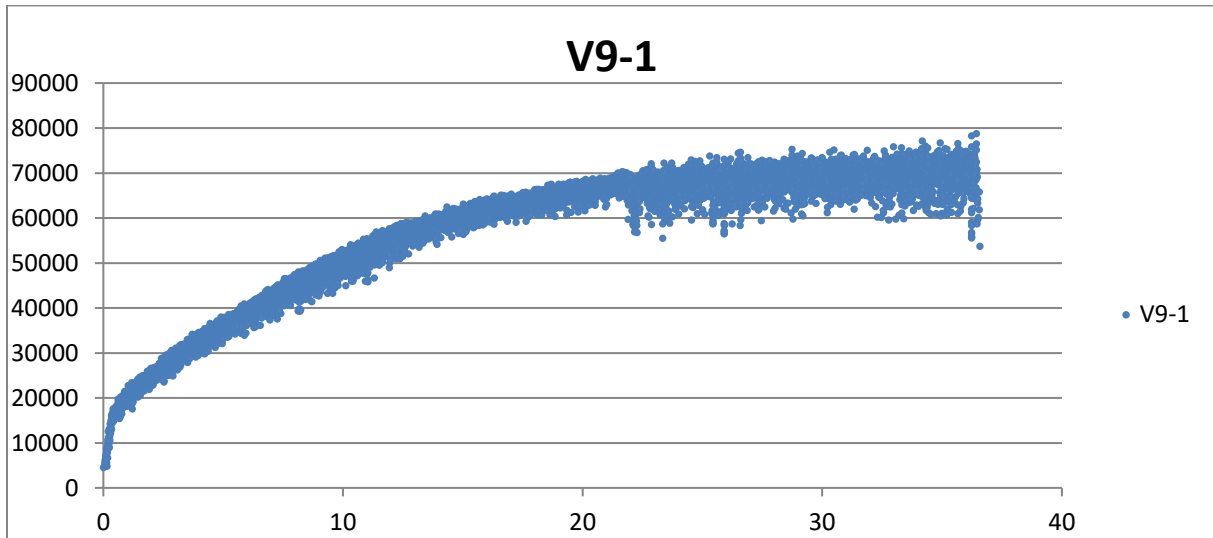
Figur A 13 - Arbeidsdiagram for prøve V7-120-3



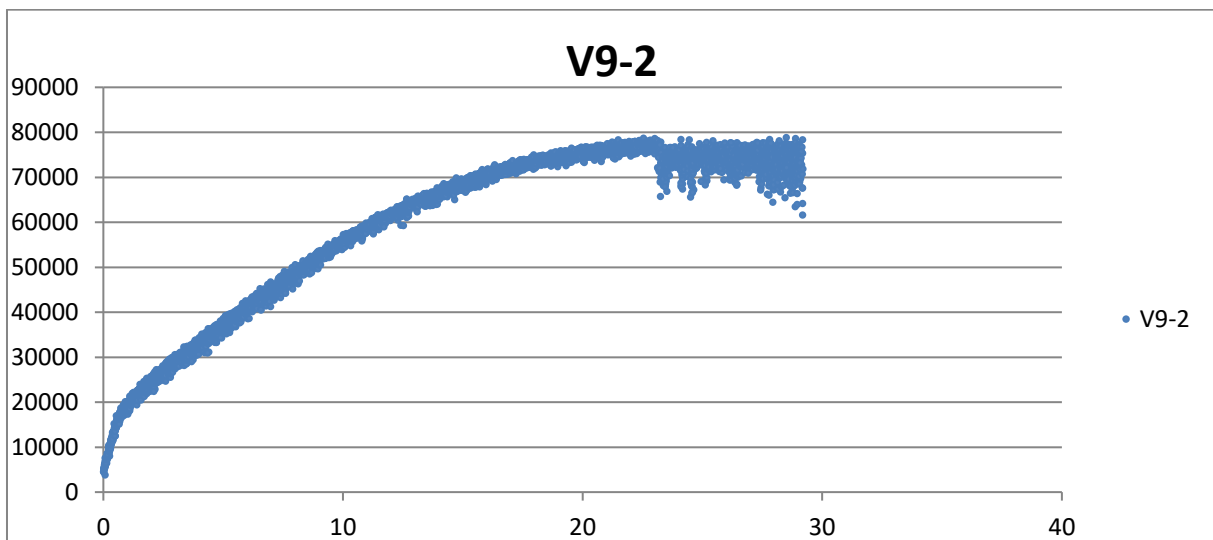
Figur A 14 - Arbeidsdiagram for prøve V7-120-4



