

Lars Fossheim & Eirik Sekkesæter

Eksperimentell dynamisk analyse av en liten CLT-konstruksjon

Herunder evalueringen av betydningen til forbindelser på dempingskoeffisient, egenfrekvenser og egenmoder

Trondheim, juni 2021





MASTEROPPGAVE 2021

FAGOMRÅDE: Konstruksjonsteknikk	DATO: 10.06.2021	ANTALL SIDER: 107 + 80
------------------------------------	---------------------	---------------------------

TITTEL:

Eksperimentell dynamisk analyse av en liten CLT-konstruksjon
Herunder evalueringen av betydningen til forbindelser på dempingskoeffisient, egenfrekvenser og egenmoder

Experimental dynamic analysis of a small CLT structure
Including an evaluation of the effect of connections on damping ratio, eigenfrequencies and eigenmodes

UTFØRT AV:

Lars Fossheim

Eirik Sekkesæter

SAMMENDRAG:

Denne masteroppgaven føyer seg inn under prosjektet DynaTTB som ønsker å undersøke dempingsegenskaper for høyhus av tre. Et av prosjektets mål er å kartlegge effekten av forbindelser på stivheten og energi-dissipasjonen, og det er dette denne masteroppgaven har undersøkt.

I forarbeidet til denne masteroppgaven ble det gjennomført en prosjektoppgave som tok for seg demping i en CLT-plate. I denne masteroppgaven har denne CLT-platen og en annen blitt kappet opp og brukt til å konstruere en liten CLT-konstruksjon. Dette er gjort for å kunne kartlegge både material- og strukturdempingen.

Det eksperimentelle arbeidet startet med å teste alle platene som skulle inngå i konstruksjonen individuelt. Dette ble gjort med slaghammer og *rowing hammer method* slik at moder med frekvenser og tilhørende demping ble funnet. Det har blitt funnet i denne oppgaven at materialdempingen i CLT-platene ligger i området rundt 0,5-1,0%.

Videre ble platene satt sammen til CLT-konstruksjonen. Her ble platene festet sammen med ulike forbindelser mellom platene og mot fundamentet. Disse forbindelsene ble festet med et minimum antall skruer slik at testene kunne starte på en minimalt stiv konstruksjon. Videre ble de ulike radene i forbindelsene skrudd inn ettersom testene ble gjennomført. Det var totalt 6 rader i forbindelsene slik at testingen har foregått over 6 ulike stivheter.

Den eksperimentelle testingen på CLT-konstruksjonen bestod av to deler. Den ene delen bestod av å teste alle delene med slaghammer, i likhet med testing på platene, mens den andre delen bestod av å føre taket på konstruksjonen inn i resonans ved bruk av en kontraroterende maskin (ANCO). For begge metodene har frekvens og tilhørende demping blitt funnet for de ulike stivhetene. Begge metodene har vist økt frekvens for økt stivhet samt en økt demping. Frekvensen er funnet til å ha økt med omtrent 10%, mens trenden av dempingen for den første moden har økt fra 1,177% til 1,594% og 1,621% til 2,059% for hhv. testing med slaghammer og ANCO.

Det er modellert to FE-modeller i Abaqus for å se hvor godt de stemmer med eksperimentelle resultater. Disse modellene er konstruert med skallelementer og ved bruk av fjærer som forbindelser. Fjærstivheten for forbindelsene er funnet ved bruk av tekniske godkjenninger og beste ingeniørmessig vurdering. For de laveste stivhetene er det funnet lite samsvar mellom eksperimentelle resultater og FE-modellen. Dette kan skyldes manglede kontaktformulering for skallelementene i FE-modellen. For den stiveste og mest interessante konfigurasjonen er det funnet godt samsvar mellom eksperimentelle resultater og FE-modell med et avvik på under 2% for den første moden.

FAGLÆRER: Haris Stamatopoulos

VEILEDER(E): Haris Stamatopoulos og Anders Rønnquist

UTFØRT VED: Institutt for konstruksjonsteknikk

Forord

Masteroppgaven innen konstruksjonsteknikk på NTNU utgjør 30 studiepoeng for begge kandidater og avslutter vår femåring sivilingeniørutdanning. Oppgaven er skrevet innenfor temaet trekonstruksjoner på grunnlag av forfatterens interesse for og tro på at trekonstruksjoner har en plass i fremtidens konstruksjoner.

Vi ønsker å rette en stor takk til våre veiledere Haris Stamatopoulos og Anders Rønquist for god veiledning og engasjement gjennom hele prosessen. Ønsker også å rette en ekstra takk til teknikerne på laboratoriet, uten dere hadde gjennomføringen blitt vanskelig.

Avslutningsvis ønsker vi å takke alle professorer og medstudenter for 5 fantastiske år på NTNU. Det har vært en minnerik reise.

Trondheim, torsdag 10. juni 2021



Lars Fosshelm



Eirik Sekkesæter

Sammendrag

Denne masteroppgaven føyer seg inn under prosjektet DynaTTB som ønsker å undersøke dempingsegenskaper for høyhus av tre. Et av prosjektets mål er å kartlegge effekten av forbindelser på stivheten og energi-dissipasjonen, og det er dette denne masteroppgaven har undersøkt.

I forarbeidet til denne masteroppgaven ble det gjennomført en prosjektoppgave som tok for seg demping i en CLT-plate. I denne masteroppgaven har denne CLT-platen og en annen blitt kappet opp og brukt til å konstruere en liten CLT-konstruksjon. Dette er gjort for å kunne kartlegge både material- og strukturdempingen.

Det eksperimentelle arbeidet startet med å teste alle platene som skulle inngå i konstruksjonen individuelt. Dette ble gjort med slaghammer og *rowing hammer method* slik at moder med frekvenser og tilhørende demping ble funnet. Det har blitt funnet i denne oppgaven at materialdempingen i CLT-platene ligger i området rundt 0,5-1,0%.

Videre ble platene satt sammen til CLT-konstruksjonen. Her ble platene festet sammen med ulike forbindelser mellom platene og mot fundamentet. Disse forbindelsene ble festet med et minimum antall skruer slik at testene kunne starte på en minimalt stiv konstruksjon. Videre ble de ulike radene i forbindelsene skrudd inn ettersom testene ble gjennomført. Det var totalt 6 rader i forbindelsene slik at testingen har foregått over 6 ulike stivheter.

Den eksperimentelle testingen på CLT-konstruksjonen bestod av to deler. Den ene delen bestod av å teste alle delene med slaghammer, i likhet med testing på platene, mens den andre delen bestod av å føre taket på konstruksjonen inn i resonans ved bruk av en kontraroterende maskin (ANCO). For begge metodene har frekvens og tilhørende demping blitt funnet for de ulike stivhetene. Begge metodene har vist økt frekvens for økt stivhet samt en økt demping. Frekvensen er funnet til å ha økt med omtrent 10%, mens trenden av dempingen for den første moden har økt fra 1,177% til 1,594% og 1,621% til 2,059% for hhv. testing med slaghammer og ANCO.

Det er modellert to FE-modeller i Abaqus for å se hvor godt de stemmer med eksperimentelle resultater. Disse modellene er konstruert med skallelementer og ved bruk av fjærer som forbindelser. Fjærstivheten for forbindelsene er funnet ved bruk av tekniske godkjenninger og beste ingeniørmessig vurdering. For de laveste stivhetene er det funnet lite samsvar mellom eksperimentelle resultater og FE-modellen. Dette kan skyldes manglede kontaktformulering for skallelementene i FE-modellen. For den stiveste og mest interessante konfigurasjonen er det funnet godt samsvar mellom eksperimentelle resultater og FE-modell med et avvik på under 2% for den første moden.

Abstract

This master thesis is part of the DynaTTB project, which wants to investigate damping properties for wooden high-rise buildings. One of the project's goals is to map the effect of connections on stiffness and energy dissipation, and this is what this master thesis has investigated.

In the preparation for this master thesis, a project thesis was carried out that dealt with damping in a CLT plate. In this master thesis, this CLT plate and one other have been cut up and used to construct a small CLT structure. This was done to be able to find both the material and structural damping.

The experimental work started with testing on all the plates that the structure would be made of individually. This was done with an impact hammer and with *rowing hammer method* so that modes with frequencies and associated damping were found. It has been found in the project thesis and in this master thesis that the material damping in the CLT plates is in the range of around 0.5-1.0%.

Furthermore, the plates were assembled into the CLT structure. Here the plates were fastened together with various connections between the plates and against the foundation. These connections were fastened with a minimum number of screws so that the tests could start on a minimally rigid structure. Furthermore, the various rows of the connections were fastened as the tests were performed. There was a total of 6 rows in the connections so that the testing has taken place over 6 different stiffnesses.

The experimental testing of the CLT structure consisted of two parts. One part consisted of testing on all the parts with an impact hammer, like testing on the plates, while the other part consisted of bringing the roof of the structure into resonance using a counter-rotating machine (ANCO). For both methods, frequency and associated damping have been found for the different stiffnesses. Both methods have shown increased frequency for increased stiffness as well as increased damping. The frequency has been found to have increased by about 10%, while the trend of damping for the first mode has increased from 1.177% to 1.594% and 1.621% to 2.059% for respectively testing with impact hammer and ANCO.

FE models has been constructed in Abaqus to see how well they match experimental results. These models are constructed with shell elements and using springs as connections. The spring stiffness of the joints has been found using technical approvals and the best engineering assessment. For the lowest stiffnesses, little agreement has been found between experimental results and the FE models. This may be due to a lack of contact formulation for the shell elements in the FE- models. For the stiffest and most interesting configuration, good agreement has been found between experimental results and the FE models with a deviation of less than 2% for the first mode.

Innhold

Forord	v
Sammendrag	vii
Abstract	ix
Innhold	xi
Figurer	xv
Tabeller	xxi
1 Introduksjon	1
1.1 Startpunkt/Motivasjon	1
1.2 Hensikt og begrensninger	1
1.3 Fremgangsmåte og oppgavens struktur	1
2 Bakgrunn	3
2.1 Treets oppbygging	3
2.2 Miljøaspektet ved å bygge i tre	5
2.3 Krysslaminert tre (CLT)	5
2.4 Bygge høyt med tre	7
3 Teoretisk Bakgrunn	9
3.1 Tre som konstruksjonsmateriale	9
3.1.1 Styrkeberegning - γ -metoden	9
3.1.2 Rulleskjær	10
3.1.3 Fuktinnhold	13
3.2 Dynamikk	14
3.2.1 Bevegelsesligningen	14
3.2.2 Generaliserte frihetsgrader	14
3.2.3 Dynamisk respons	16
3.2.4 Frekvens-Responsfunksjon (FRF)	19
3.3 Damping	22
3.3.1 Eksperimentell analyse av dempede frie vibrasjoner	22
3.3.2 Rayleigh-damping	24
3.4 Vibrasjoner	26
3.4.1 Eurokode	26
3.4.2 Hu & Chui-kriteriet	26
3.5 Fjærer i serie og parallell	28

3.5.1	Fjærer i parallell	28
3.5.2	Fjærer i serie	28
4	Metode	31
4.1	DEL 1 - Testing av platene	31
4.1.1	Eksperimentelt oppsett	31
4.1.2	Nedbøyingsforsøk - LVDT	33
4.1.3	Eksperimentell Modal Analyse (EMA)	34
4.1.4	Analytiske beregninger	38
4.1.5	Numeriske beregningsmodeller	40
4.2	DEL 2 - CLT-konstruksjon	42
4.2.1	Eksperimentelt oppsett	42
4.2.2	Eksperimentell modal analyse	49
4.2.3	ANCO	51
4.2.4	Analytiske beregninger	53
4.2.5	Numeriske beregningsmodeller - Abaqus	58
5	Resultater	63
5.1	Platene enkeltvis	63
5.1.1	LVDT	63
5.1.2	Slaghammer (Modal Hammer)	65
5.1.3	Numeriske beregninger - Abaqus	69
5.2	Mock-up	75
5.2.1	Eksperimentell modal analyse	75
5.2.2	Numerisk modal analyse - Abaqus	79
6	Diskusjon	89
6.1	Platene enkeltvis	90
6.1.1	Stivhet	90
6.1.2	Demping	93
6.2	CLT-konstruksjonen	94
6.2.1	Demping	94
6.2.2	Stivhet	97
7	Konklusjon og videre arbeid	101
7.1	Konklusjon	101
7.1.1	Konklusjon - Bulletpoints	102
7.2	Videre arbeid	103
	Bibliografi	105
A	Modellering i Abaqus	109
A.1	Modellering av platene	110
A.2	Modellering av CLT-konstruksjon	116
B	Optimalisering - Isight	125
C	Tillegg til resultater	129
C.1	Nedbøyingsdata - LVDT	129

C.2	Frekvensdata - ANCO	132
D	Analytiske beregninger	139
D.1	Gamma-metoden	139
D.2	Beregning av forbindelsesstivhet	141
D.2.1	TTN240	141
D.2.2	TCN200	143
D.2.3	WHT340	145
D.3	Xylofon-stivhet	147
E	Matlab-koder	149
E.1	Nedbøyning og bøyestivhet	149
E.2	importfile.m	150
E.3	createfigure.m	153
E.4	createfit.m	154
E.5	myscript.m	155
F	Dokumentering av uønskede avstander i CLT-konstruksjonen	159
F.1	Første skruerad	160
F.2	Andre skruerad	163
F.3	Tredje skruerad	166
F.4	Fjerde skruerad	169
F.5	Femte skruerad	172
F.6	Sjette skruerad	175
G	Plantegninger for CLT-konstruksjonen	179
G.1	Fundamentering	179
G.2	Plassering av forbindelser	180
G.2.1	Plate 2	181
G.2.2	Plate 3/5	182
G.2.3	Plate 4	183
H	Lab-dagbok	185
I	Kommentarer til digitalt vedlegg	187

Figurer

2.1	Illustrasjon av treets tverrsnitt og dets oppbygging [1].	4
2.2	Oppbygging av trecelle og spenningsorientering [2].	4
2.3	Oppbygging CLT [4].	6
2.4	Utviklingen av CLT [7].	6
2.5	Illustrasjon av Treets i Bergen [8].	7
3.1	Tverrsnitt av 5-lags CLT.	10
3.2	Tverrsnittorientering [9].	10
3.3	Konsekvens av rulleskjærdeformasjoner [10].	11
3.4	Parametere som er med på å bestemme verdi av rulleskjærmodulen.	11
3.5	Diagram som viser hvor stor del av nedbøyning som skyldes rulleskjær ved ulike L/H-forhold. SAM: shear analogy method. IR: infinitely rigid [10].	12
3.6	Diagrammet viser nedbøyning for den modifiserte γ -metoden og SAM, begge sammenlignet med resultatene fra en numerisk 2D-shell-modell. En sammenligning av et IR-tilfelle er også gjort for å synliggjøre rulleskjær-effekten [10].	12
3.7	Argand-diagram for $y(t)$ [14].	18
3.8	Plott av magnifikasjons-faktor, hentet fra [15], som viser forholdet mellom β i x-retning og størrelsesforholdet til amplituden i y-retning ved ulik demping.	19
3.9	Plott som viser når en bevegelse er kontrollert av stivhet, demping eller masse[16].	20
3.10	Plott av $ H(w) $, hentet fra [17], som viser egenfrekvensen til et gitt system.	21
3.11	Ulike dempingsrater.	22
3.12	Eksakt og tilnærmet forhold mellom logaritmisk dekrement og dempingsrate [18].	24
3.13	Rayleigh-demping. I et tilfelle der man må velge et felles dempingstall for flere egenfrekvenser.	25
3.14	Fjærer i parallell.	28
3.15	Fjærer i serie.	29

4.1	De to ulike opplagringene i laboratorium.	32
4.2	Bilder fra gjennomføringen av nedbøyningsforsøk.	33
4.3	Illustrasjon av <i>roving hammer method</i> [22].	34
4.4	Oppsett av eksperiment. 1 = Slaghammer, 2 = Akselerometer, 3 = Strømforsyning og signalforsterker, 4 = NI modul, 5 = NI chassis, 6 = PC [22].	34
4.5	Grid på de to ulike platene. De grå kvadratene representerer gridet for begge platene.	35
4.6	De tre første modene til platene i lengderetning med enkel opplagring.	35
4.7	Grid og akselerometerplassering på de to ulike platene. Den røde sirkelen representerer plasseringen ved 4-punkts opplagring, mens den blå er ved enkel opplagring.	36
4.8	Utklipp fra programmet <i>Modal Parameter Identification</i> . Den røde kurven viser kurvetilpasning mellom det aktuelle intervallet bestemt ved de gule vertikale strekene.	37
4.9	Animasjon av moder funnet ved kurvetilpasning.	37
4.10	Plott som viser sammenhengen mellom lengde og første frekvens for 3-lags CLT-plate med like materialdata som i tabell 4.1. Beregnet ved bruk av ligning 4.2 og gjelder dermed for enkel opplagring.	39
4.11	Dataflyten i Isight. Abaqus er valgt som input og Optimaztion1 er valgt som optmaliseringsverktøy.	41
4.12	Illustrasjon av CLT-konstruksjonen.	42
4.13	Stålrammen brukt til fundamentering mot gulv.	43
4.14	Stålrammen med opptegnet fotavtrykk for veggelementene og påsatt forbindelser.	43
4.15	Nummerering av de ulike veggmodulene i konstruksjonen. Plate 1 utgjør taket på konstruksjonen.	44
4.16	Xylofon pålagt i overgangen mellom vegg og etasjeskiller.	44
4.17	Forbindelsestypene brukt i CLT-konstruksjonen.	45
4.18	Illustrasjon av forbindelsesplassering.	45
4.19	Rekkefølge på TTN.	46
4.20	Rekkefølge på TCN.	46
4.21	TTN-forbindelsen i spenn. Det kan ses såvidt på bilde at det er en glippe mellom xylofonen og taket som var tilfellet ved de første rundene. Xylofonen er her ikke komprimert.	47
4.22	Kantavstand stålplater.	48
4.23	Kantavstand for skruer [26].	48
4.24	Grunnlag for figur 4.25 og akselerometer-plassering for plate 3 og 5.	49
4.25	Illustrasjon av de ulike akselerometer-plasseringene.	50
4.26	Illustrasjon av ANCO-maskinen.	51
4.27	Bjelkeformel med to innspente ender.	53