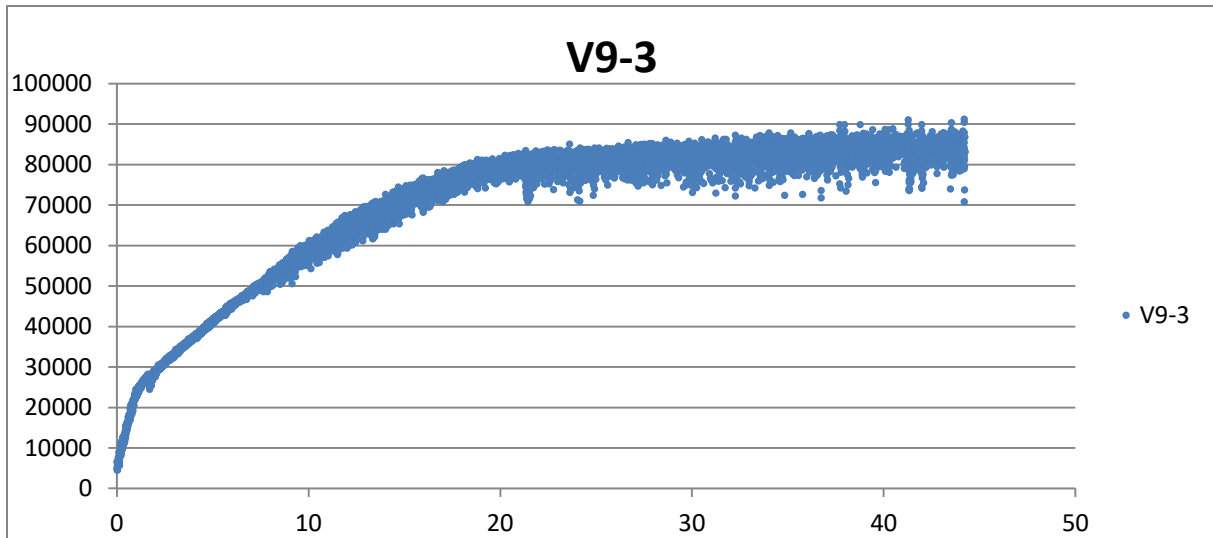
Figur A 15 - Arbeidsdiagram for prøve V7-120-5



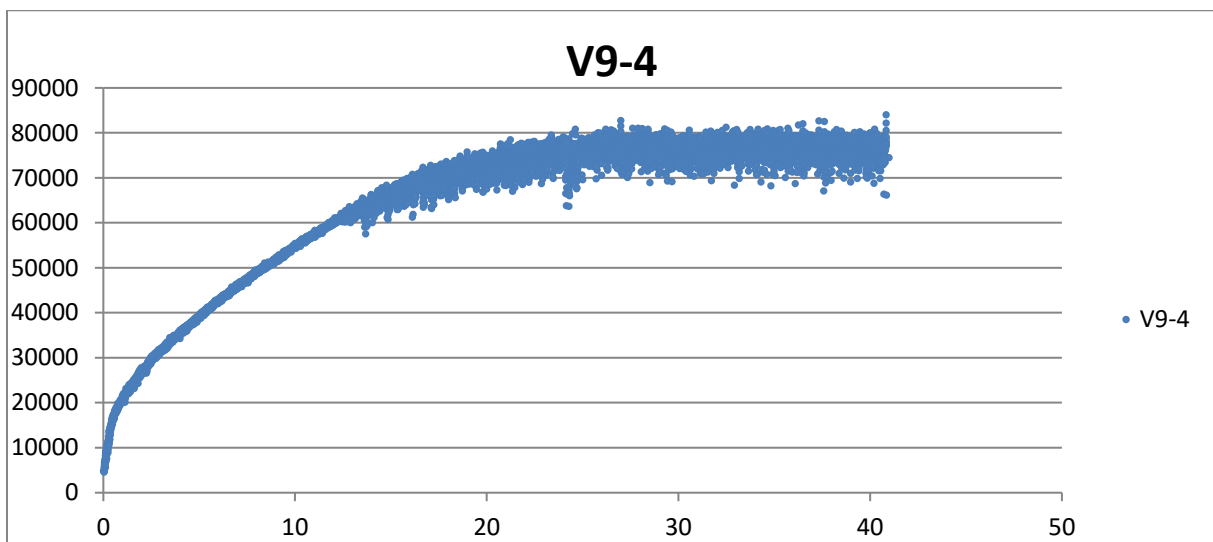
Figur A 16 - Arbeidsdiagram for prøve V9-1



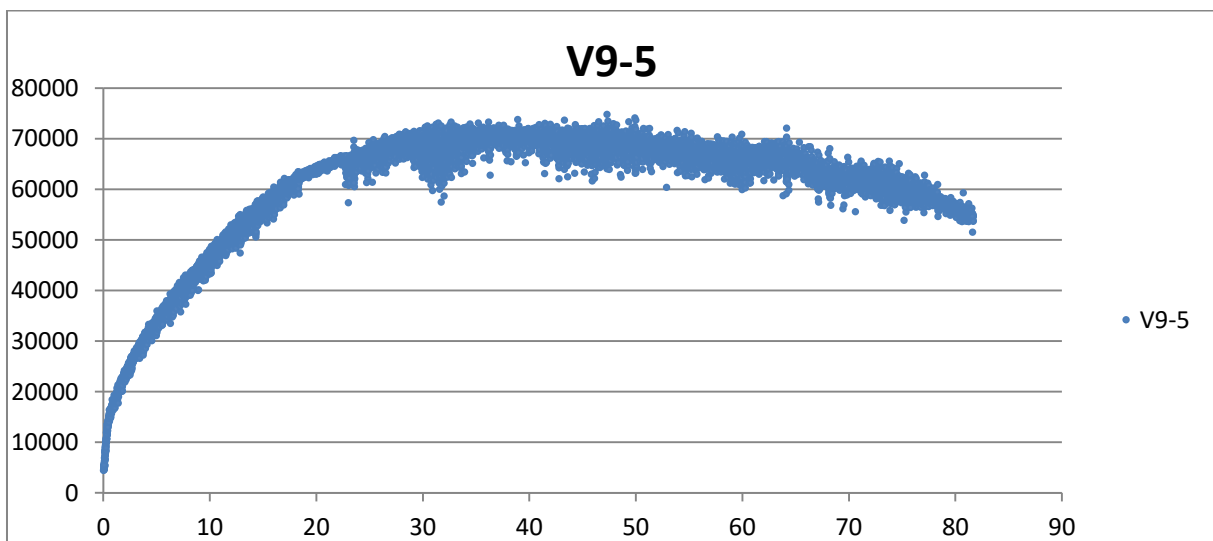
Figur A 17 - Arbeidsdiagram for prøve V9-2