4.28	Beregningsgrunnlag for forbindelsesstivhet.	54
4.29	Lokale akseretninger i samsvar med notasjonen i Abaqus.	55
4.30	TCN-forbindelsen med lokale akseretninger som er benyttet i Abaqus-modellen.	56
4.31	WHT-forbindelsen med lokale akseretninger som er benyttet i Abaqus-modellen.	57
4.32	Mesh i CLT-konstruksjonen.	58
4.33	Plassering av skallelementene i Abaqus.	59
4.34	Modell med modellert stålvingler som fjærer og modell inkludert kontaktformulering ved hjelp av fjærer.	60
4.35	Modell for stivhet per løpemeter.	60
4.36	Opplagerbetingelsene i modellen.	61
5.1	Grafisk fremstilling av nedbøyning fra håndberegninger, Abaqus og forsøk i laboratoriet. Det er brukt en konstant last på 2026 N og en platebredde på 2000 mm.	64
5.2	Illustrasjon av de 8 første svingeformene for plate med dimensjoner 2,0x2,0 meter med tilhørende frekvensverdi og demping.	65
5.3	Illustrasjon av de 8 første svingeformene for plate med dimensjoner 3,2x2,0 meter med tilhørende frekvensverdi og demping.	66
5.4	Dempingen plottet mot de ulike frekvensene.	67
5.5	Illustrasjon av de 2 første svingeformene for plate med dimensjoner 2,0x2,0 meter med tilhørende frekvensverdi og demping for forsøk med enkel opplagring med vekt.	67
5.6	Illustrasjon av de 2 første svingeformene for plate med dimensjoner 3,2x2,0 meter med tilhørende frekvensverdi og demping for forsøk med enkel opplagring med vekt.	68
5.7	Frekvensendring ved endring av T8-materialparametre.	72
5.8	Frekvensendring ved endring av T22-materialparametre.	72
5.9	Stolpediagrammet viser de bedre resultatene for de fem første modene ved å benytte optimaliserte verdier kontra originale verdier for å etterligne resultatene i laboratoriet best mulig. (*Det er ingen slaghammerresultater for 4. mode).	73
5.10	Stolpediagrammet viser de bedre resultatene for de fem første modene ved å benytte optimaliserte verdier kontra originale verdier for å etterligne resultatene i laboratoriet best mulig.	74
5.11	Illustrasjon av de 4 første svingeformene for topp-platen.	75
5.12	Slaghammerresultatene for de fire første modene til etasjeskilleren.	76
5.13	Slaghammerresultatene for veggelementer.	77
5.14	Utvikling i frekvens og demping for gjennomføring med ANCO.	78
5.15	Utvikling av frekvens for slaghammer plottet mot ANCO for 1. frekvens.	78
5.16	Første mode for topp-platen.	79

5.17	Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 1 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt stivhet per fjær for xylofon-laget.	80
5.18	Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 1 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt rotasjonsstivhet per forbindelse (3-fjærer).	80
5.19	Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 1 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av endret rulleskjær for det midterste T8-laget.	81
5.20	Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 2 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt stivhet per fjær for xylofon-laget.	81
5.21	Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 2 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt rotasjonsstivhet per forbindelse.	82
5.22	Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 2 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av endret rulleskjær for det midterste T8-laget.	82
5.23	Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 1 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt stivhet per fjær for xylofon-laget.	83
5.24	Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 1 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt rotasjonsstivhet per forbindelse.	83
5.25	Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 2 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt stivhet per fjær for xylofon-laget.	84
5.26	Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 2 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt rotasjonsstivhet per forbindelse.	84
5.27	Illustrasjon av hvordan de ulike parametrene påvirker første frekvens til topp-platen i CLT-konstruksjonen. Den horisontale streken er frekvensen med originale materialverdier for den stiveste konfigurasjonen til modell 2.	86
6.1	Grafisk fremstilling av nedbøyning fra håndberegninger, Abaqus og forsøk i laboratoriet. Det er brukt en konstant last på 2026 N og en platebredde på 2000 mm.	91
6.2	Dempingen for de ulike frekvensene plottet for de tre ulike platelengdene som har blitt testet. Alle dataene er fra slaghammer med 4-punkts opplagring og uten vekt.	93

6.3	Utvikling av dempingen for 1. frekvens målt ved slaghammer og ANCO. Punktene er vist for start- og endepunkt for trendlinjene.	95
6.4	Alle dempingsresultatene plottet mot hverandre. ANCO er plottet kun for første frekvens. Verdiene for ANCO og slaghammer er et snitt av alle verdiene for runde 1-6.	96
6.5	Illustrasjon av utviklingen for de to ulike modellene. Det er ikke lagt inn kontaktstivhet for xylofon-laget.	98
6.6	Betydningen av endret rulleskjær i modell 2. Middelerdier er benyttet.	99
6.7	Beste samsvar mellom FE-modell og eksperimentelle resultater. Middelerdier er benyttet.	100

Tabeller

4.1	Materialdata er hentet fra Splitkon sin tekniske godkjenning fra SINTEF [21].	31
4.2	Beregnet nedbøyning for de to aktuelle platelengdene.	38
4.3	Beregnet første frekvens for de to aktuelle platelengdene.	39
4.4	Materialdata brukt i Abaqus. Materialstivheter i MPa og densitet i $\frac{\text{tonn}}{\text{mm}^3}$	40
4.5	Verdier for stivheter for de ulike rundene. Alle verdier er i $\frac{N}{\text{mm}}$	55
4.6	Verdier for den totale stivheten per forbindelse. Alle verdier er i $\frac{N}{\text{mm}}$	55
4.7	Verdier for den totale stivheten av TCN forbindelser. Alle verdier er i $\frac{N}{\text{mm}}$	56
4.8	Verdier for den totale stivheten per forbindelse. Alle verdier er i $\frac{N}{\text{mm}}$	57
5.1	Nedbøyning av platen i mm fra Abaqus, håndberegning og laboratorieforsøk. *Nedbøyningsdata for lengden 6,0 meter er hentet fra forfatterens prosjektoppgave [28].	63
5.2	Numeriske frekvensresultater fra Abaqus for veggelementene med 4-punkts opplagring og uten vekt.	69
5.3	Numeriske frekvensresultater fra Abaqus for etasjeskilleren med 4-punkts opplagring og uten vekt.	69
5.4	Numeriske frekvensresultater fra Abaqus fra forfatterens prosjektoppgave med 4-punkts opplagring og uten vekt.	70
5.5	Numeriske frekvensresultater fra Abaqus for veggelementene med enkel opplagring og med vekt.	70
5.6	Numeriske frekvensresultater fra Abaqus for etasjeskilleren med enkel opplagring og med vekt.	70
5.7	Numeriske frekvensresultater fra Abaqus fra forfatterens prosjektoppgave for enkel opplagring og med vekt.	70
5.8	Materialdata brukt i Abaqus. Materialstyrker i MPa og densitet i $\frac{\text{tonn}}{\text{mm}^3}$	71
5.9	Verdier brukt i optimaliseringsprosessen. Middelerdiene er brukt som utgangspunkt og intervallene er satt ved hjelp av øvre og nedre 5% kvartil. Verdiene for rulleskjærmodulen er satt lavere grunnet den store usikkerheten.	71
5.10	Optimaliserte materialdata funnet i Isight. Materialstivheter i MPa og densitet i $\frac{\text{tonn}}{\text{mm}^3}$	73

TABELLER

5.11 Nedbøying av platen i mm fra forsøk, Abaqus, og Abaqus med optimaliserte verdier.	74
5.12 Stivhet per fjær for de to ulike modellene. Tallene tilsvarer $\frac{1}{3}$ av tallen i 4.6 for modell 1 og $\frac{3}{17}$ for modell 2.	79
6.1 Endring av rulleskjær i numerisk analyse av nedbøyningsforsøk.	90
6.2 Endring av rulleskjær i den numeriske modale analysen.	92
6.3 Frekvensutvikling for plate 1 med prosentvis økning i stivhet for de fire første frekvensene.	97
6.4 Frekvensutvikling for veggelementene med prosentvis økning i stivhet.	97
6.5 Forbindelsesstivheten per løpemeter.	100

Kapittel 1

Introduksjon

1.1 Startpunkt/Motivasjon

Denne masteroppgaven er en del av DynaTTB-prosjektet. DynaTTB er et forskningsprosjekt støttet av ERA-NET Cofound Forestvalue. Et av prosjektets mange mål er å identifisere og bestemme effekten av forbindelser og ikke bærende elementer på stivheten og energi-dissipasjonen, som videre skal munne ut i en numerisk-modell for evaluering av dynamiske egenskaper for høye trebygg. Det er denne delen av DynaTTB-prosjektet denne masteroppgaven føyer seg inn under.

1.2 Hensikt og begrensninger

Hensikten med denne oppgaven er å se på betydningen forbindelser har for stivheten og strukturdempingen til en liten CLT-konstruksjon. Dette vil gjøres ved å teste de ulike CLT-platene for deretter å sammenligne de dynamiske egenskapene til platene med de dynamiske egenskapene til den lille konstruksjonen. Målet er å lage en numerisk modell i elementmetodeprogrammet Abaqus som samsvarer med de virkelige målingene.

1.3 Fremgangsmåte og oppgavens struktur

Grunnlaget for denne rapporten vil basere seg på arbeider og resultater funnet under eksperimentelle forsøk. Alle de eksperimentelle forsøkene vil foregå innendørs og på NTNU Trondheim sitt campus. CLT-platene som blir benyttet stammer fra to større CLT-plater fra Splitkon. Disse platene har ligget lagret innendørs i 2 år og er dermed tørrere enn ønskelig. Platene vil testes enkeltvis og senere sammensatt i en liten CLT-konstruksjon. Platene testes enkeltvis for å lage en FE-modell der materialparametrene optimaliseres mot de virkelige målingene slik at FE-resultatene stemmer overens med

de eksperimentelle resultatene. Dette gjøres i et forsøk på å minimere effekten av eventuelle feil ved platene. Deretter brukes både middelveiene og de optimaliserte verdiene for å estimere effekten forbindelsene har i den lille CLT-konstruksjonen.

I forspillet til denne masteroppgaven har forfatterne hatt som prosjektoppgave å teste en større plate som platene i denne masteroppgaven stammer fra. Flere av resultatene fra denne prosjektoppgaven vil inkluderes her for å belyse interessante funn ved testing på ulike spenn.

Oppgaven starter med en lett introduksjon til tre som byggemateriale. Dette kapitlet vil kunne leses uten den tekniske bakgrunnen som leseren anbefales og ha. Videre følger den teoretiske bakgrunnen hvor den grunnleggende teorien bak vibrasjoner, forbindelser, estimering av treets styrke osv. vil presenteres.

Kapitellene 4 og 5 vedrørende hhv. eksperimentell metode og resultater, vil være to-delt. Dette er gjort for å separere testing på platene enkeltvis fra testing på CLT-konstruksjonen. Den eksperimentelle metoden lener seg mye på testing ved hjelp av slaghammer som er gjennomgående for oppgaven, men det er valgt å to-dele de to nevnte kaptitlene for å ikke forvirre leseren.

Kapittel 6 tar for seg diskusjonsdelen der resultatene fra den eksperimentelle metoden og FE-modelleringen sammenlignes. Deretter følger kapittel 7 som kort vil konkludere denne masteroppgaven.

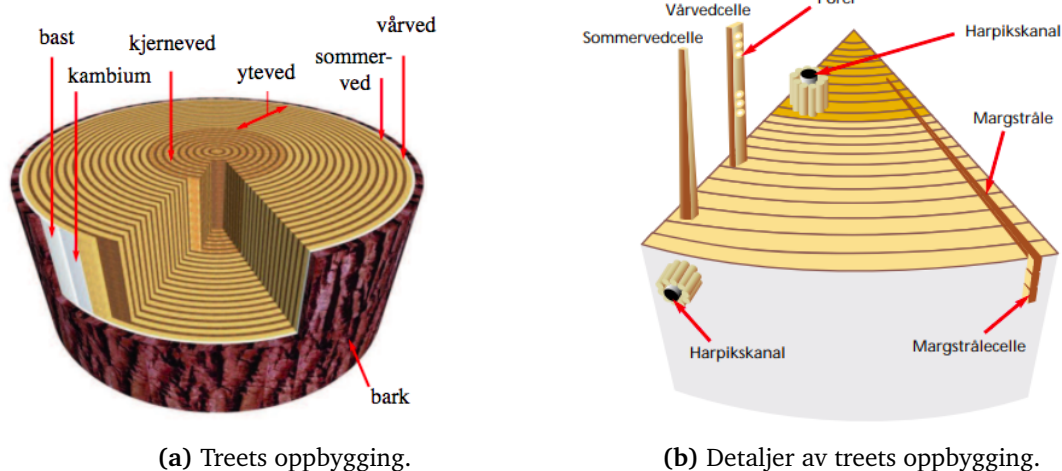
Kapittel 2

Bakgrunn

Tre er et materiale som er mye brukt innen konstruksjon, men har frem til de siste 20 årene blitt brukt i småbebyggelse og sjeldent i større konstruksjoner. Dette skyldes mange grunner, men en stor grunn til dette kan skyldes at trekonstruksjoner er lettere utsatt for brann og vibrasjoner. Hva brann angår kan nok vegringen etter å bygge store byer med tre stamme fra en rekke ulike storbybranner. I flere av historiens bybranner har etterspillet blitt murtvang og endret bystruktur, men i de siste årene har tre som konstruksjonsmateriale fått en ny vår. Den store hovedgrunnen til dette skyldes at tre er betraktelig mer miljøvennlig enn stål og betong, mens det som har gjort innfasingen av tre som byggemateriale mulig, har vært oppfinnelsen av mer konstruksjonsvennlige trematerialer. I dette kapittelet vil den grunnleggende bakgrunnen om trekonstruksjoner dekkes. Dette vil dekke treets oppbygging, miljøaspektet ved å bygge i tre og om problematikken rundt tre som byggemateriale.

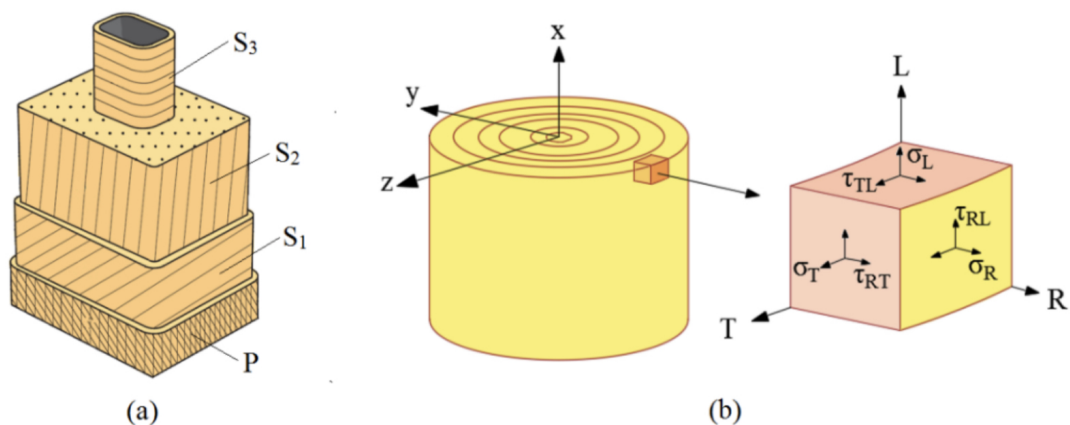
2.1 Treets oppbygging

Tre er en naturlig kompositt med en sammensatt oppbygging som ikke kan sammenlignes med noe annet materiale. De ulike treslagene har igjen sin egen karakteristiske oppbygging og innen hvert treslag er det heller ikke to trær som er like. Veden består av 50% karbon, 44% oksygen og 6% hydrogen, i form av cellulose, hemicellulose og lignin.



Figur 2.1: Illustrasjon av treets tverrsnitt og dets oppbygging [1].

Fibrene i et tre er av varierende form. Fra figur 2.1b kan man se at flesteparten av fibrene er vendt vertikalt oppover i treets lengderetning. Tynnveggede vårvedceller står primært for væsketransporten mens de tykkere sommervedcellene står for avstivningen. Dette er grunnen til at tre som materiale har en mye høyere styrke i lengderetning sammenlignet med styrken i radiell retning.



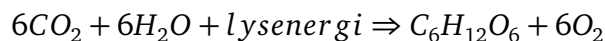
Figur 2.2: Oppbygging av trecelle og spenningsorientering [2].

De langsgående cellene, også kalt trakeider, er hulrom omgitt av en cellevegg. Som vist på figur 2.2 deles celleveggen opp i fire lag, med en primærvegg (P) ytterst og selve celleveggen S1, S2 og S3 på innsiden. Lag S1 og S3 har som oppgave å beholde strukturen i cellen, mens S2 står for 85% av celleveggen og utgjør størst betydning for cellens egenskaper. Trakeidene utgjør både treets styrke og transporten av sevj.

Selv om trestrukturen har en anisotrop og komplisert utforming på cellenivå, ser man det som et isotropt materiale på makronivå. Med dette menes at egenskapene til materialet er forskjellige, men tilnærmet konstante i de ulike akseretningene [1].

2.2 Miljøaspektet ved å bygge i tre

Tre er som nevnt ansett som mer miljøvennlig enn andre byggematerialer som betong og stål. Dette skyldes i hovedsak at det ikke krever store energikrevende prosesser for å lage tre. Treet vokser ved å binde CO_2 fra luften sammen med H_2O ved hjelp av energi fra solen. Denne prosessen foregår i alle grønne planter og trær og kalles fotosyntesen [2].



Fotosyntesen er illustrert ovenfor og synliggjør hvorfor tre er miljøvennlig. Ikke bare bindes CO_2 i prosessen, men et biprodukt av fotosyntesen er at det produseres oksygen. Denne prosessen foregår gjennom hele livsløpet til treet, men når treet etterhvert råtner og dør, vil mesteparten av karbonet finne veien tilbake til atmosfæren som karbondioksid. Ved å kutte treet før dette skjer, kan vi forlenge perioden der treet lagrer karbondioksid. Dette vil også bidra til at tilveksten er lik avgangen slik at skogen er miljønøytral med tanke på CO_2 . Det er viktig at ikke avskogingen er større enn tilveksten ettersom dette vil minke mengden CO_2 verdens skoger kan lagre. Det er ikke uten grunn at verdens største skoger blir kalt verdens lunger.

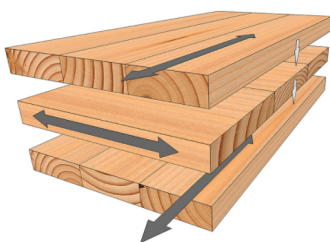
Ettersom karbonet som er bundet i treet på et tidspunkt vil returnere til atmosfæren, kan dette også utnyttes til å generere varme eller lage biogass. Hvis treet hadde dødd og råtnet i skogen, ville som nevnt karbonet funnet veien tilbake til atmosfæren på egenhånd. Dermed spiller det ingen rolle på CO_2 -regnestykket om disse trærne blir brukt til varmeproduksjon eller produksjon av biogass.

Ved å bruke tre som byggemateriale kan man øke perioden treet lagrer CO_2 og etter riving kan det samme materialet brukes igjen til for eksempel varmeproduksjon. Da vil vi både minske bruken av CO_2 -krevende byggematerialer samt slippe å produsere varme ved å brenne fossilt brennstoff som kull.

2.3 Krysslaminert tre (CLT)

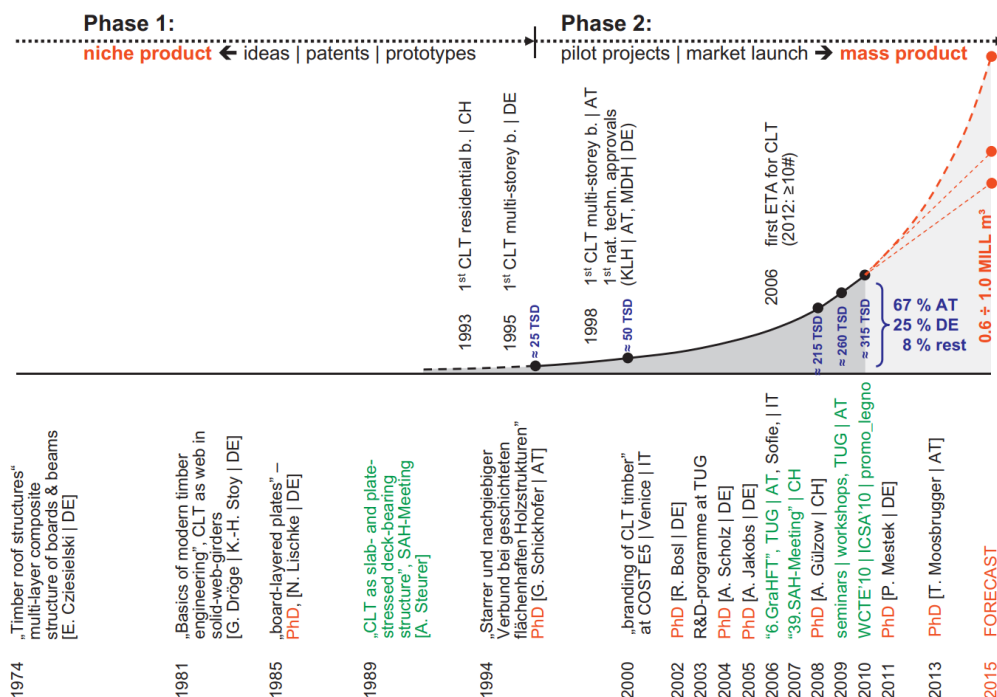
Med sitt allsidige bruksområde, høy styrke, estetiske utseende og god bærekraft, har CLT gjennom de siste 20 årene blitt utviklet til et høyeffektivt treprodukt med stor utbredelse i spesielt Europa, men også med en økende interesse i resten av verden [3]. CLT er bygget opp av lameller av saget, limt og lagdelt (3-9 lag) tre. Som illustrert i

figur 2.3 er hvert lag orientert vinkelrett på hverandre, noe som gir høy stivhet i alle retninger og stor strekk- og trykkfasthet. Produktet har et allsidig bruksområde og benyttes som både gulvdekke, tak og vegg. CLT benyttes i alle typer trekonstruksjoner, og de siste årene har det også blitt forsket på og utviklet høyhus i tre der CLT med sine egenskaper har gjort dette mulig.



Figur 2.3: Oppbygging CLT [4].

Utviklingen av krysslaminert limtre fant sted på 1990-tallet og var motivert av sagbruk som ønsket å få brukt en større andel av treet [5]. Selve ideen fant sted på 1960- og 1970-tallet, men det tok hele 20 år før den første tekniske godkjenningen (Technical approval på engelsk) kom i 1998 [6]. Produksjonen av CLT har de seneste årene vært eksplosiv. Figur 2.4 viser den eksplosive utviklingen og i 2020 ble det estimert at produksjonen av CLT nådde 2 millioner m^3 .



Figur 2.4: Utviklingen av CLT [7].

2.4 Bygge høyt med tre

Som nevnt har utviklingen i nyere tid gitt muligheter for å bygge høyere konstruksjoner med tre som konstruksjonsmateriale, men det er fortsatt problematisk å bygge høye trekonstruksjoner. Brannaspektet har blitt nevnt, men vil ikke belyses mer da dette er utenfor hensikten med oppgaven.

Det store hovedproblemet er å tilfredsstille kravet til bruksgrensetilstand (heretter: SLS - serviceability limit state) for vibrasjoner i høye trebygg. Tre som materiale er veldig lett med en midlere densitet som er mye lavere enn for stål og betong. Dette medfører problemer når høye trebygg blir utsatt for vindlaster. Da vil det være manglende treghetskrefter i toppen av trebygget som ikke klarer å motvirke vindlasten. Dette resulterer i at toppen av en trekonstruksjon kan forflytte seg mer enn et tradisjonelt stål/betong-bygg ville gjort. Det er her problemet rundt SLS kommer inn. Store bevegelser i toppen av bygget vil oppleves som ubehagelig for eventuelle beboere. Dette stilles det krav til i eurokode og vil belyses senere i denne oppgaven. Et mottiltak for å øke treghetskreftene til et trebygg er å øke massen i de øverste etasjene. Dette har blitt gjort i Treet i Bergen der flere av etasjeskillerne består av betong [8].



(a) Fasade Treet.



(b) 3D-modell av strukturen, her kan betongelementene ses .

Figur 2.5: Illustrasjon av Treet i Bergen [8].

Kapittel 3

Teoretisk Bakgrunn

3.1 Tre som konstruksjonsmateriale

3.1.1 Styrkeberegning - γ -metoden

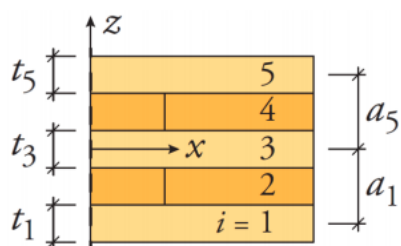
Når man skal regne på stivheten i et CLT-dekke, er man nødt til å ta hensyn til at de individuelle lagene får en egen stivhet på grunn av sammensetningen i dekket. Dette kommer av at de ulike komponentene som festes til hverandre har ulik skjærstyrke og må derfor tas hensyn til med en egen faktor, γ .

Med utgangspunkt i Euler-Bernoulli bjelketeori defineres det i Eurokode 5, Tillegg B, en metode for å beregne bøyestivhetene i de individuelle komponentene.

I ligning (3.1) er 2. arealmoment definert for de ulike lagene. Her vil Steinerbidraget få den reduserende faktoren γ som har en verdi mellom null og én. Verdien av γ regnes ut fra ligning (3.2).

$$I_{eff} = \sum_{n=1,3}^5 \left(\frac{bt_i^3}{12} + \gamma_i bt_i a_i^2 \right) \quad (3.1)$$

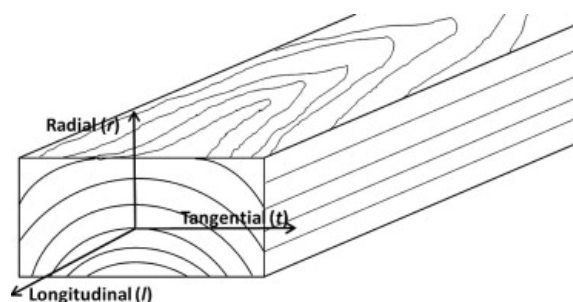
$$\begin{aligned} \gamma_3 &= 1 \\ \gamma_1 &= \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 E_0 t_1}{L_r e f^2} \frac{t_2}{G_R}} \\ \gamma_5 &= \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 E_0 t_5}{L_r e f^2} \frac{t_4}{G_R}} \end{aligned} \quad (3.2)$$



Figur 3.1: Tverrsnitt av 5-lags CLT.

3.1.2 Rulleskjær

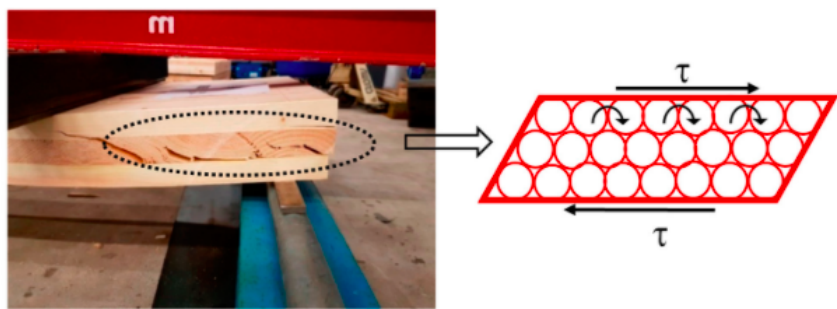
Rulleskjærspenninger i tre er et fenomen som oppstår når skjærspenninger virker i radiell-tangentiell-planet, vinkelrett på fiberretningen. På grunn av den lave rulleskjærmodulen vil det oppstå betydelige skjærdeformasjoner i tre-elementet.



Figur 3.2: Tverrsnittsorientering [9].

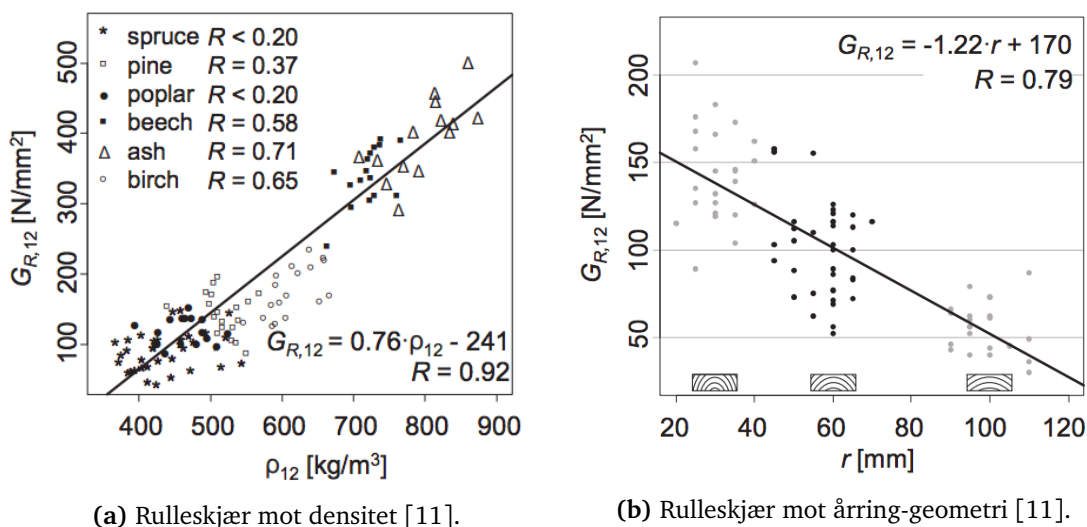
Det er spesielt i noen strukturelle situasjoner der rulleskjær er en aktuell problemstilling. Belastede CLT-elementer brukt som plater er muligens av de vanligste tilfellene der denne typen skjærspenninger vil oppstå.

Under belastning av platen, vil de tverrgående sjiktene bli utsatt for tangentielle spenninger vinkelrett på fiberretningen. Skjærdeformasjoner i disse lagene er av stor betydning, og en økning i spenningene fører til større maksimal nedbøyning og vibrasjoner, og endrer dermed de indre spenningene i et CLT-dekke.



Figur 3.3: Konsekvens av rulleskjærdeformasjoner [10].

Rulleskjær er en vanskelig parameter å fastsette. Den varierer mye ut fra flere parametere, men først og fremst ut fra tresort, densitet og geometri. En rapport fra Zürich i 2015 ser nærmere på rulleskjæregenskaper for ulike europeiske treslag. I grafene under kan man tydelig se hvor stort spekter rulleskjærverdiene ligger innenfor. Det er målt verdier ned i ca 20 MPa og opp til rundt 500 MPa, altså en meget betydelig variasjon. Noen parametere er enkle å finne, andre er mer usikre, slik som geometri på årringer.

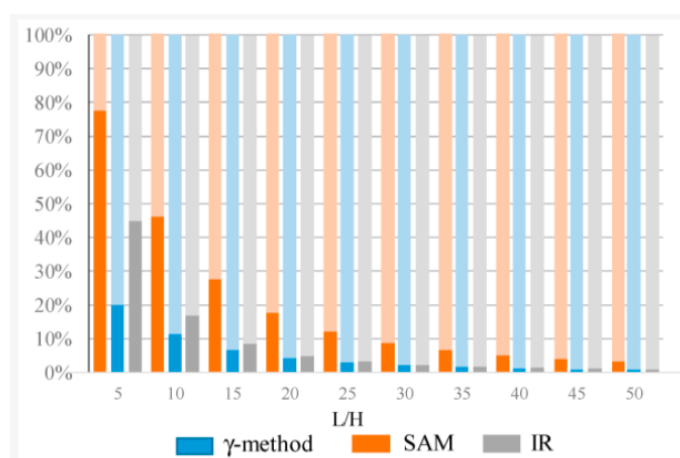


Figur 3.4: Parametere som er med på å bestemme verdi av rulleskjærmodulen.

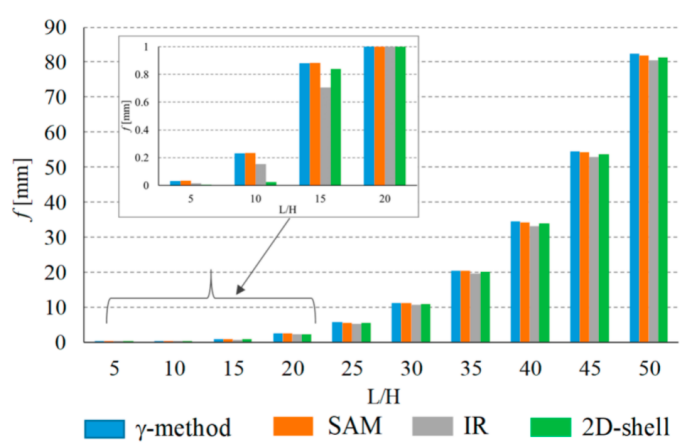
Rulleskjærphenomenet er altså et problem som studeres fra både et eksperimentelt, analytisk og numerisk perspektiv. Ved universitetet i Napoli har det blitt gjort sammenligninger av ulike analytiske modeller for nedbøyning av CLT. Napoli-rapporten er inspirert av eksperimentelt arbeid gjort i 2004 av Fellmoser og Blass [12] der skjæreffektens påvirkningen for ut-av-planet-deformasjoner først ble fremhevet.

Videre i rapporten fra Napoli er det spesielt to aspekter som blir undersøkt. Dette gjelder sammenhengen mellom lengde-høyde-forholdet og øyeblikkelig og global nedbøyning i SLS, samt modifikasjonen av spenningstilstanden i panelet på grunn av rulleskjær.

I grafen under er det sammenlignet ulike analytiske metoder som brukes i litteraturen for å bestemme nedbøyning. Her kan man tydelig se hvor stor prosentvis del av nedbøyningen som skyldes bidrag fra rulleskjær. Lavere L/H-tall, altså mindre plate-dimensjoner, fører til at betydningen av rulleskjær får et prosentvis større bidrag på nedbøyning enn ved større dimensjoner.



Figur 3.5: Diagram som viser hvor stor del av nedbøyning som skyldes rulleskjær ved ulike L/H-forhold. SAM: shear analogy method. IR: infinitely rigid [10].



Figur 3.6: Diagrammet viser nedbøyning for den modifiserte γ -metoden og SAM, begge sammenlignet med resultatene fra en numerisk 2D-shell-modell. En sammenligning av et IR-tilfelle er også gjort for å synliggjøre rulleskjæreffekten [10].

Fra figur 3.6 er det verdt å merke seg: (a) nedbøyning som er utregnet med hensyn til rulleskjæreffekten (γ -metoden, SAM og 2D-shell-modellen) er større enn nedbøyningen fra IR-tilfellene, spesielt ved lave L/H-tall (innzoomede verdier for L/H = 20 er misvisende da toppen av søylene er borte). (b) både den modifiserte γ -metoden og SAM viser like verdier av nedbøyning, sammenlignet med verdiene gjeninnsatt i 2D-shell-modellen [10].

3.1.3 Fuktinnhold

En av de viktigste faktorene som påvirker trevirkets ytelse og egenskaper er fuktinnholdet. Det vil ha påvirkning på densitet, dimensjonsstabilitet og bearbeidbarhet.

Fuktinnhold i tre regnes ut i prosent vekt av tørr ved, og kan uttrykkes med denne formelen:

$$\text{Fuktinnhold (\%)} = \frac{\text{vekt av fuktig ved} - \text{vekt av tørr ved}}{\text{vekt av tørr ved}} * 100 \quad (3.3)$$

Når materialet har nådd et fuktinnhold på 30%, kalles dette fibermetningspunktet. Videre tørking under dette fuktnivået vil føre til at trefibrene krymper og materialet vil bli merkbart tynnere og smalere. Tre regnes som tørt når det har et fuktinnhold på rundt 12%. Materialet ligger vanligvis på et nivå mellom 6-12% når det brukes i bygging, alt ettersom om det er ute eller inne. Faktorer som lufttemperatur og luftfuktighet vil påvirke trees fuktinnhold over tid.

I og med at tre som materiale vil være utsatt for store variasjoner i fuktinnhold, er dette noe man må ta høyde for når man konstruerer. Det er verken ønskelig at materialet er for fuktig eller for tørt. For høyt fuktnivå gjør at trefibrene sveller opp og materialet mister mye av sin styrkekapasitet. Blir materialet for tørt, fører krymping og økt sprøhet i materialet til oppsprekninger og deformasjoner. [13].

3.2 Dynamikk

3.2.1 Bevegelsesligningen

Et dynamisk system kan forklares som et system satt i bevegelse. Dette kan for eksempel være en bro som svinger på grunn av vind eller et gulv som vibrerer av menneskelig aktivitet. Hvordan svingningene utarter seg kalles dynamisk respons og påvirkes av en rekke parametere.

Disse parametrene kan settes sammen til en andreordens differensialligning som beskriver et dynamisk system. Denne ligningen kalles bevegelsesligningen og er utgangspunktet for å løse et hvert bevegelig system. Ligningen er satt sammen av tre separate ledd som er koblet til hhv. systemets masse, demping og stivhet.

Massetregheten, M , som er knyttet til systemets masse, er proporsjonal med akselerasjonen. Dempingen, C , i systemet kommer av blant annet friksjon i materialet og i knutepunktene og fører til energidissipasjon. Dempingen er proporsjonal med farten. Den siste responskraften og komponenten i ligningen er knyttet til systemets stivhet. Stivhetskoeffisienten, K , er proporsjonal med forskyvningen til systemet, altså avstanden fra likevektsposisjonen. Posisjon, fart og akselerasjon vil være hhv. $v(t)$, $\dot{v}(t)$ og $\ddot{v}(t)$ der prikkene representerer den første og andrederiverte av posisjonsvektoren med hensyn til tiden, t . Når alle disse faktorene settes sammen, vil bevegelsesligningen se slik ut:

$$M\ddot{v}(t) + C\dot{v}(t) + Kv(t) = \mathbf{0} \quad (3.4)$$

$$M\ddot{v}(t) + C\dot{v}(t) + Kv(t) = P(t) \quad (3.5)$$

Ligning (3.4) og (3.5) viser bevegelsesligningen ved to ulike dynamiske scenarioer. Den første ligningen beskriver frie vibrasjoner, som betyr dynamisk respons til et system der det ikke lenger blir tilført bevegelsesenergi. Eksempel på et slikt system kan være svingningene til en bygning rett etter at et jordskjelv har passert.