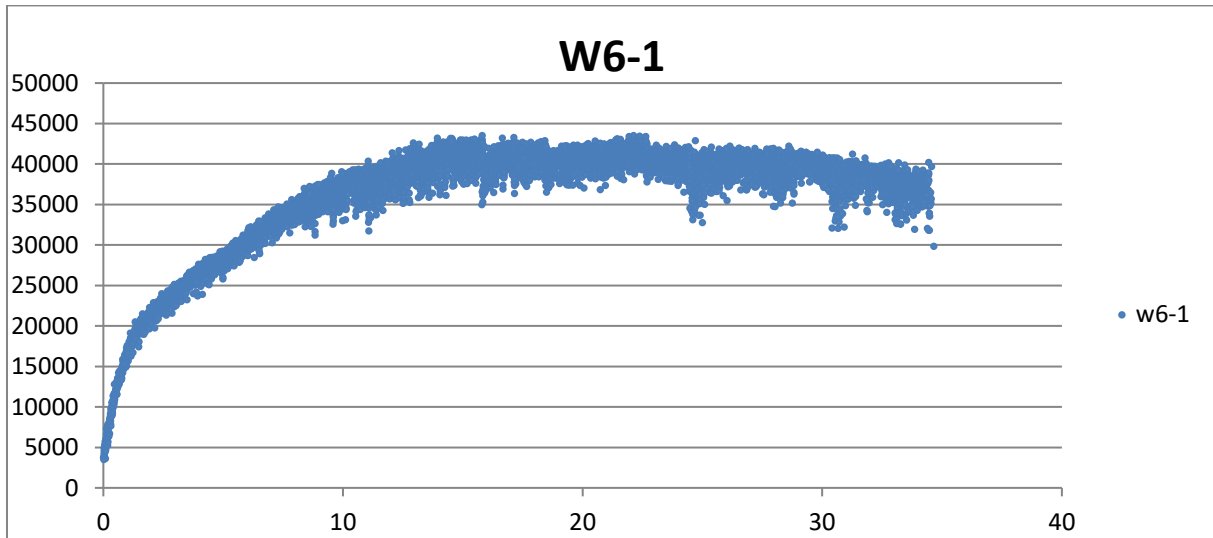
Figur A 18 - Arbeidsdiagram for prøve V9-3



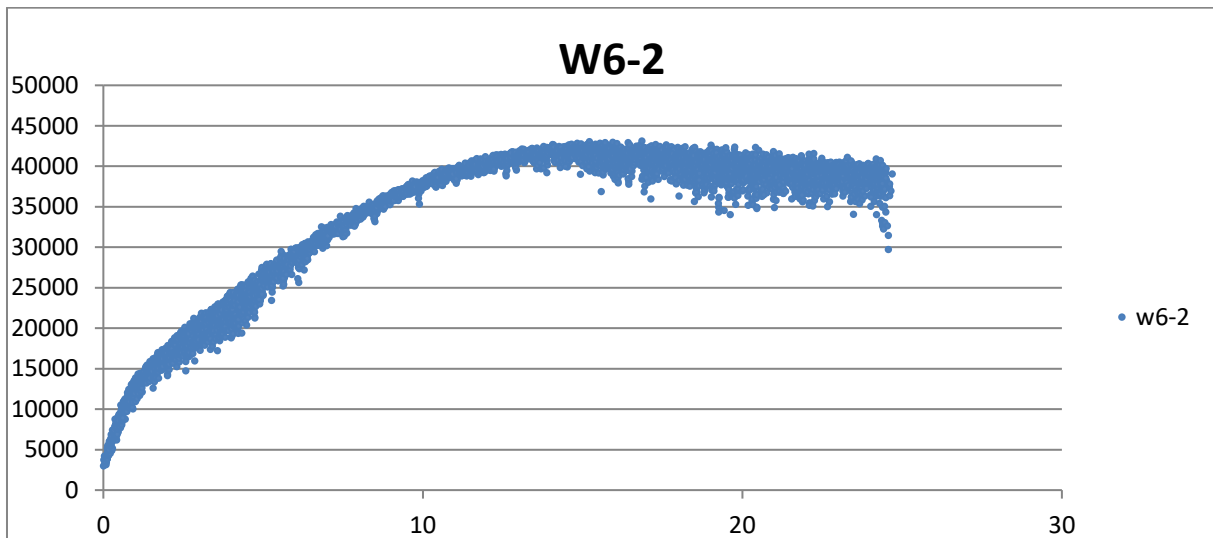
Figur A 19 - Arbeidsdiagram for prøve V9-4