Den andre ligningen beskriver et system der den dynamiske responsen blir betraktet mens systemet blir utsatt for en variabel last, $P(t)$. Dette kan for eksempel være svingninger i en bygning mens jordskjelvet pågår eller i en bro som blir utsatt for vindlast.

For å løse et dynamisk system med n frihetsgrader, settes hver komponent i bevegelsesligningen opp på matrisiform. M , C og K blir $(n \times n)$ -matriser, mens $P(t)$, $v(t)$ og dens deriverte blir kolonnevektorer på formen $(n \times 1)$.

3.2.2 Generaliserte frihetsgrader

For å klare å løse et dynamisk system med flere frihetsgrader (MDOF - multi degree of freedom), er man avhengig av å kunne gjøre frihetsgradene uavhengige av hverandre,

såkalte ukoblede frihetsgrader. På den måten kan systemet løses på samme måte som et enkelt system med én frihetsgrad (SDOF - single degree of freedom).

Dette avhenger av at masse, demping og stivhet også blir generalisert. For å få til dette, må modene til systemet regnes ut, noe som kan løses gjennom egenverdioproblemet. Er egenfrekvensene ukjente, kan de løses ved følgende ligning:

$$(\mathbf{K} - \omega_{n,i}^2 * \mathbf{M}) * \phi_i = \mathbf{0} \quad (3.6)$$

der subscript n indikerer naturlige egenfrekvenser, mens subscript i viser til hvilken av egenfrekvensene som blir løst ut. Egenverdioproblemet over kan videre løses slik for MDOF-systemer:

$$\det(\mathbf{K} - \omega_{n,i}^2 * \mathbf{M}) = 0 \quad (3.7)$$

Og for SDOF - og ukoblede MDOF-systemer kan egenverdioproblemet løses:

$$\omega_{n,i} = \frac{K_i}{M_i} \quad (3.8)$$

Når de ukjente egenverdiene $\omega_{n,i}$ er funnet, kan ligning 3.6 løses for de ulike modene ϕ_i . Disse er kolonnevektorer som beskriver avstanden til forskyvningen i hver frihetsgrad for hver av egenfrekvensene. Videre kan man bruke modevektorene til å generalisere $\mathbf{K}, \mathbf{C}, \mathbf{M}$ og \mathbf{F} til $\mathbf{K}^*, \mathbf{C}^*, \mathbf{M}^*$ og \mathbf{F}^* på følgende måte:

$$\mathbf{K}^* = \Phi^T * \mathbf{K} * \Phi = \begin{bmatrix} K_{1,1}^* & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & K_{n,n}^* \end{bmatrix} \quad (3.9)$$

$$\mathbf{C}^* = \Phi^T * \mathbf{C} * \Phi = \begin{bmatrix} C_{1,1}^* & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & C_{n,n}^* \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

$$\mathbf{M}^* = \Phi^T * \mathbf{M} * \Phi = \begin{bmatrix} M_{1,1}^* & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & M_{n,n}^* \end{bmatrix} \quad (3.11)$$

$$\mathbf{F}^* = \Phi^T * \mathbf{F}(t) = \begin{bmatrix} F_1^* \\ \vdots \\ F_n^* \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

hvor $\Phi = [\Phi_1 \quad \cdots \quad \Phi_n]$.

De generaliserte egenskapene i ligningene over har nå blitt diagonalmatriser og er dermed ukoblede, altså uavhengige av de andre verdiene i samme matrise. Bevegelsesligningen 3.5 kan nå skrives om til:

$$\mathbf{M}^* \ddot{\mathbf{y}}(t) + \mathbf{C}^* \dot{\mathbf{y}}(t) + \mathbf{K}^* \mathbf{y}(t) = \mathbf{P}^*(t) \quad (3.13)$$

og følgelig kan den generaliserte bevegelsesligningen løses som et SDOF-system med n uavhengige ligninger. Normalkoordinatene, som her skrives som $\mathbf{y}(t)$ (samt dens første og andrederiverte), er ikke fysiske frihetsgrader, men kan transformeres tilbake til fysiske frihetsgrader når systemet er løst. Dette gjøres ved å ta utgangspunkt i en enkel generalisert forskyvning $y(t)$ gjennom en formfunksjon $\psi(x)$

$$v(x, t) = y(t)\Phi(x) \quad (3.14)$$

$$\dot{v}(x, t) = \dot{y}(t)\Phi(x) \quad (3.15)$$

$$\ddot{v}(x, t) = \ddot{y}(t)\Phi(x) \quad (3.16)$$

På denne måten er det mulig å løse forskyvningsproblemet til et større system, slik som CLT-platene som er analysert i denne oppgaven. Så lenge forskyvningen i alle punkter kan uttrykkes ved hjelp av generaliserte koordinater $y(t)$ gjennom en formfunksjon, kalles dette et enkelt generalisert frihetsgradsystem.

3.2.3 Dynamisk respons

Når man skal løse et system som i ligning 3.13, er det vanlig å anta at bevegelsene i frihetsgradene følger en sinus- eller cosinusform. Det kan dermed antas følgende relasjon:

$$G_i e^{i\omega t} = G_i (\cos(\omega t) + i \sin(\omega t)) \quad (3.17)$$

der $\cos(\omega t)$ kan uttrykkes som realdelen av ligningen over, altså $e^{i\omega t}$, mens $\sin(\omega t)$ blir på formen $-ie^{i\omega t}$. G er amplitude til frihetsgrad i , ω er vinkelfrekvens og t er tiden. Om man antar at bevegelsen har en cosinusform, vil $y(t)$, samt dens først og andre deriverte se slik ut:

$$y(t) = G_i \cos(\omega t) = G_i \operatorname{Re}[e^{i\omega t}] \quad (3.18)$$

$$\dot{y}(t) = G_i i \omega \operatorname{Re}[e^{i\omega t}] \quad (3.19)$$

$$\ddot{y}(t) = -G_i \omega^2 \operatorname{Re}[e^{i\omega t}] \quad (3.20)$$

Dersom lasten $\mathbf{P}^*(t)$ har en amplitude P_0 og kan antas å ha en cosinusform, kan denne uttrykkes på følgende måte:

$$P(t) = P^*(t) \cos(\omega t) = \operatorname{Re}[P^*(t) e^{i\omega t}] \quad (3.21)$$

Ved å sette uttrykkene for bevegelse i 3.18, 3.19, 3.20 og uttrykket for påført kraft i 3.21 inn i den nye bevegelsesligningen, 3.13, vil man få følgende uttrykk for en frihetsgrad i :

$$M_{i,i}^*[-\omega^2 \operatorname{Re} G_i e^{i\omega t}] + C_{i,i}^*[i\omega \operatorname{Re} G_i e^{i\omega t}] + K_{i,i}^*[\operatorname{Re} G_i e^{i\omega t}] = \operatorname{Re} P_i^* e^{i\omega t} \quad (3.22)$$

$$-\omega^2 + i\omega \frac{C_{i,i}^*}{M_{i,i}^*} + \frac{K_{i,i}^*}{M_{i,i}^*} = \frac{P_i^*}{G_i M_{i,i}^*} \quad (3.23)$$

Ved å benytte at $\omega_n^2 = \frac{K}{M}$, vil ligning 3.23 kunne skrives om til:

$$-\frac{\omega^2}{\omega_n^2} + i\omega \frac{C_{i,i}^*}{\omega_n^2 M_{i,i}^*} + 1 = \frac{P_i^*}{G_i K_{i,i}^*} \quad (3.24)$$

Videre er det greit å anta at dempingen er masseproporsjonal og det er vanlig å benytte at $C = 2\zeta\omega_n M$, der $\zeta = \frac{C}{C_{cr,i}}$ er dempingskoeffisienten som viser forholdet mellom demping og kritisk demping og dermed forteller i hvor stor grad systemet dempes. For å forenkle uttrykket enda mer, innføres variabelen $\beta = \frac{\omega}{\omega_n}$ som viser forholdet mellom den harmoniske lastfrekvensen og systemets egenfrekvens. Vi kan dermed moderere uttrykket i 3.24 til:

$$-\beta^2 + 2i\zeta\beta + 1 = \frac{P_i^*}{G_i K_{i,i}^*} \quad (3.25)$$

$$G_i = \frac{P_i^*}{K_{i,i}^*} \frac{1}{1 - \beta^2 + 2i\zeta\beta}$$

For å fjerne de imaginære komponentene i nevneren, kan man multiplisere med den komplekskonjugerte og dermed blir uttrykket:

$$G_i = \frac{P_i^*}{K_{i,i}^*} \frac{1 - \beta^2 - 2i\zeta\beta}{(1 - \beta^2 + 2i\zeta\beta)(1 - \beta^2 - 2i\zeta\beta)} \quad (3.26)$$

$$G_i = \frac{P_i^*}{K_{i,i}^*} \frac{1 - \beta^2 - 2i\zeta\beta}{(1 - \beta^2)^2 + (2\zeta\beta)^2}$$

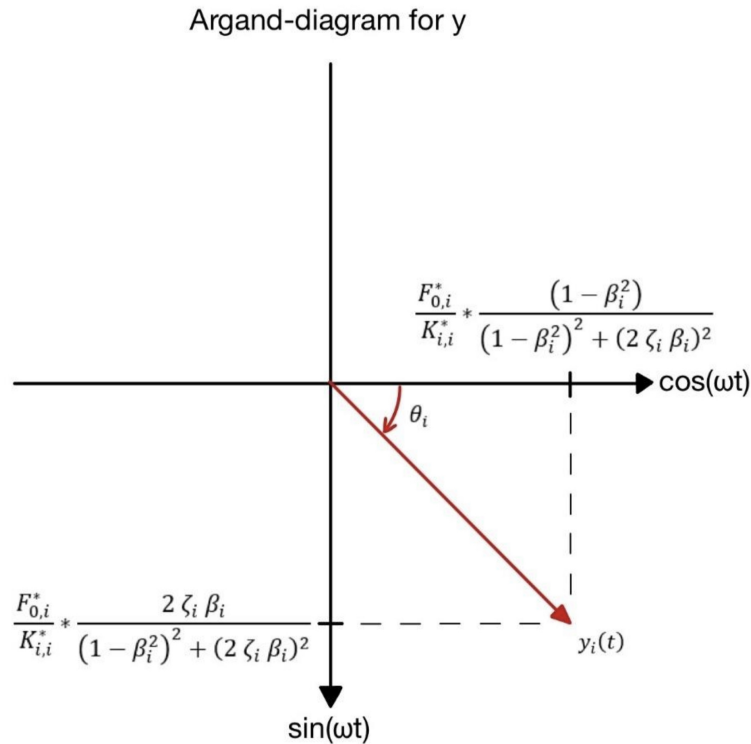
der G_i uttrykker responsamplituden som en funksjon av dempingen, ζ og forholdet mellom den harmoniske lastfrekvensen og systemets egenfrekvens, β .

Uttrykket for G_i kan nå brukes i ligning 3.18 og man oppnår dermed:

$$y(t) = \operatorname{Re} \left[\frac{P_i^*}{K_{i,i}^*} \frac{1 - \beta^2 - 2i\zeta\beta}{(1 - \beta^2)^2 + (2\zeta\beta)^2} e^{i\omega t} \right]$$

$$y(t) = \operatorname{Re} \left[\frac{P_i^*}{K_{i,i}^*} \frac{1 - \beta^2 - 2i\zeta\beta}{(1 - \beta^2)^2 + (2\zeta\beta)^2} [\cos(\omega t) + i\sin(\omega t)] \right]$$

$$y(t) = \frac{P_i^*}{K_{i,i}^*} \frac{(1 - \beta^2)\cos(\omega t) + 2\zeta\beta\sin(\omega t)}{(1 - \beta^2)^2 + (2\zeta\beta)^2} \quad (3.27)$$



Figur 3.7: Argand-diagram for $y(t)$ [14].

$y(t)$ kan uttrykkes i det komplekse planet i et argand-diagram slik som i figur 3.7. Her kan man finne responsen til systemet ved hjelp av Pytagoras' læresetning. Vinkelen, θ angir faseforskyvningen mellom last og respons og uttrykket kan forenkles til å inneholde kun et cosinus-ledd:

$$y(t) = \frac{P_i^*}{K_{i,i}^*} \frac{\sqrt{(1 - \beta^2)^2 + (2\zeta\beta)^2}}{(1 - \beta^2)^2 + (2\zeta\beta)^2} * \cos(\omega t - \theta)$$

$$y(t) = \frac{P_i^*}{K_{i,i}^*} \frac{1}{\sqrt{(1 - \beta^2)^2 + (2\zeta\beta)^2}} * \cos(\omega t - \theta) \quad (3.28)$$

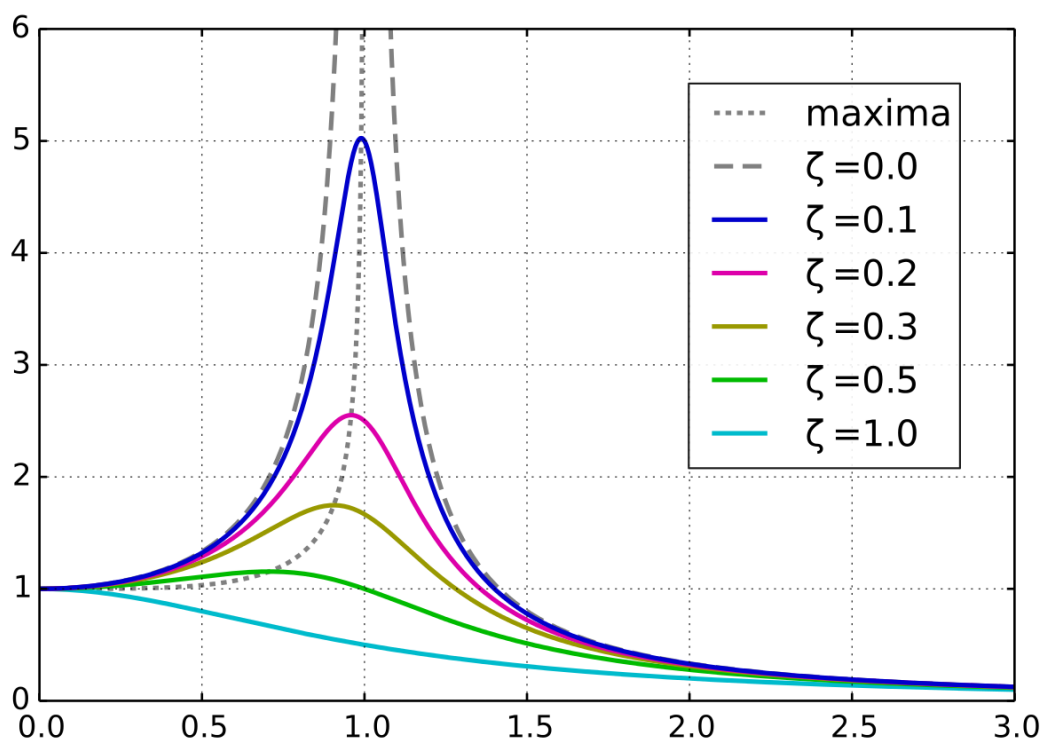
der vinkelen, θ er:

$$\theta = \tan^{-1}\left(\frac{2\zeta\beta}{1-\beta^2}\right) \quad (3.29)$$

Ved å benytte transformasjonen i ligning 3.14 kan man gjøre de generaliserte frihetsgradene om til fysiske frihetsgrader.

3.2.4 Frekvens-Responsfunksjon (FRF)

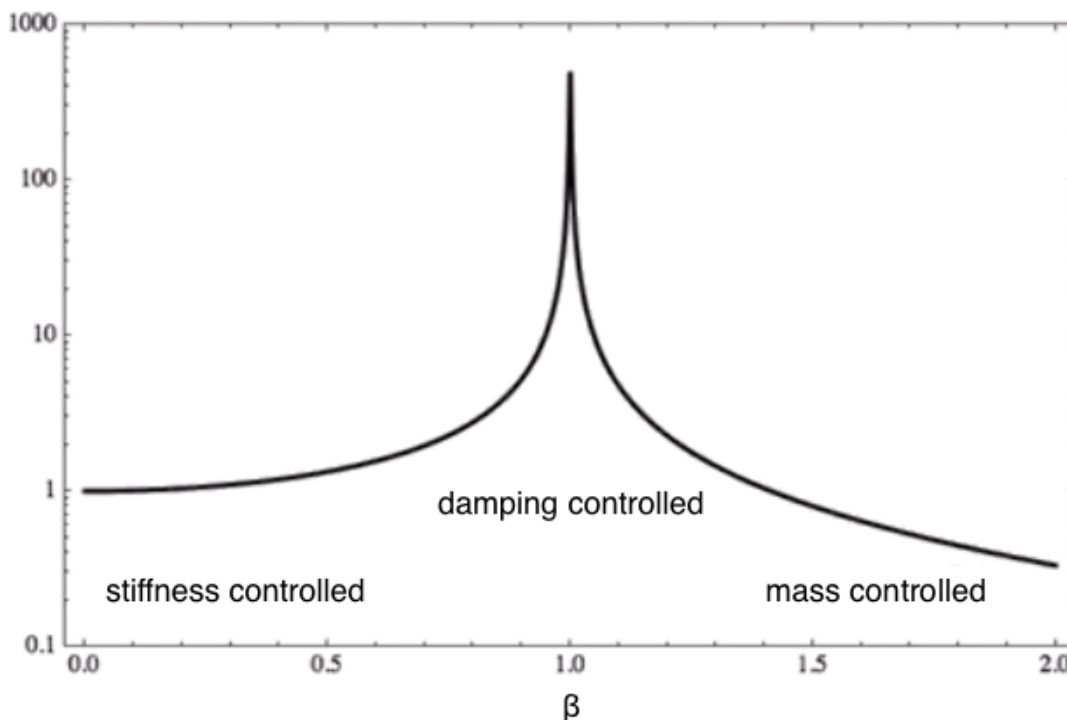
Fra responsfunksjonen i uttrykket 3.28 vil faktoren $\frac{1}{\sqrt{(1-\beta^2)^2+(2\zeta\beta)^2}}$ angi amplituden til responsen som en funksjon av β , altså forholdet mellom lastfrekvens og egenfrekvens. Denne faktoren kalles dynamisk amplifikasjonsfaktor (D) og viser hvordan resonans oppstår. I figur 3.8 kan man tydelig se hvordan ulike β -verdier påvirker størrelsen på amplituden.



Figur 3.8: Plott av magnifikasjons-faktor, hentet fra [15], som viser forholdet mellom β i x-retning og størrelsesforholdet til amplituden i y-retning ved ulike demping.

Det kommer tydelig fram av figuren at resonans oppstår ved tilfellet der β har verdi rundt 1, altså der lastfrekvensen og egenfrekvensen er lik. Her vil dempingen være den

dominerende faktoren for hvor stor amplituden blir. Lavt dempingstall gir høy amplitude og høyt dempingstall vil gi lav amplitude. Frekvensen vil dermed være dempingskontrollert rundt resonans. Ved lave lastfrekvenser (lav β -verdi) vil det være stivheten til systemet som hovedsaklig bestemmer responsen, mens det for høye frekvenser (høy β -verdi) vil være massen som er den dominerende faktoren. Dette er illustrert i figur 3.9 nedenfor.



Figur 3.9: Plott som viser når en bevegelse er kontrollert av stivhet, demping eller masse[16].

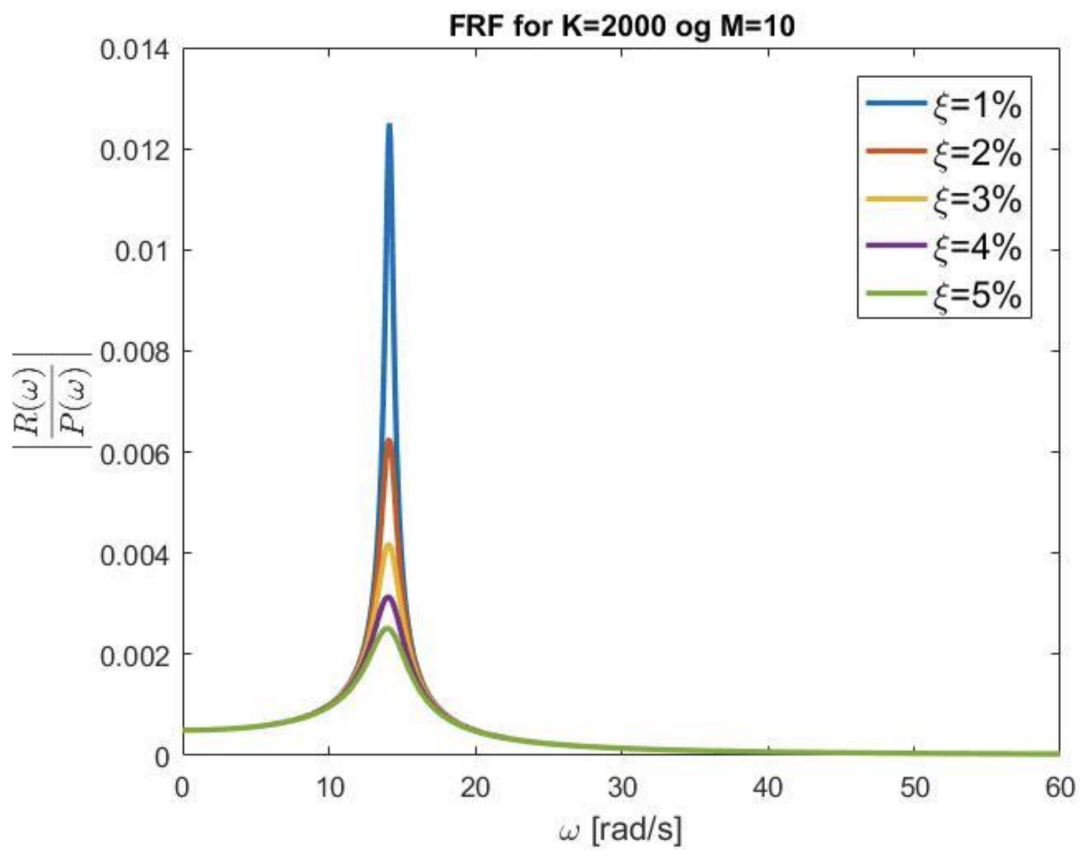
Mens den dynamiske amplifikasjonsfaktoren viser resonans uttrykt med amplitude opp mot β , kan det være hensiktsmessig å se på hvordan resonans uttrykkes med responsen som en funksjon av lastfrekvensen, også kalt FRF (frekvens-responsfunksjon). Denne funksjonen benevnes som $|H(\omega)|$ i beregninger, og absoluttverdien til denne komplekse funksjonen er proporsjonal med den dynamiske amplifikasjonen.

En annen måte å se på $H(\omega)$, er gjennom ligning 3.30. Her er $R(\omega)$ responsen til systemet som funksjon av lastfrekvens, mens $P(\omega)$ er lasten. Ved å benytte en Fouriertransformasjon av tidsseriene til last og respons, finner man både $R(\omega)$ og $P(\omega)$.

$$R(\omega) = H(\omega)P(\omega) \Rightarrow H(\omega) = \frac{R(\omega)}{P(\omega)} \quad (3.30)$$

I figur 3.10 ses et eksempel på et FRF-plott ved et spesifikt system med egenfrekvens

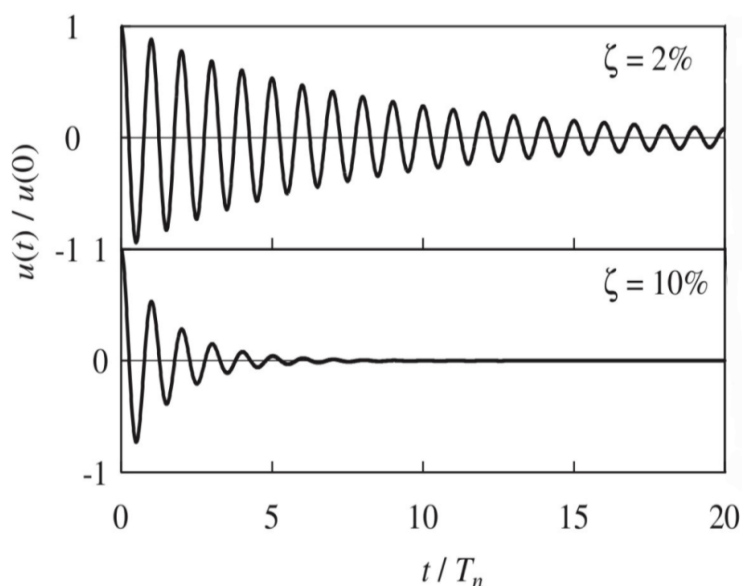
rundt 14 rad/s.



Figur 3.10: Plott av $|H(\omega)|$, hentet fra [17], som viser egenfrekvensen til et gitt system.

3.3 Damping

Damping oppstår når frie svingninger i et dynamisk system jevnt minker i amplitude. Hovedsakelig er det to bidrag som bestemmer dempingen i en struktur, materialdamping og strukturdamping. Materialdamping er egenskaper som er tilhørende det aktuelle materialet, mens strukturdamping forårsakes av friksjon i overganger og knutepunkter på grunn av geometrien i strukturen. Å beregne demping er komplisert og vanskelig da geometrien ofte er sammensatt og komplisert. Det er derfor vanlig å bestemme dempingen ut fra empiriske forsøk på ferdige konstruksjoner. I og med at demping er utslagsgivende for størrelsen på en amplitude ved resonans, er dette et viktig aspekt i dynamikken.



Figur 3.11: Ulike dempingsrater.

3.3.1 Eksperimentell analyse av dempede frie vibrasjoner

På bakgrunn av differensiallikningen for frie vibrasjoner med demping (SDOF), kan det utledes formler for dempingen til frie vibrasjoner [18].

$$m\ddot{v} + c\dot{v} + kv = 0 \quad (3.31)$$

Ved å dividere denne med m får man

$$\ddot{v} + 2\zeta\omega_n\dot{v} + \omega_n^2v = 0 \quad (3.32)$$

hvor $\omega_n = \sqrt{k/m}$ og

$$\zeta = \frac{c}{2m\omega_n} = \frac{c}{c_{cr}} \quad (3.33)$$

Løsningen på ligning 3.32 innsatt med $v = v(0)$ og $\dot{v} = \dot{v}(0)$ for et system med $\zeta < 1$ er

$$v(t) = e^{-\zeta\omega_n t} \left[v(0) \cos\omega_D t + \frac{\dot{v}(0) + \zeta\omega_n v(0)}{\omega_D} \sin\omega_D t \right] \quad (3.34)$$

hvor

$$\omega_D = \omega_n \sqrt{1 - \zeta^2} \quad (3.35)$$

Forholdet mellom forflytningen ved tidspunktet t , til dens verdi en full periode T_D , er uavhengig av t . Utleddet fra ligning (3.34), er dette forholdet gitt ved den første likheten i

$$\frac{v(t)}{v(t + T_D)} = \exp(\zeta\omega_n T_D) = \exp\left(\frac{2\pi\zeta}{\sqrt{1 - \zeta^2}}\right) \quad (3.36)$$

og den andre likheten er funnet ved å benytte seg av $T_D = \frac{T_n}{\sqrt{1 - \zeta^2}}$ og $T_n = \frac{2\pi}{\omega_n}$.

Dette resultatet gir også forholdet $\frac{v_i}{v_{i+1}}$ av påfølgende topper. Etersom disse toppene er adskilt med perioden T_D gir dette:

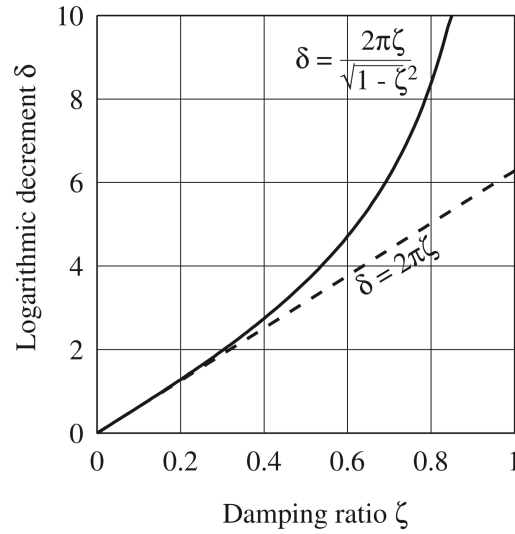
$$\frac{v_i}{v_{i+1}} = \exp\left(\frac{2\pi\zeta}{\sqrt{1 - \zeta^2}}\right) \quad (3.37)$$

Den naturlige logaritmen av dette forholdet, kalt *logaritmisk dekrement*, og kalle dette for δ :

$$\delta = \ln \frac{v_i}{v_{i+1}} = \frac{2\pi\zeta}{\sqrt{1 - \zeta^2}} \quad (3.38)$$

Hvis ζ er liten, $\sqrt{1 - \zeta^2} \simeq 1$ gir dette en tilnærmet løsning:

$$\delta = 2\pi\zeta \quad (3.39)$$



Figur 3.12: Eksakt og tilnærmet forhold mellom logaritmisk dekrement og dempingsrate [18].

Figur 3.12 viser et plott over eksakt og tilnærmet forhold mellom δ og ζ . Her kommer det klart frem at ligning 3.39 er gyldig for $\zeta < 0.2$.

Hvis dempingen er tregt avtagende, som ofte er tilfellet for trekonstruksjoner, er det fordelaktig å se på dempingen mellom flere topper fra hverandre isteden for påfølgende topper. Over et intervall på j sykluser avtar bevegelsen fra v_1 til v_{j+1} . Dette forholdet er gitt ved

$$\frac{v_1}{v_{j+1}} = \frac{v_1}{v_2} \frac{v_2}{v_3} \frac{v_3}{v_4} \dots \frac{v_j}{v_{j+1}} = e^{j\delta} \quad (3.40)$$

Dermed,

$$\delta = \frac{1}{j} \ln \frac{v_1}{v_{j+1}} \simeq 2\pi\zeta \quad (3.41)$$

Ettersom det ikke er mulig å analytisk beregne dempingen for praktiske strukturer, må dempingen beregnes fra eksperimentelle forsøk. Ved å bruke ligning 3.41 kan dempingen fra eksperimentelle forsøk beregnes fra

$$\zeta = \frac{1}{2\pi j} \ln \frac{v_i}{v_{i+j}} \quad (3.42)$$

3.3.2 Rayleigh-demping

En vanlig måte å modellere demping på er Rayleigh-demping. Denne metoden benytter seg av to dempingskoeffisienter a_0 og a_1 , og er en måte å se på den totale

dempingen i en struktur.

$$\mathbf{C} = a_0 \mathbf{M} + a_1 \mathbf{K} \quad (3.43)$$

I Chopra [18] vises det hvordan man ved hjelp av to ligninger med to ukjente kan løse verdiene for a_0 og a_1 . For den n -te moden i et system vil dempingstallet bli

$$\zeta_n = \frac{a_0}{2} \frac{1}{\omega_n} + \frac{a_1}{2} \omega_n \quad (3.44)$$

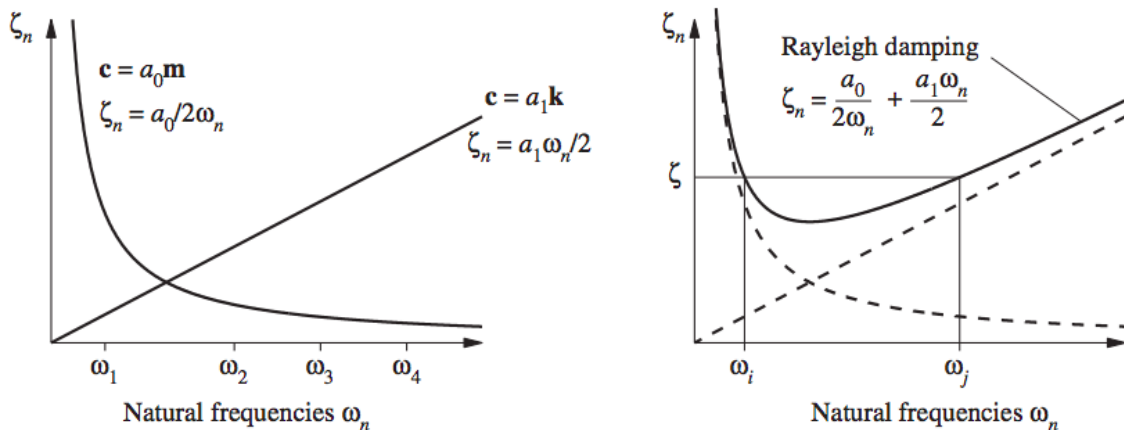
Koeffisientene a_0 og a_1 kan bestemmes ut fra forskjellige dempingstall ζ_i og ζ_j ved hhv. mode i og j . Ved å sette ligning 3.44 opp på matrisform, får man følgende uttrykk

$$\frac{1}{2} \begin{bmatrix} \frac{1}{\omega_i} & \omega_i \\ \frac{1}{\omega_j} & \omega_j \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \zeta_i \\ \zeta_j \end{bmatrix} \quad (3.45)$$

Disse to algebraiske uttrykkene kan løses for å finne koeffisientene a_0 og a_1 . Om begge dempingstallene er like, vil uttrykkene for de to koeffisientene bli:

$$a_0 = \zeta \frac{2\omega_i \omega_j}{\omega_i + \omega_j} \quad a_1 = \zeta \frac{2}{\omega_i + \omega_j} \quad (3.46)$$

Dempingsmatrisen \mathbf{C} tar med bidrag fra både massematrisen og stivhetsmatrisen og venter disse etter hvilke frekvenser som blir betraktet. Kort fortalt så vil a_0 dempe lave frekvenser mens a_1 vil dempe høye frekvenser. Plottene i figur 3.13 viser de to grafene som representerer dempingsbidragene fra stivhet og masse. Den lineære grafen som øker ved økende frekvenser viser til det stivhetproporsjonale dempingsbidraget, mens den avtagende grafen viser til det masseproporsjonale bidraget.



Figur 3.13: Rayleigh-damping. I et tilfelle der man må velge et felles dempingstall for flere egenfrekvenser.

3.4 Vibrasjoner

Vibrasjoner er en tematikk som har stor betydning når det bygges med tre. Dette fordi tre som materiale er mye lettere og med en lavere bøyestivhet enn de mer brukte byggematerialene stål og betong. På grunn av dette vil vibrasjonsproblematikk være en konstant faktor som det må tas hensyn til, spesielt i SLS. Mennesker er sensitive for vibrasjoner med lave frekvenser, og opplever spesielt vibrasjoner under 8 Hz som ekstra forstyrrende [19]. Menneskers oppfatning av dynamiske effekter, eksempelvis når man går på et gulvdekke, vil påvirke deres oppfatning av strukturens kvalitet. Faktorer som spennvidde, stivhet, strukturens masse, lastfordeling og sammensetning vil påvirke gulvdekkets funksjon.

En måte å takle vibrasjonsproblematikken på er å sørge for at første egenfrekvens ligger høyere enn den frekvensen som blir påført systemet. Egenfrekvensen kan reguleres ved blant annet å øke stivheten, redusere massen eller redusere spennvidden [19].

3.4.1 Eurokode

I henhold til gjeldende standard for design av trekonstruksjoner, Eurokode 5, skal den fundamentale egenfrekvensen til et gulvdekke være over 8 Hz. Hvis frekvensen er under 8 Hz skal det foretas en spesiell undersøkelse, mens hvis frekvensen er over 8 Hz må betingelsene i 7.3.3 også oppfylles. Her settes det krav om følgende betingelser:

$$\frac{w}{F} \leq a \quad \left[\frac{mm}{kN} \right] \quad (3.47)$$

$$v \leq b^{(f_1 \zeta - 1)} \quad \left[\frac{m}{Ns^2} \right] \quad (3.48)$$

der

- w er den største vertikale øyeblikksnedbøyningen forårsaket av en vertikal konsentrert statisk kraft F påført et hvilket som helst punkt på gulvet under hensyntaking til lastfordeling.
- v er hastighetsresponsen ved en enhetsimpuls, dvs. den største initialverdien for gulvets vibrasjonshastighet [m/s] forårsaket av en ideell enhetsimpuls (1,0 Ns) påført det punktet i gulvet som gir maksimal respons. Det kan ses bort fra komponenter over 40 Hz.
- ζ er den relative dempingen.

3.4.2 Hu & Chui-kriteriet

Lin J. Hu og Ying H. Chui kom i 2004 med en omfattende rapport om prosjekteringskriterier for gulvkonstruksjoner. Rapporten ser på sammenhengen mellom frekvens og

nedbøyning og baserer seg på erfaringer gjort av brukere i ferdige bygg. Disse erfaringene ble så sammenlignet med en database bestående av 112 gulv fra feltobjekter og en del laboratoriegulv.