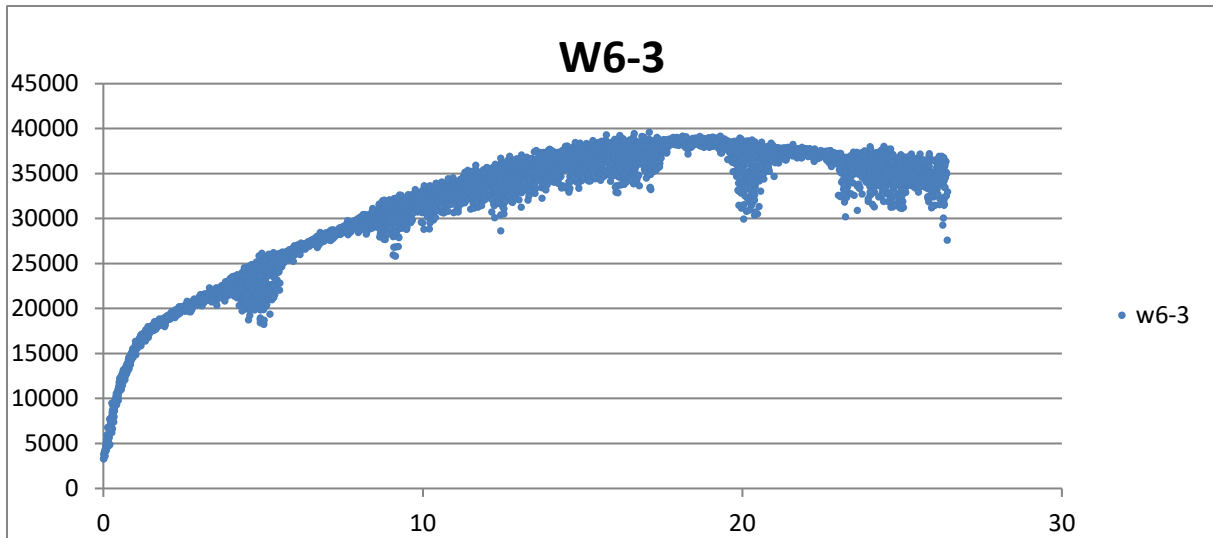
Figur A 20 - Arbeidsdiagram for prøve V9-5



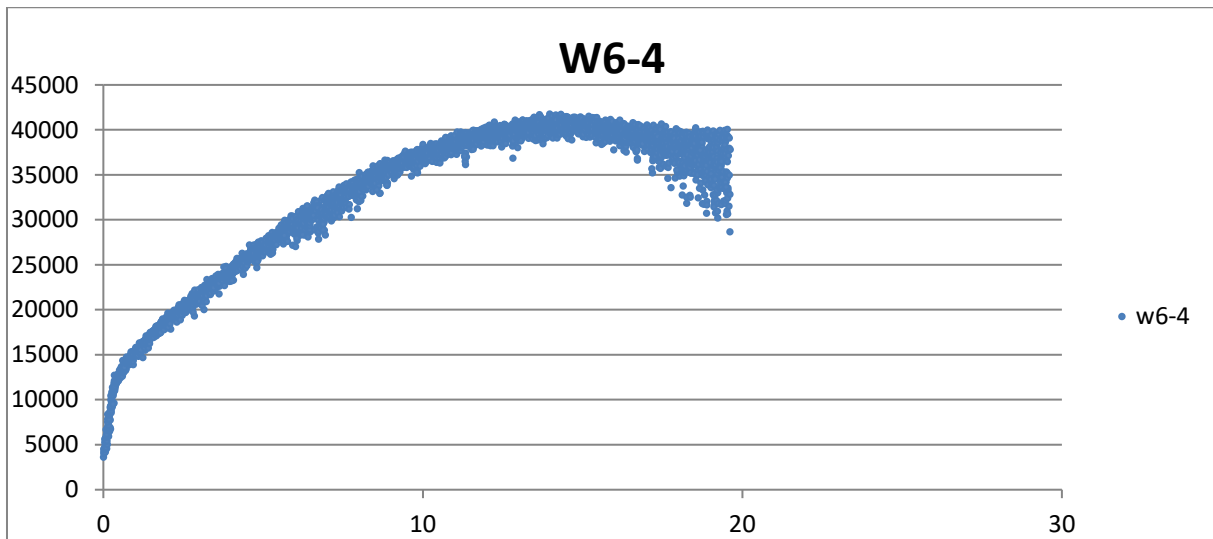
Figur A 21 - Arbeidsdiagram for prøve W6-1



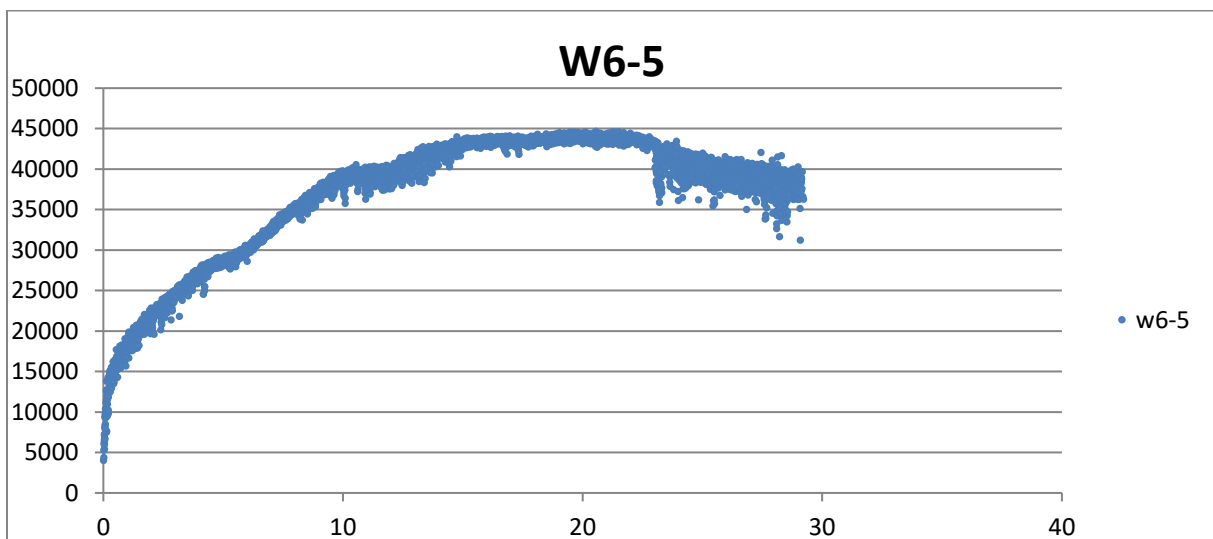
Figur A 22 - Arbeidsdiagram for prøve W6-2