Rapporten konkluderer med at kombinasjonen av laveste egenfrekvens og nedbøyning under en punktlast ga god overensstemmelse mellom subjektiv og objektiv bedømming av gulvene, samtidig som de objektive parametrene kunne bestemmes med akseptabel nøyaktighet[20]. I rapporten blir det foreslått å bruke følgende kriterium:

$$\wedge < \left(\frac{f_0}{18,7} \right)^{2,27} \quad (3.49)$$

der

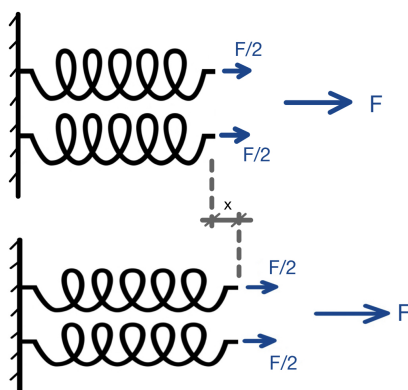
- \wedge er beregnet nedbøyning med 1 kN punktlast midt i spennet [mm]
- f_0 er laveste, beregnede egenfrekvens til bjelkelaget [Hz]

3.5 Fjærer i serie og parallell

3.5.1 Fjærer i parallell

Når fjærer er koblet i parallell vil en tenkt kraft fordele seg likt på de to fjærene i tråd med kraftlikevekt og summen av krefter er dermed null. Videre kan Hookes lov brukes for å uttrykke en tenkt effektiv fjærstivhet, k_{eq} .

$$\begin{aligned} F &= F_1 + F_2 \\ k_{eq}x &= k_1x_1 + k_2x_2 \\ k_{eq} &= k_1 + k_2 \end{aligned} \tag{3.50}$$

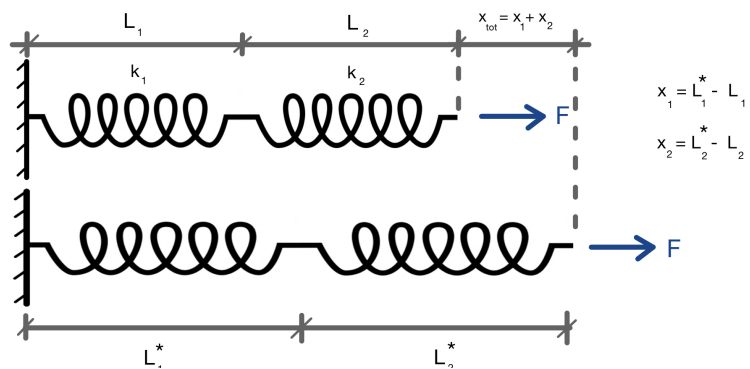


Figur 3.14: Fjærer i parallell.

3.5.2 Fjærer i serie

Når man ser på fjærer i serie, vil en tenkt påsatt kraft være lik i alle fjærene. Dermed kan vi se på den sammensatte fjæren som en kontinuerlig fjær og utlede en fjærstivhet for denne.

$$\begin{aligned} x_{tot} &= x_1 + x_2 \\ F &= kx \\ x &= \frac{F}{k} \\ x_{tot} &= \frac{F}{k_1} + \frac{F}{k_2} = \frac{F}{k_{eq}} \\ \frac{1}{k_{eq}} &= \frac{1}{k_1} + \frac{1}{k_2} \end{aligned} \tag{3.51}$$



Figur 3.15: Fjærer i serie.

Kapittel 4

Metode

I dette kapittelet vil de eksperimentelle forsøkene og FE-modelleringen gjennomgås. Kapittelet er delt i to seksjoner for å klart skille fra hverandre testing på de enkelte platene og testing på CLT-konstruksjonen. Under hver seksjon vil også fremgangsmåten for FE-modelleringen gjennomgås og begrunnes.

4.1 DEL 1 - Testing av platene

4.1.1 Eksperimentelt oppsett

Platene som er brukt i denne masteroppgaven er tre-lags CLT-plater produsert av Splitkon. Platene er kuttet ut fra to større CLT-plater for å passe inn i konstruksjonen som skal bygges. Det er tilsammen 5 plater hvorav 4 av platene har dimensjonene 2000x2000x100 mm, mens en plate har dimensjonen 3200x2000x100 mm (LxBxH). Det øverste og nederste laget er av materialkvalitet T22 og er orientert i samme retning. Det midterste laget har kvalitet T8 og ligger med fiberretningen 90° på disse lagene. Materialdata er gitt under:

Fasthetsklasse	$E_{0,mean}$	$E_{90,mean}$	$G_{0,mean}$	$G_{90,mean}$	ρ_m	ρ_k
T8	11500	230	720	72	430	360
T22	13000	430	810	81	470	309

Tabell 4.1: Materialdata er hentet fra Splitkon sin tekniske godkjenning fra SINTEF [21].

Før platene ble satt sammen i konstruksjonen, ble hver modul testet enkeltvis. Platene ble testet med både fritt opplager og med 4-punkts opplagring. På denne måten kunne resultatene fra de enkelte platene senere sammenlignes med resultatene fra konstruksjonen for å se på utviklingen.

Ved enkel opplagring ble platene plassert på to halvmåneprofiler i hver ende. Platene ble lagt oppå profilene uten fastholding i z-retning. Dette viste seg problematisk da platene har blitt lagret i et tørt og varmt klima som har gitt platene deformasjoner. Dette kom tydelig frem under de første gjennomføringene av forsøket ved at platen «flappet» på endene. Det ble dermed forsøkt å legge en stålbjelke på midten av platene for å eliminere «flapping» samt å tvinge platene til å ligge nede på halvmåneprofilen langs hele bredden.

Ved 4-punkts opplagring ble platene lagt på fire muttere i hvert hjørne. Dette ga bedre resultater enn enkel opplagring ettersom påvirkningen fra opplagrene ble betraktelig mindre. For å minimere eventuelle deformasjoner i platene, ble det også her lagt på vekt på midten av platene.



(a) Enkel opplagring.



(b) 4-punkts opplagring.

Figur 4.1: De to ulike opplagringene i laboratorium.

4.1.2 Nedbøyingsforsøk - LVDT

For å estimere stivheten til platene, ble det gjennomført enkle nedbøyningstester. Testene ble gjennomført ved å benytte enkel opplagring slik at enkle bjelkeformler kunne benyttes til analytisk løsning. Platene ble opplagret på halvmåneprofiler for å minimere påvirkningen fra opplagrene.

Nedbøyningen ble målt ved hjelp av LVDT-sensorer plassert under platene. Sensorene som ble benyttet hadde følsomhet på 2 mm, som fra beregninger ble antatt til å være tilstrekkelig. Det ble benyttet tre LVDT-sensorer. Disse ble plassert på midten av platen, én under midten og en på hver side. Disse sensorene måtte presses litt inn for å komme inn i intervallet LVDTene var ment for. Videre ble nedbøyningene tracket med *Catman* i realtid slik at eventuelle feil under trackingen lett kunne oppdages. Lasten som ble påført kom fra en stålbjelke med vekt på 206,6 kg. Lasten ble forsøkt sentrert ved hvert forsøk slik at nedbøyningen skulle bli så lik som mulig mellom de ulike sensorene.

For å minimere eventuelle feilkilder langs opplagrene, ble det på alle platene gjennomført tester med to bjelker. Da ble det først plassert en bjelke på midten av platen som presset den ned på opplagrene. Deretter ble nedbøyningen fra denne nye lasten nullet slik at kun nedbøyningen fra den neste bjelken ble målt.

Det ble gjennomført tester på alle platene, men data fra 2 av platene ble neglisjert da disse ikke lå tilstrekkelig langs rendene. Disse platene hadde fått krumminger grunnet uttørking så deler av partiet som skulle hvile på halvmåneprofilene lå i friluft. Dette medførte at nedbøyningsdatene fra disse platene varierte mye.



(a) Plassering av LVDT-sensorene.

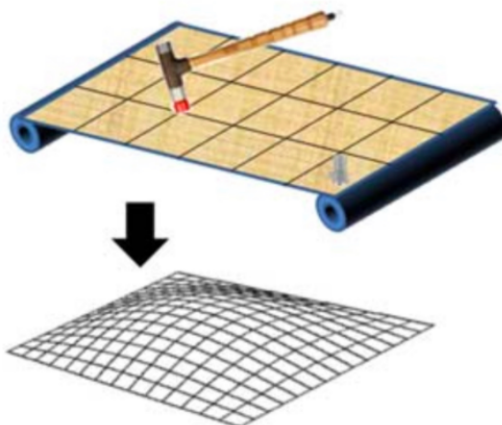


(b) Pålasting av stålbjelke.

Figur 4.2: Bilder fra gjennomføringen av nedbøyningsforsøk.

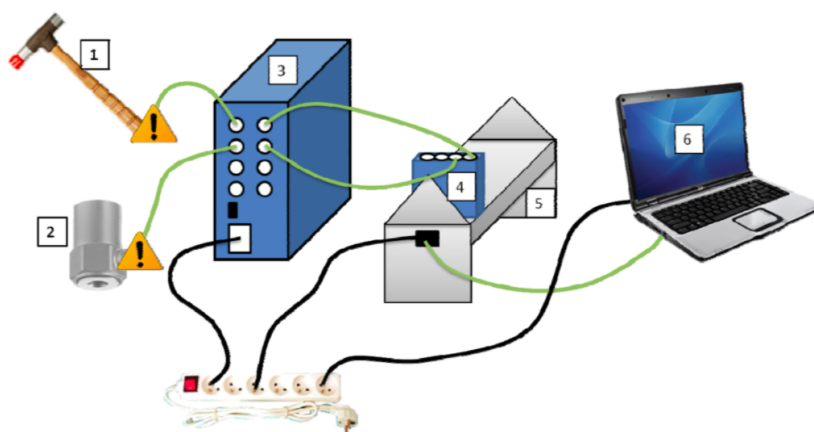
4.1.3 Eksperimentell Modal Analyse (EMA)

All platene som skulle brukes i CLT-konstruksjonen ble testet individuelt med slaghammer først. Denne metoden er mye benyttet for å måle moder og frekvenser. Forsøkene ble gjennomført med en såkalt *roving hammer method*. Ved å benytte denne metoden kan man måle modedefrekvenser, modedemping-rater og modeformer.



Figur 4.3: Illustrasjon av *roving hammer method* [22].

Oppsettet av måleutstyr ble montert i henhold til Modal hammer for Dummies v.1.2 [22]. Slaghammer av typen Brüel & Kjær 8208 ble benyttet med den mykeste tuppen. For å måle og prosessere dataene fra eksperimentet, ble følgende oppsett benyttet:



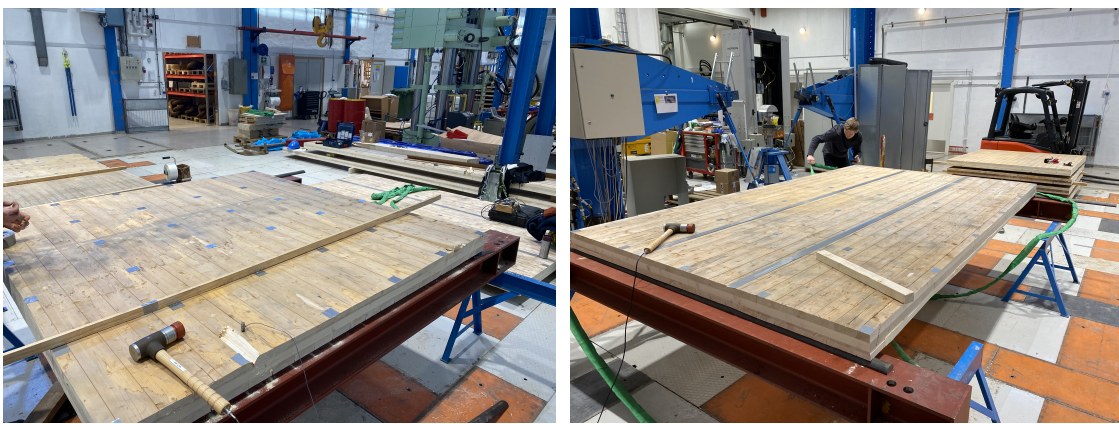
Figur 4.4: Oppsett av eksperiment. 1 = Slaghammer, 2 = Akselerometer, 3 = Strømforstyrker, 4 = NI modul, 5 = NI chassis, 6 = PC [22].

For å oppnå så nøyaktige målinger som mulig, ble det målt opp gridsystem på platene før forsøkene ble gjennomført. Punktene ble plassert utover med lik avstand mellom

seg i både langsgående og transvers retning. Det ble benyttet like gridsystemer på alle veggmodulene og et eget system på etasjeskilleren da denne har større dimensjoner.

Gridsystemet på veggmodulene ble satt til å være et rutenett med $6 * 6$ målepunkter, jevnt fordelt med 390 mm mellom hvert punkt der de ytterste målepunktene lå på randen av platen.

På etasjeskilleren ble det i lengderetning valgt seks målepunkter, jevnt fordelt med 630 mm mellom hvert punkt. I transvers retning ble det valgt fem målepunkter som lå jevnt fordelt med 487,5 mm.

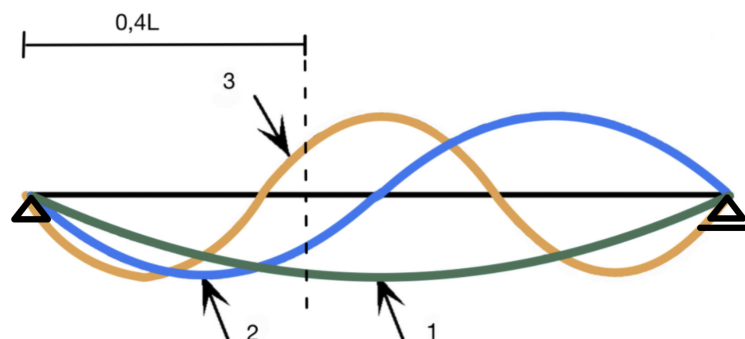


(a) Grid på veggelementene.

(b) Grid på etasjeskilleren.

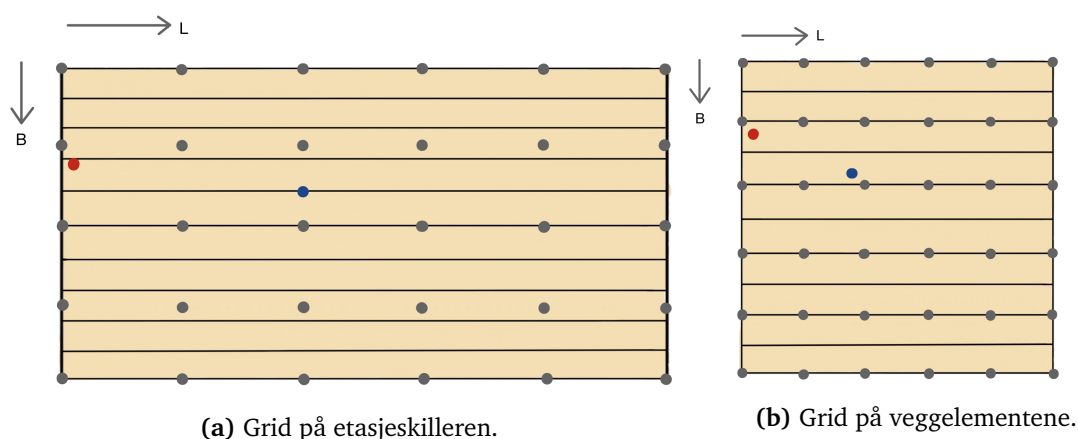
Figur 4.5: Grid på de to ulike platene. De grå kvadratene representerer gridet for begge platene.

Slagene i målepunktene ble utført på en slik måte at hammeren skulle falle kun ved hjelp av tyngdekraften. På den måten var det enklest å oppnå lik slagkraft i alle punkter. Det ble også lagt vekt på å unngå dobbeltslag, altså at hammeren traff platen to ganger på et slag. Antall slag per punkt ble satt til 1 etter anbefaling.



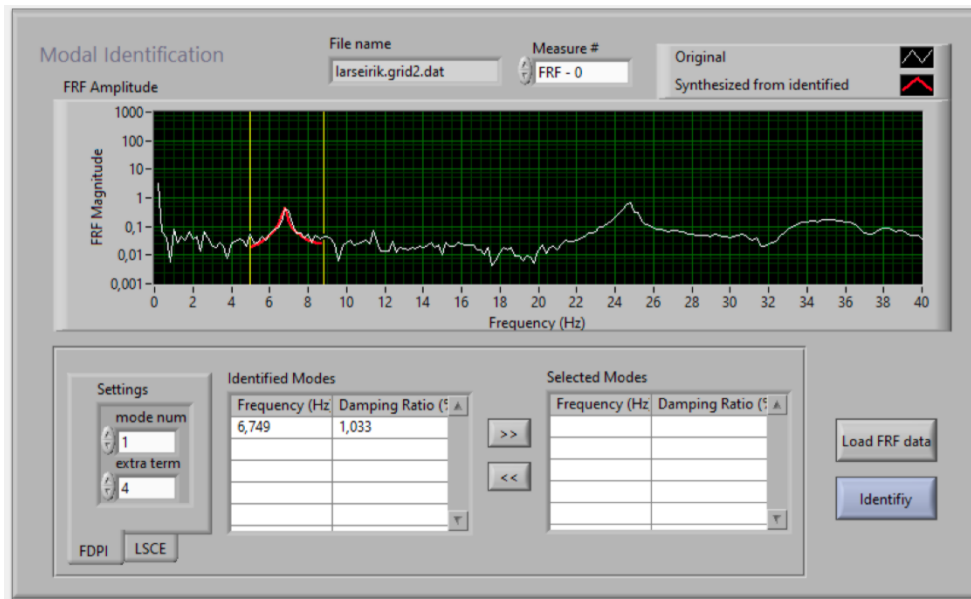
Figur 4.6: De tre første modene til platene i lengderetning med enkel opplagring.

Plasseringen av akselerometeret måtte være slik at det var mulig finne så mange modener som mulig. Ved å se på de første modene til platen i den langsgående retningen for enkel opplagring, ble det bestemt å plassere akselerometeret $0,4L$ og $0,35L$ fra endene. Med disse plasseringene vil man unngå nullpunktene til de tre første modene i den langsgående retningen som illustrert i figur 4.6. I den transverse retningen ble akselerometeret plassert både ved randen, $0,25B$ og $0,4B$. Dette ble justert for å se hvilken konfigurasjon som best kunne gjenskape modene i lengde- og bredderetningen. For 4-punkts opplagring ble akselerometerplasseringen bestemt på grunnlag av Abaqus-modellen for platen. Det ble dermed bestemt å sette akselerometeret tilnærmet på randen og $0,25B$ inn på platen for å fange opp flest modener. Plasseringen for både enkel opplagring og 4-punkts opplagring er illustrert i figuren under.



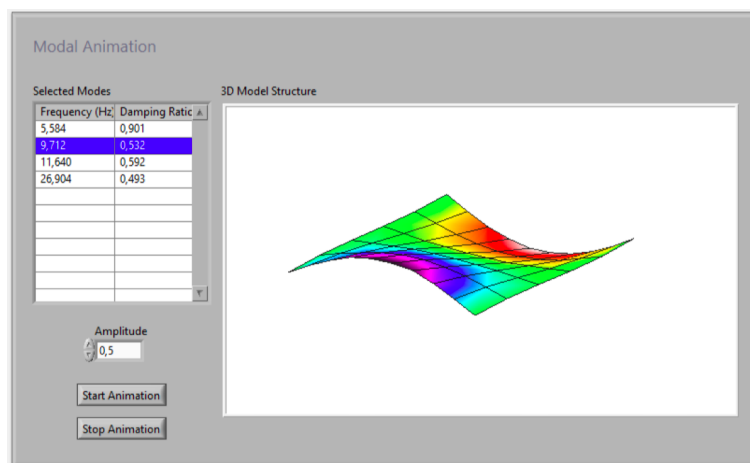
Figur 4.7: Grid og akselerometerplassering på de to ulike platene. Den røde sirkelen representerer plasseringen ved 4-punkts opplagring, mens den blå er ved enkel opplagring.

Etter at forsøkene var gjennomført, ble dataene fra forsøket tolket ved bruk av programmet *Modal Parameter Identification*. Her blir det benyttet kurvetilpasning for å estimere de ulike parametrene fra forsøket. Ut fra kurvetilpasningen kan programmet finne ut egenfrekvensen og dempingstall. Dette kan tydelig ses ved den røde kurven i figur 4.8.



Figur 4.8: Utklipp fra programmet *Modal Parameter Identification*. Den røde kurven viser kurvetilpasning mellom det aktuelle intervallet bestemt ved de gule vertikale strekene.

Etter at kurvetilpasningen er gjennomført for de aktuelle frekvensene, gir programmet ut animasjon for de ulike modene, som illustrert i figur 4.9. Dermed kan animasjonen og frekvensen lett sammenlignes med Abaqus-modell for å kunne se hvilke moder som er funnet og videre sammenligne de eksperimentelle resultatene med de numeriske.



Figur 4.9: Animasjon av moder funnet ved kurvetilpasning.

4.1.4 Analytiske beregninger

For å kontrollere de numeriske simuleringene og for å kunne kontrollere de eksperimentelle verdiene i laboratoriet, ble enkle analytiske beregninger benyttet. For å regne ut både frekvensverdier og nedbøyningsdata for prøvestykkene, ble gamma-metoden, forklart i delkapittel 3.1.1, benyttet for utregning av platenes bøyestivhet. For utregning av teoretisk bøyestivhet, vises det til vedlegg D.1.

4.1.4.1 Teoretisk nedbøyning

Nedbøyningen er beregnet ved hjelp av standard bjelkeformel for en bjelke med enkel opplagring og punktlast.

$$w = \frac{PL^3}{48EI_{eff}} \quad (4.1)$$

Ettersom både nedbøyningen og den teoretiske bøyestivheten er en funksjon av lengden på platen, er nedbøyningen og bøyestivheten beregnet ved hjelp av et matlab-script. Scriptet kan ses i Vedlegg E.1. Beregnet nedbøyning er gitt i tabellen nedenfor:

Lengde [m]	nedbøyning [mm]
2,0	0,226
3,2	0,795

Tabell 4.2: Beregnet nedbøyning for de to aktuelle platelengdene.

4.1.4.2 Teoretisk frekvens

For beregning av den teoretiske frekvensen, er det benyttet samme formel som for frekvensberegning av bjelker med enkel opplagring. Den samme formelen kan brukes for platene gitt at de er enkelt opplagret på endene [19].

$$f_1 = \frac{\pi}{2L^2} \sqrt{\frac{(EI)_{eff}^{1m}}{m}} \quad (4.2)$$

hvor:

- f_1 er den første naturlige frekvensen
- L er lengden på platen
- $(EI)_{eff}^{1m}$ er den effektive bøyestivheten til platen på en referansebredde på 1 meter
- m er massen til platen per meter

Denne formelen kan omgjøres til å gjelde alle de langsgående modene:

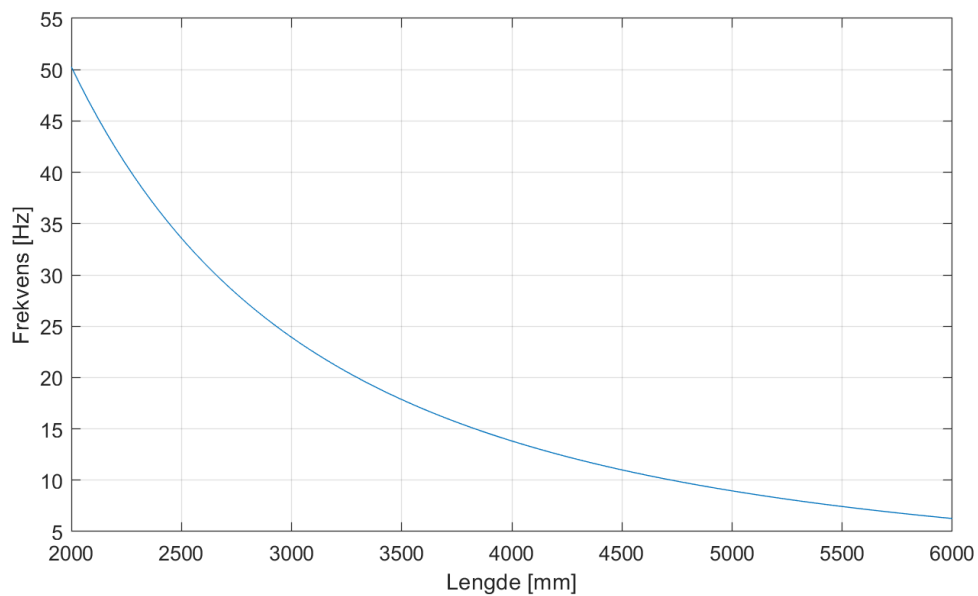
$$f_n = \frac{n^2 \pi}{2L^2} \sqrt{\frac{(EI)_{eff}^{1m}}{m}} \quad (4.3)$$

hvor n er nummeret til moden man ser på.

Ettersom denne formelen er ment for bjelker, vil kun de langsgående modene, som vist i figur 4.6, bli beregnet. Modene på tvers vil ikke kunne beregnes med denne formelen og til dette er det benyttet numeriske verktøy. Beregnet første frekvens i lengderetningen for de ulike platelengdene med enkel opplagring er gitt under:

Lengde [m]	Frekvens [Hz]
2,0	50,27
3,2	21,18

Tabell 4.3: Beregnet første frekvens for de to aktuelle platelengdene.



Figur 4.10: Plott som viser sammenhengen mellom lengde og første frekvens for 3-lags CLT-plate med like materialdata som i tabell 4.1. Beregnet ved bruk av ligning 4.2 og gjelder dermed for enkel opplagring.

4.1.5 Numeriske beregningsmodeller

Til de komplekse numeriske beregningene ble FE-programmet Abaqus/Standard benyttet. Programmet er lagd av *Dassault Systemes* og er hovedprogrammet for FE-modellering for studentene på konstruksjonsteknikk på NTNU. Abaqus ble dermed valgt brukt ettersom forfatterne er kjent med programvaren. Under vil hovedpunktene av modelleringen dekkes. For en grundig gjennomgang av modelleringen, vises det til vedlegg A.1.

4.1.5.1 Modellering av platene

Ved modellering av platene var det fokus på beregningstid og likhet, slik at platene som ble modellert kunne brukes direkte i modelleringen av CLT-konstruksjonen. Derfor ble det valgt å modellere platene med skallelementer istedenfor volumelementer da dette ville gi store tidsbesparelser. Skallelementer konvergerer raskt og krever lite datakraft der lasten foregår i et plan [23].

Skallelementene ble videre modellert som kompositt-plater for å ta hensyn til de ulike materialkvalitetene. Det øverste og det nederste laget ble modellert med fiberretningen langs x-aksen, mens det midterste laget ble modellert med fiberretningen 90° på disse. Materialdataene ble lagt inn som lineært elastiske samt å velge *Engineering constants* som er vist i tabell 4.4. Ved å velge *Engineering constants* tas det hensyn til at lagene har ulik stivhet i de ulike retningene. Det ble valgt å benytte SI-enheter med millimeter som grunnenhet. Dette valget medførte at densiteten til materialene måtte legges inn som $\frac{\text{tonn}}{\text{mm}^3}$.

Materialegenskaper										
Kvalitet	E_1	E_2	E_3	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}	G_{12}	G_{23}	G_{13}	ρ
T8	11500	230	230	0,4	0,4	0,4	720	720	72	4,3E-010
T22	13000	430	430	0,4	0,4	0,4	810	810	81	4,7E-010

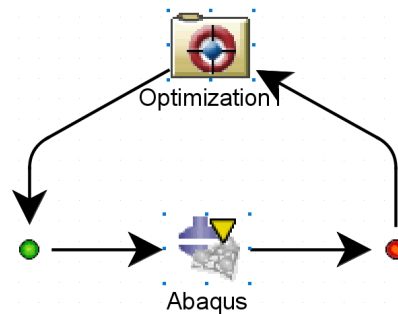
Tabell 4.4: Materialdata brukt i Abaqus. Materialstivheter i MPa og densitet i $\frac{\text{tonn}}{\text{mm}^3}$.

Etter at skallelementene hadde blitt tilegnet det ovenstående, ble elementet meshet. For å ta hensyn til skjærdeformasjoner, måtte det velges en elementtype som tok hensyn til dette. Valget falt på S4-elementer som benytter full integrasjon. Dette elementet benytter også tykkplateteori når skalltykkelsen øker og dermed tar hensyn til skjærdeformasjoner [24]. Størrelsen på elementet ble satt til 25 mm. Denne størrelsen ble bestemt på grunnlag av testing etter den optimale størrelsen. Det ble prøvd flere ulike elementstørrelser for å se hvilken verdi frekvensene konvergente mot og vurdere beregningstiden. Med en elementstørrelse på 25 mm ble det ikke stort bedre resultater med finere mesh, samt at beregningstiden ble ansett som rimelig. At beregningstiden var av ekstra interesse skyldtes optimaliseringsprosessen.

4.1.5.2 Optimalisering i Isight

Til optimaliseringsprosessen ble programmet Isight benyttet. Isight er et ekstraprogram til Abaqus CAE og ble dermed ansett som hensiktsmessig å benytte. Isight gir mulighet for å hente inn en allerede modellert modell for videre å kunne endre ulike verdier som for eksempel materialdata.

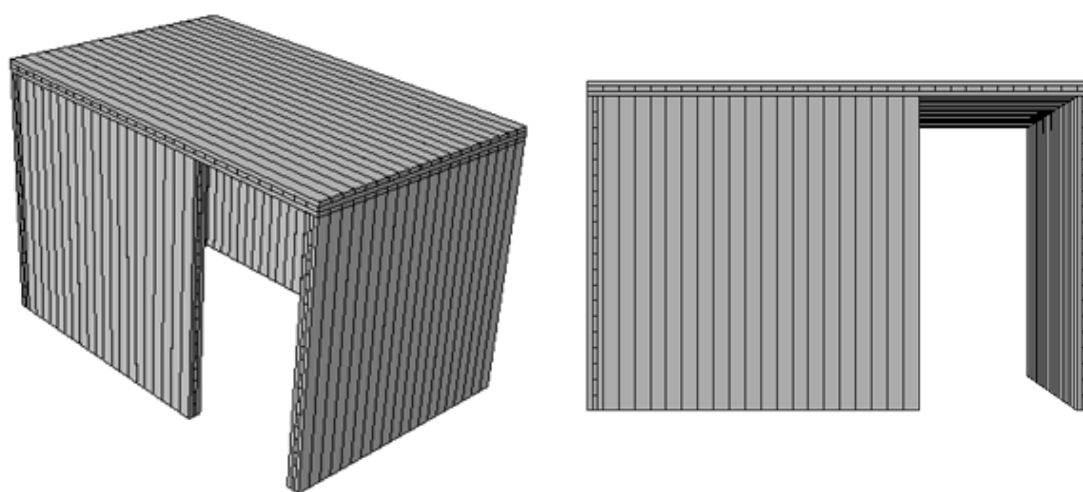
For å starte optimaliseringen, ble det lagd en modell som beskrevet ovenfor. Deretter ble Abaqus valgt som program for input og *Optimization1* valgt som optimaliseringsverktøy. Modellen ble så åpnet i Isight og materialdataene ble valgt som parametere for optimaliseringen. Deretter måtte det velges en algoritme som Isight skulle arbeide etter. Pointer-algoritmen ble valgt da dette er en robust algoritme, men kan bruke lengre tid enn andre algoritmer [25]. For en komplett gjennomgang av prosessen i Isight, vises det til vedlegg B.



Figur 4.11: Dataflyten i Isight. Abaqus er valgt som input og Optimization1 er valgt som optimaliseringsverktøy.

4.2 DEL 2 - CLT-konstruksjon

Til CLT-konstruksjonen er de samme platene som beskrevet under seksjonen 4.1 benyttet. Her vil byggingen av konstruksjonen, oppsettet av forbindelsene og testingen på konstruksjonen forklares. Det grunnleggende om testing ved slaghammer vil ikke gjentas her. Det er benyttet samme metoder som ved enkeltplatene, men det som er annerledes vil belyses.



Figur 4.12: Illustrasjon av CLT-konstruksjonen.

4.2.1 Eksperimentelt oppsett

4.2.1.1 Fundamentering

Til fundamenteringen ble det brukt en ramme av stålplater langs foten av konstruksjonen. Rammen bestod av 4 stålplater sveiset sammen av plater med 300 mm bredde og 20 mm tykkelse. Videre ble rammen festet til stålskinner i gulvet med påsveisende «ører» festet til undersiden av rammen. For komplett plantegning av stålrammen med mål, se vedlegg G.1. Figur 4.13 viser stålplaten og stålskinne som rammen ble forankret i.



(a) Stålrammen hvilende på betonggulv.



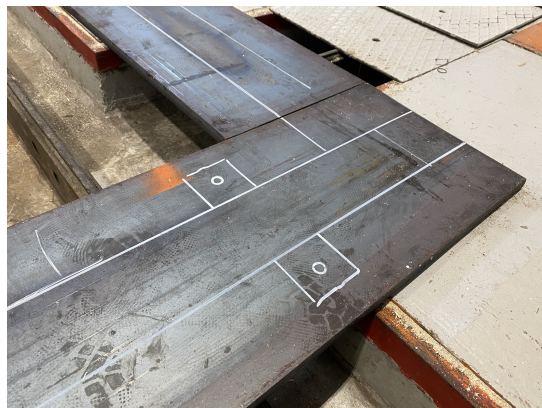
(b) Illustrasjonsbilde av stålskinner i gulvet.

Figur 4.13: Stålrammen brukt til fundamentering mot gulv

For festing av forbindelsene, ble det benyttet M10 bolter og hull ble boret opp i rammen og videre gjenget-opp slik at boltene kunne skrus rett i stålrammen. Dette ble gjort ved å tegne opp hvor alle forbindelsene skulle stå med tilhørende hull til boltene.



(a) Stålramme med korrekt plasserte forbindelser.



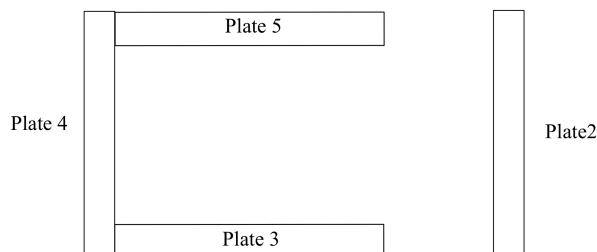
(b) Påtegnet fotavtrykk for veggelementer.

Figur 4.14: Stålrammen med oppteget fotavtrykk for veggelementene og påsatt forbindelser.

4.2.1.2 Konstruksjon

Etter at forbindelsene var festet til stålrammen, startet innheisingen av platene. Innheisingen ble gjennomført ved hjelp av en lab-tekniker og plassert på sine respektive plasser, jfr. figur 4.15. Det kan ses fra figur 4.14 at veggens fotavtrykk ble tegnet opp på rammen slik at veggene lett kunne stilles inn til riktig plassering under innheisingen. Forbindelsene i stålrammen var også plassert slik at veggene skled lett inn mellom forbindelsene. Forbindelsene ble videre festet kant i kant med bunnen av veggene og

den øverste raden med skruer satt inn. Skruene som ble brukt hadde en lengde på $l = 70 \text{ mm}$ og $d_1 = 5 \text{ mm}$.



Figur 4.15: Nummerering av de ulike veggmodulene i konstruksjonen. Plate 1 utgjør taket på konstruksjonen.

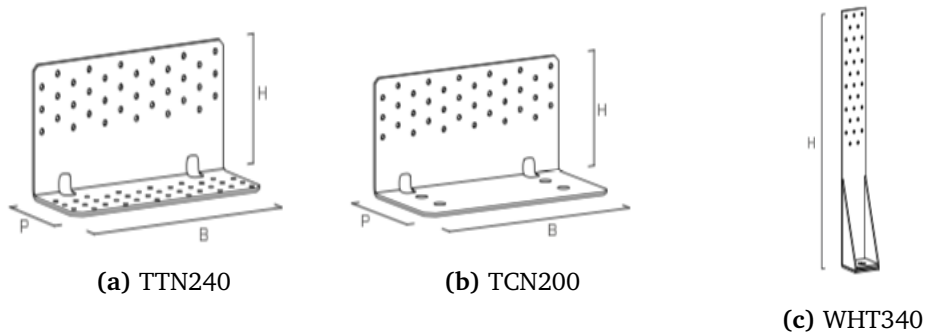
Da alle veggene var plassert korrekt, ble det pålagt xylofon på toppen av veggene. Xylofonen ble pålagt for at strukturen skulle være så virkelighetsnær som mulig.



Figur 4.16: Xylofon pålagt i overgangen mellom vegg og etasjeskiller.

4.2.1.3 Forbindelser

Det benyttes tre ulike forbindelser for å sette konstruksjonen sammen. Veggene og etasjeskilleren festes sammen med TTN240, og til fundamenteringen i bakken brukes to ulike modeller, TCN200 og WHT340. WHT340 festes i bakken med kun én bolt og vil dermed bare kunne ta opp aksialkrefter. TCN200 festes med to bolter og vil i tillegg til aksialkrefter også kunne ta opp skjærkrefter. I og med at konstruksjonen bare skal testes for små vibrasjoner, vil det være irrelevant hvor store krefter forbindelsene i fundamenteringen tåler. De settes på først og fremst for å holde konstruksjonen stabil.

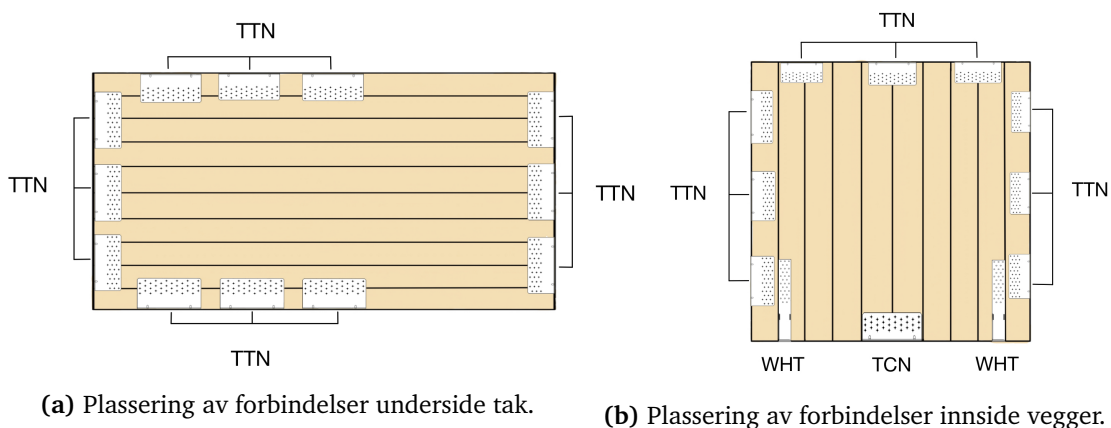


Figur 4.17: Forbindelsestypene brukt i CLT-konstruksjonen.