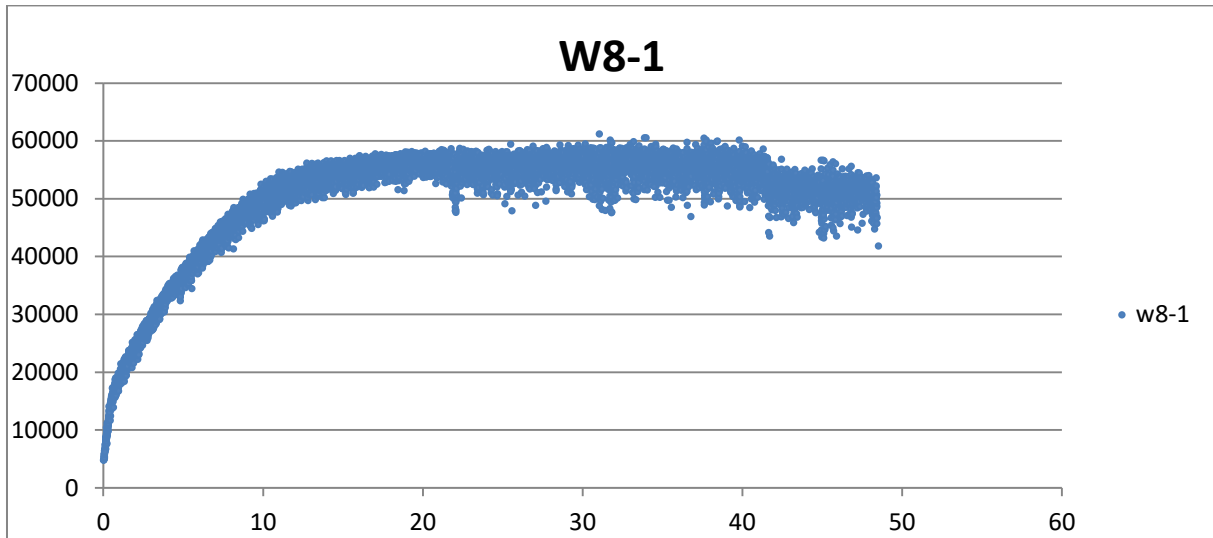
Figur A 23 - Arbeidsdiagram for prøve W6-3



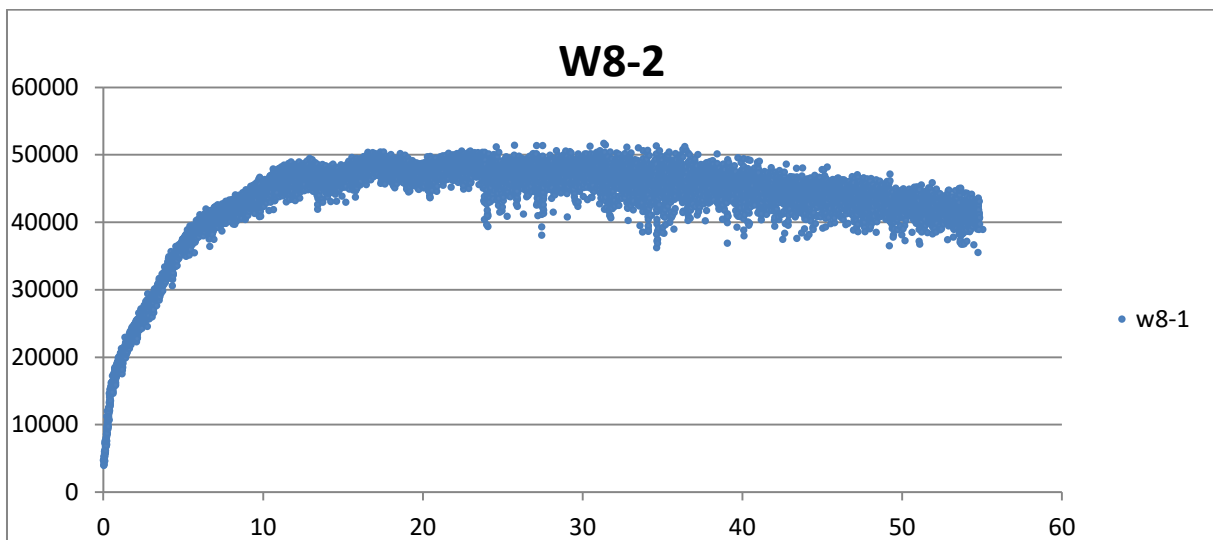
Figur A 24 - Arbeidsdiagram for prøve W6-4



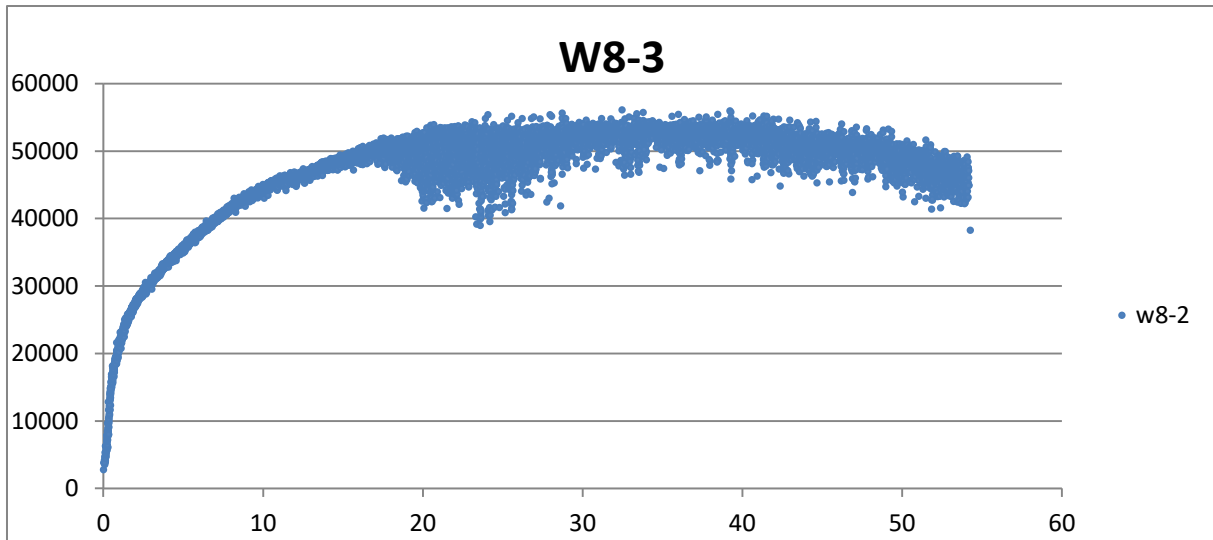
Figur A 25 - Arbeidsdiagram for prøve W6-5



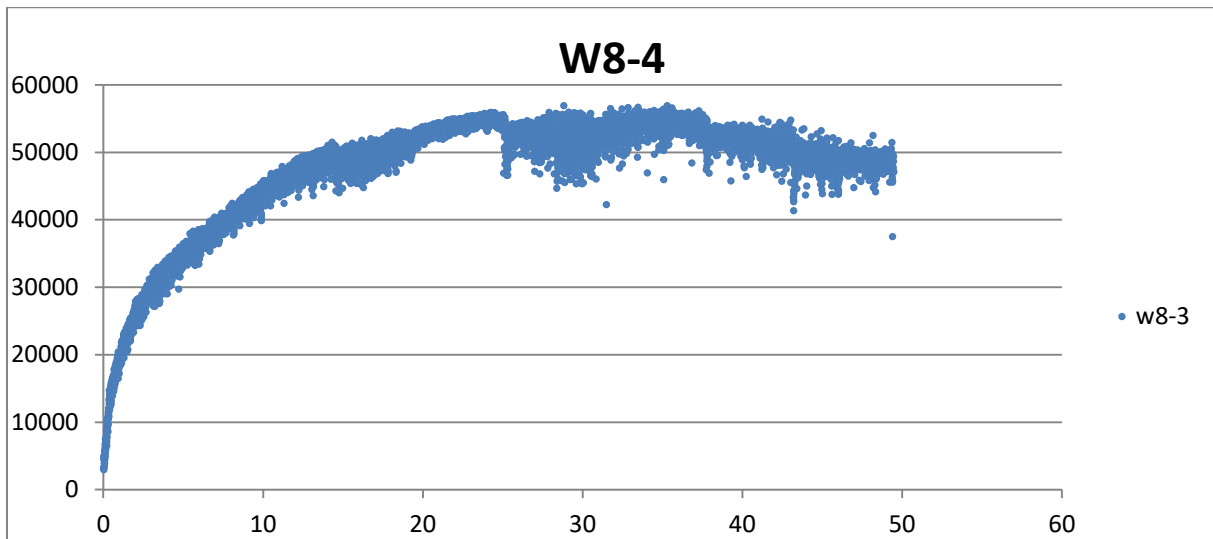
Figur A 26 - Arbeidsdiagram for prøve W8-1



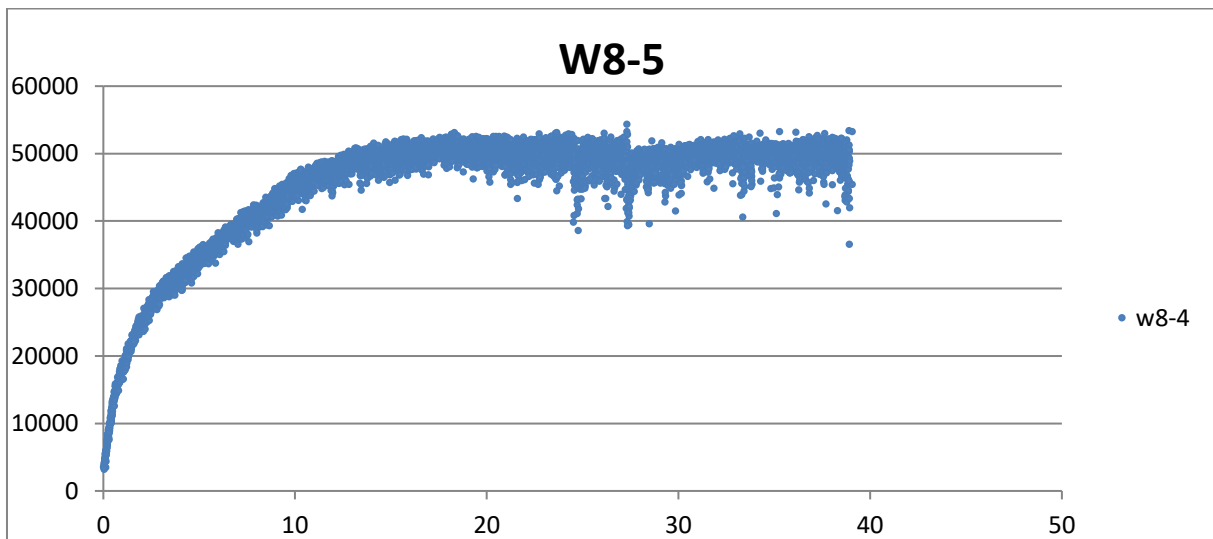
Figur A 27 - Arbeidsdiagram for prøve W8-2



Figur A 28 - Arbeidsdiagram for prøve W8-3



Figur A 29 - Arbeidsdiagram for prøve W8-4



Figur A 30 - Arbeidsdiagram for prøve W8-5

8.2 Vedlegg B - Beregning med Girhammar et al. (2017) modell

Tabell 8.1 – Excel-tabell med beregning av ekvivalent stivhet $K_{ser,Eqv}$ gjennom formelverk i kapittel 2.4, med alle parametere brukt.

TYPE	VGZ 7x100	VGZ 7x140	VGZ 9x160	WT 6,5x160	WT 8,2x160	
d_h	4,6	4,6	5,9	4	5,4	mm
d_{ax}	7	7	9	6,5	8,2	mm
E_s	210000	210000	210000	210000	210000	N/mm ²
l_1	50	70	80	80	80	mm
l_2	50	70	80	80	80	mm
l_{tot}	100	140	160	160	160	mm
$l_{thr,1}$	40	60	70	70	70	Mm
$l_{thr,2}$	40	60	70	70	70	Mm
s_1	35,4	49,5	56,6	56,6	56,6	Mm
s_2	35,4	49,5	56,6	56,6	56,6	Mm
x_1	23,6	33,0	37,7	37,7	37,7	Mm
x_2	23,6	33,0	37,7	37,7	37,7	Mm
α	0	0	0	0	0	°
θ	90	90	90	90	90	°
μ	0	0	0	0,25	0,25	
$K_{h,90,i}$	541	541	541	541	541	N/mm ²
$K_{ax,0,eff,i}$	7000	10500	15750	6204,6	6499,7	N/mm ²
$K_{h,90,i}$	77,3	77,3	60,1	83,2	66,0	N/mm ³
$K_{ax,0,eff,i}$	25,00	25,00	25,00	13,64	11,32	N/mm ³

Resultat (forbindelsens stivhet)

K_{ser}	2222,0	3110,8	3546,6	3329,2	3562,7	N/mm
-----------	--------	--------	--------	--------	--------	------

Beregning av ekvivalent stivhet

$\lambda_{l,90}$	3,3	4,6	4,1	6,0	4,5	
$K_{h,90,1,Eqv}$	46,7	33,3	29,1	27,8	29,2	N/mm ³
wl_1	0,3	0,5	0,5	0,4	0,4	
$K_{ax,0,eff,1,Eqv}$	24,1	23,1	23,0	12,8	10,9	N/mm ³

Resultat (forbindelsens ekvivalente stivhet)

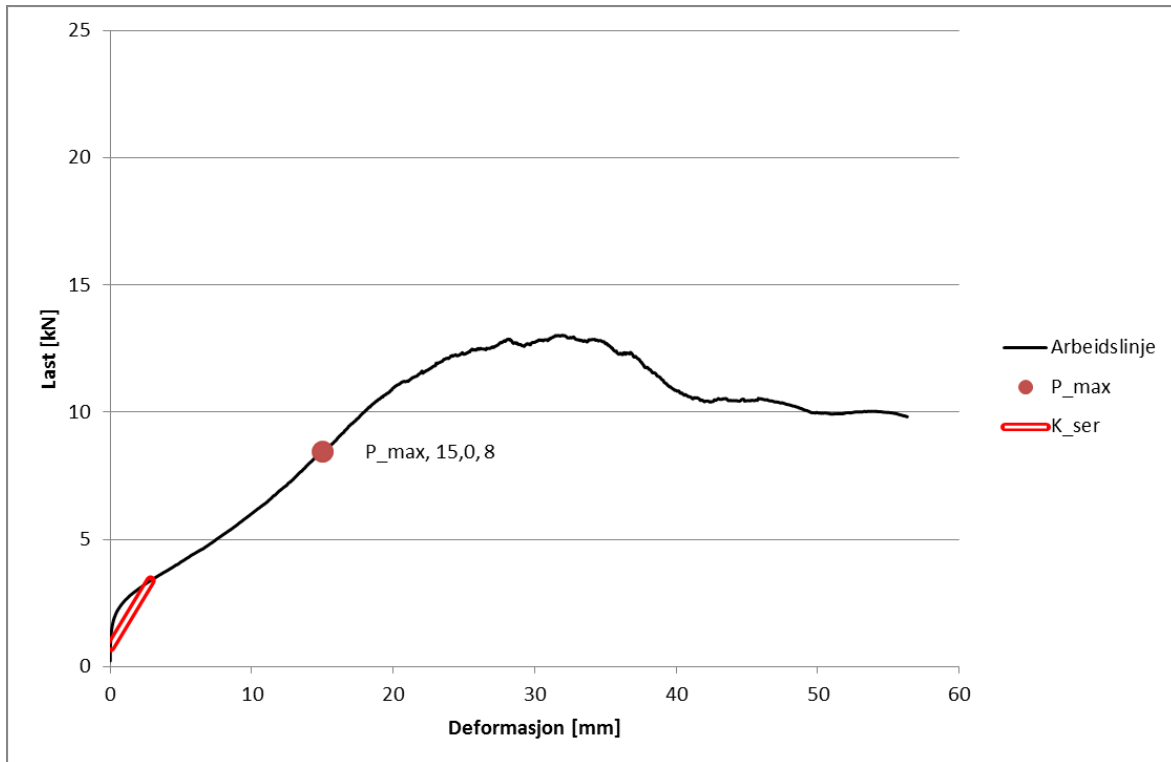
$K_{ser,Eqv}$	1341,7	1341,7	1717,7	1110,6	1577,5	N/mm
---------------	--------	--------	--------	--------	--------	------

8.3 Vedlegg C – Densitet

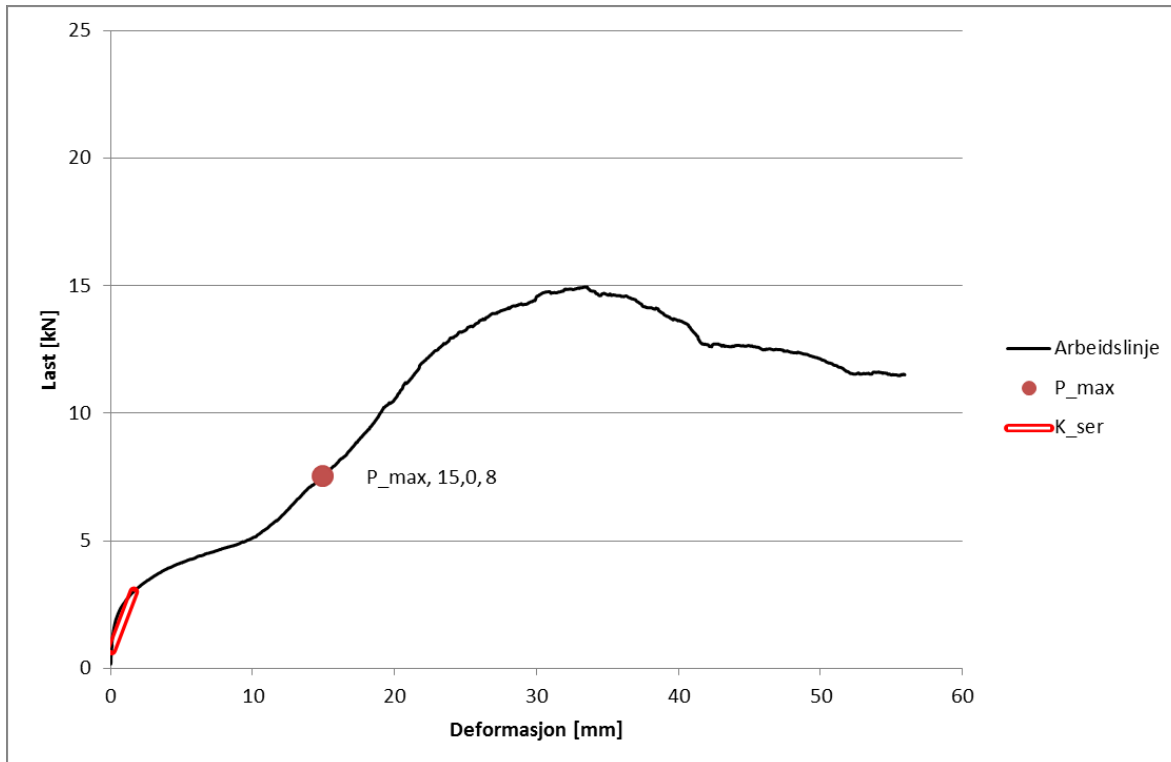
Tabell 8.2 – Verdier og resultater fra målinger av utvalgte densitetsprøver

Prøve	Tykkelse	l	b	h	VOLUM	mm ³	Masse	Densitet
W6-1	120	110,64	52,91	121,24	709734,4	mm ³	322,3 g	454,1135 kg/m ³
v7-120-2	120	122,38	47,76	122,68	717048,5	mm ³	349,1 g	486,8569 kg/m ³
v7-120-3	120	120,73	52,32	121,35	766518,6	mm ³	349,7 g	456,2185 kg/m ³
W8-1	120	112,93	48,94	120,78	667526,2	mm ³	337,8 g	506,0476 kg/m ³
V9-2	120	125,29	50,67	121,29	770002,8	mm ³	370 g	480,5177 kg/m ³
Gjennomsnittlig verdi								476,7508 kg/m ³
v7-100-1	100	118,82	51,48	102,67	628017,4	mm ³	319,8 g	509,2216 kg/m ³
v7-100-2	100	124,92	51,9	102,13	662144,3	mm ³	304,7 g	460,1716 kg/m ³
v7-100-3	100	113,05	51,07	101,78	587623,1	mm ³	278,9 g	474,6239 kg/m ³
v7-100-4	100	111,37	52,48	101,08	590782	mm ³	288 g	487,4894 kg/m ³
v7-100-5	100	115,29	51,4	102,24	605864,6	mm ³	281,3 g	464,2951 kg/m ³
Gjennomsnittlig verdi								479,1603 kg/m ³
v7-80-1	80	127,31	44,12	82,15	461429,7	mm ³	245,7 g	532,4754 kg/m ³
v7-80-2	80	134,04	45,94	81,53	502045,2	mm ³	243,7 g	485,4144 kg/m ³
v7-80-3	80	118,95	52,93	81,55	513440,7	mm ³	240,2 g	467,8242 kg/m ³
v7-80-4	80	127,23	52,88	81,83	550545,9	mm ³	279,6 g	507,8596 kg/m ³
v7-80-5	80	137,22	52,31	81,84	587445,7	mm ³	296,1 g	504,0466 kg/m ³
Gjennomsnittlig verdi								499,524 kg/m ³

8.4 Vedlegg D – Arbeidslinjer fra Schrøder (2013)



Figur D 1 - Arbeidslinje for prøve A-0-4 fra testene til Schrøder (2013)



Figur D 2 - Arbeidslinje for prøve A-0-5 fra testene til Schrøder (2013)



Norges miljø- og biovitenskapelig universitet
Noregs miljø- og biovitenskapelige universitet
Norwegian University of Life Sciences

Postboks 5003
NO-1432 Ås
Norway