Påfesting av forbindelser

Ettersom hovedmålet til denne oppgaven er å finne ut hvordan forbindelsene påvirker CLT-konstruksjonens demping og stivhet, var det å ha en plan for monteringen viktig. Påmonteringen måtte skje på en slik måte at det var mulig å følge med på utviklingen av stivhet og dempingstall gjennom hele testprosessen. Det endte opp med følgende fremgangsmåte:

Første steg var å feste på alle forbindelsene med et minimum av skruer, og disse ble festet kun på skrurad 1 (se figur 4.19 og 4.20 for illustrasjon). Det ble benyttet tre forbindelser på alle sidene av konstruksjonen. I fundamenteringen ble det brukt forbindelser på begge sider av veggen for å sørge for best mulig stabilitet. De resterende forbindelsene (alle TTN-forbindelsene) ble montert på innsiden av konstruksjonen. Det ble satt fire skruer på hver rad, én i hvert kanthull og to i midthullene. Grunnen til at ikke alle de seks hullene ble benyttet, var for å spare skruer og tid, samtidig som at de to tomme hullene sannsynligvis ikke utgjorde noen forskjell på resultatene. For WHT-forbindelsene ble alle radene med tre hull benyttet og her ble de to ytterste hullene benyttet. Dette ga i likhet med TTN- og TCN-forbindelsene 6 ulike stivheter.

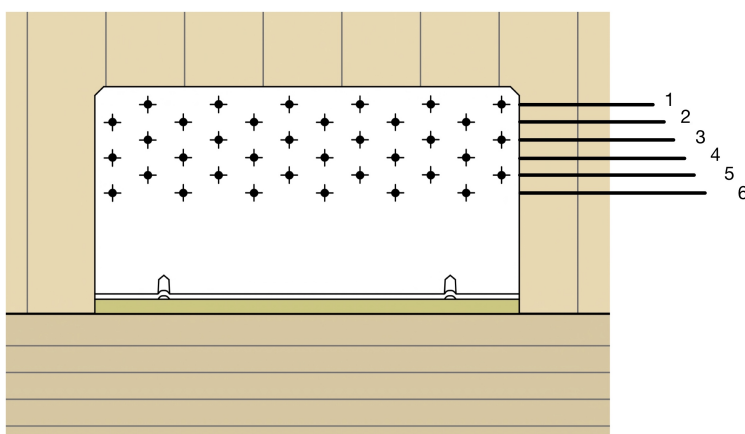


(a) Plassering av forbindelser underside tak.

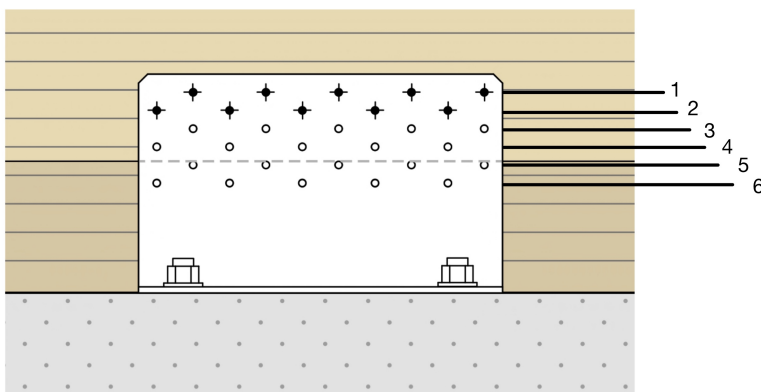
(b) Plassering av forbindelser innside vegger.

Figur 4.18: Illustrasjon av forbindelsesplassing.

Neste steg i prosessen var å gjennomføre test på alle platene med slaghammer, og her ble det gjort to gjennomføringer per plate med ulik akselerometerplassering. På topplata ble det i tillegg gjort forsøk med ANCO. Når forsøkene for runde én var gjennomført, var det klart for ny runde. Neste skruerad i forbindelsene ble da festet med skruer og prosessen som beskrevet over gjentok seg. Det ble altså gjort forsøk over seks steg, helt til alle skrueradene var fylt opp.



Figur 4.19: Rekkefølge på TTN.



Figur 4.20: Rekkefølge på TCN.

Ved å starte med skruer i ytterste skruerad (rad 1 i 4.19 og 4.20) for så å fylle på innover, steg for steg, gjorde det mulig å følge med på utviklingen av stivheten i konstruksjonen. På grunn av avstanden, og dermed momentarmen til de forskjellige skru-

radene, ville forbindelsene gjøre konstruksjonen stivere desto nærmere rad 6 skruene ble festet.

På enkelte steder i overgangene vegg-til-vegg og vegg-til-etasjeskiller, la ikke platene seg helt inntil hverandre. Dette skyldes deformasjoner i de ulike treplatene på grunn av uttørking. Glippene ble målt etter hver nye påsatte skruerad for å se hvor mye platene tilslutt ble presset sammen. Dette resulterte også i at noen av TTN-forbindelsene ble stående i spenn.

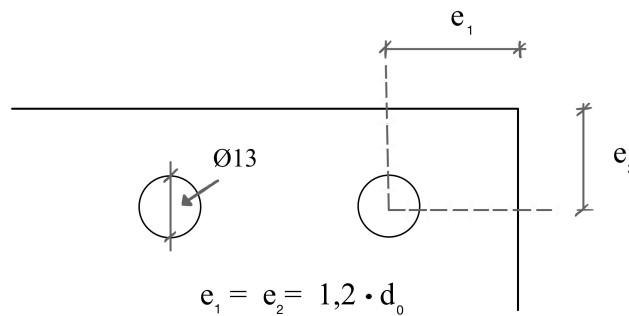


Figur 4.21: TTN-forbindelsen i spenn. Det kan ses såvidt på bilde at det er en glippe mellom xylofonen og taket som var tilfellet ved de første rundene. Xylofonen er her ikke komprimert.

Det kan ses av figur 4.21 at forbindelsen er satt i høyde med toppen av veggen. Dette var gjort i et forsøk på å tvinge topp-platen ned slik at den lå nede på xylofonen langs denne overgangen. Dette har videre bidratt til tvangskrefter i konstruksjonen som potensielt vil spille en rolle. Likevel ble det ansett som mer ønskelig å få topp-platen til å ligge nedpå xylofonen enn å ha topp-platen støttet kun ved forbindelsen. Det var tenkt at ved å ha platen presset ned langs xylofonen at strukturen ville være mer virkelighetsnær enn uten. Hvis platen kun hadde vært støttet opp ved forbindelsene ville platen vært mer punktopplagret og struktureffekten ville blitt mindre. Alle uønskede avstander i strukturen er dokumentert og målt ved alle tilstrammingene og kan ses i vedlegg F.

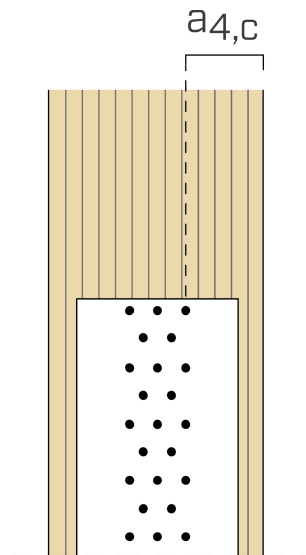
Avstander i forbindelsene

I og med at CLT-konstruksjonen forankres i en stålramme på bakken, var det hensiktsmessig å finne ut minimumsavstander for kant-/endeavstand for stålforbindelser. Eurokode 3 for stålforbindelser setter krav til avstand $1,2 \cdot d_0$ fra kant og ende, der d_0 er diameteren på boltehullet. Det vil si en avstand på $1,2 \cdot 13 \text{ mm} = 15,6 \text{ mm}$.



Figur 4.22: Kantavstand stålplater.

Det var også hensiktsmessig å se på kantavstander for skruene som skulle forankre CLT-konstruksjonen med stålforbindelsene. Rothoblaas, som leverer forbindelsene, har satt krav til 12,5 mm for avstand mellom ytterste skruhull og kant på vegg. Følgelig er forbindelsene i strukturen plassert innenfor minimumskravet fra Eurokode. Figur 4.23 viser dette der $a_{4,C} > 12,5 \text{ mm}$.



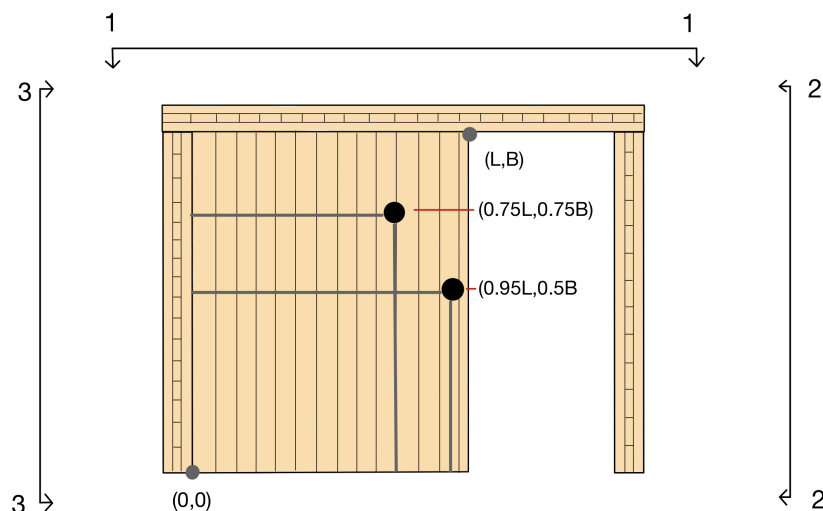
Figur 4.23: Kantavstand for skruer [26].

4.2.2 Eksperimentell modal analyse

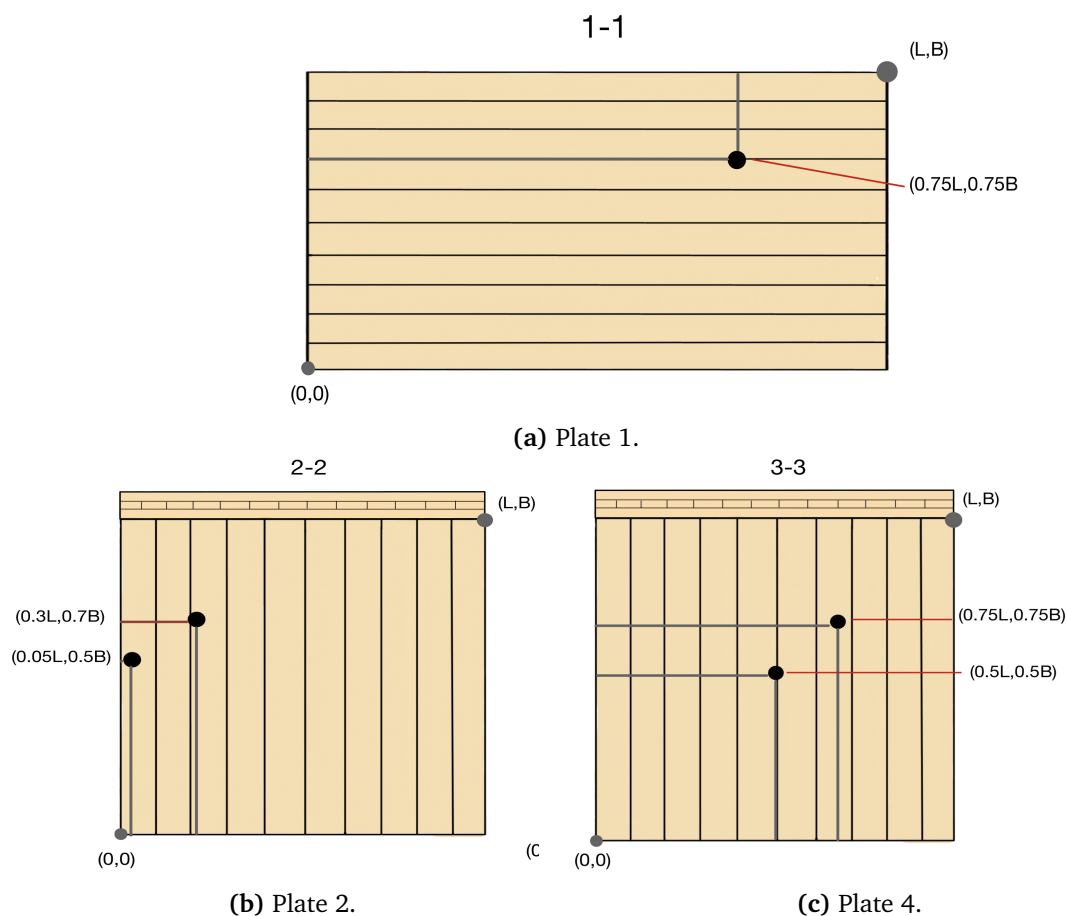
I likhet med testingen av platene enkeltvis, ble hele CLT-konstruksjonen testet med slaghammer. Testingen av platene i konstruksjonen ble gjennomført med det samme gridsystemet ettersom dette allerede var tegnet opp på alle platene. Alle platene ble også plassert slik i konstruksjonen at gridsystemet pekte utover og dermed var de samme punktene lett tilgjengelige.

Før de ordentlige testene ble gjennomført på CLT-konstruksjonen, ble det gjennomført flere testrunder for å se hvor gode resultater som kunne forventes. Dette viste seg å være en god avgjørelse da resultatene fra testrunden ga sprikende resultater. Testingen av veggene ga svært dårlige resultater, mens testingen av topp-platen ga svært gode resultater. Både FRF-spekteret og animasjonene som analyseprogrammet ga, var av en slik kvalitet at bare noen høyere moder kunne ses for veggelementene. Dermed ble det forsøkt å flytte akselerometeret rundt slik at forsøkene kunne prøve å fange opp ulike moder basert på akselerometer-plasseringen, men dette ga heller ikke stort bedre resultater. Det ble dermed valgt å klargjøre konstruksjonen og starte testingen på tross av dårlige resultater for veggene i konstruksjonen. Dette i håp om at resultatene potensielt kunne bli bedre med stivere forbindelser.

For å ikke kaste bort tid på å tvinge frem gode resultater for veggene, ble det bestemt å teste hvert element 2 ganger med ulik akselerometer-plassering. Dette ble gjort for alle veggene for å se om flere moder kunne identifiseres. Akselerometerplasseringen ble valgt ulikt for de ulike veggene ettersom de hadde ulike grensebetingelser. Plasseringen ble valgt på grunnlag av Abaqus-modellen som beskrives senere. Fra modellen ble det forsøkt å se hvor akselerometeret måtte plasseres for å identifisere flest moder. Plasseringene er illustrert under.



Figur 4.24: Grunnlag for figur 4.25 og akselerometer-plassering for plate 3 og 5.



Figur 4.25: Illustrasjon av de ulike akselerometer-plasseringene.

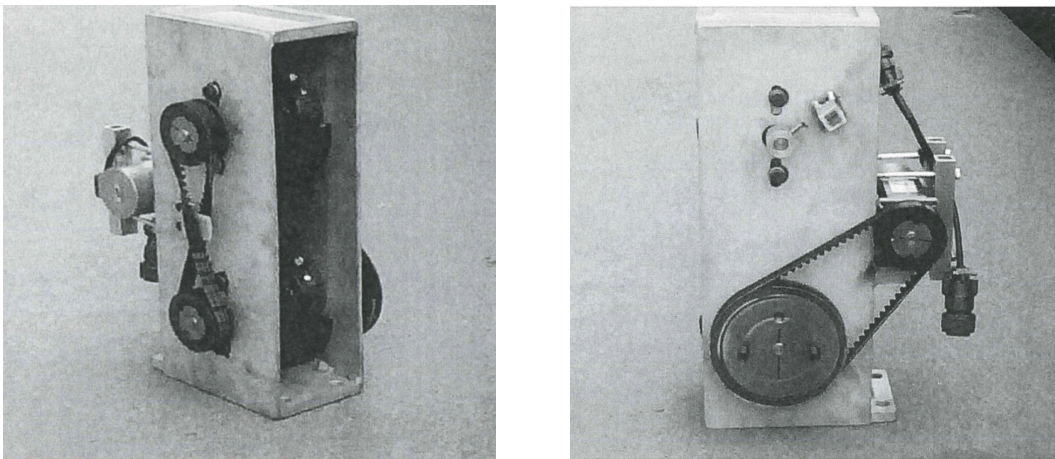
Kommentar til plassering av akselerometert

Det ble tipset på den 4. gjennomføringen at akselerometeret i teorien skal plasseres bak en av nodene i gridsystemet. Forfatterene var av den oppfatningen at akselerometeret burde plasseres på det punktet som ville gi størst bevegelse for flest mulig moder og var ikke klar over at dette punktet skulle velges bak en av nodene. Teorien bak slaghammer-testingen tilsier at et referansepunkt skal ligge bak en av nodene under testing. På den andre siden har broparten av akselerometer-plasseringene ligget nærme en node, men noen har ligget midt i mellom to noder.

Det ble videre forsøkt å finne ut av hvor mye dette hadde å si for forsøkene som hadde blitt gjennomført. Dermed ble flere av platene sjekket for å se om resultatene ble bedre. Dette resulterte i tilsynelatende bedre resultater for noen plater, men betraktelig dårligere resultater for topp-platen. Det ble dermed bestemt å videreføre plasseringen for topp-platen slik den hadde blitt plassert i samråd med en veileder og doktorgradstipendiat innen dynamikk. For de platene med manglende resultater, ble derimot akselerometeret forsøkt plassert bak en node.

4.2.3 ANCO

For å ha flere data på frekvens og demping ble det også gjennomført tester med en ANCO-maskin. ANCO-maskinen består av to roterende skiver med justerbar eksentrisitet som gir en harmonisk lastfrekvens. Kraften i horisontalretning fra de to skivene motvirker hverandre slik at lasten horisontalt er tilnærmet null. Eksentrisiteten stilles inn etter ønsket harmonisk kraft i vertikalretning [27].



Figur 4.26: Illustrasjon av ANCO-maskinen.

For å fange opp første frekvens for topp-platen, ble maskinen plassert på midten av platen og eksentrisiteten på maskinen ble satt til den laveste innstillingen på 10%. Denne eksentrisiteten ble valgt på grunnlag av maskinens maksimale anbefalte kraft og den forventede frekvensen til platen. På grunnlag av testing med slaghammer ble det forventet en frekvens i området under, men tett opp mot, 30 Hz. Etersom ANCO-maskinen har en anbefalt øvre grense på 500 N eller 30 Hz var dermed den maksimale eksentrisiteten 11%. Kraft og eksentrisitet er beregnet ved hjelp av følgende ligning:

$$F = MR * (f * 2 * \pi)^2 \quad (4.4)$$

Hvor;

- F Kraft (N)
- MR Eksentrisitet (kg-m)
- f Rotasjonshastighet (Hz)

Innsatt for maksimal kraft og ønsket frekvens på 30 Hz gir dette:

$$MR = \frac{F}{(2 * f * \pi)^2} = \frac{500N}{(2 * 30Hz * \pi)^2} = 0,01407kg - m \quad (4.5)$$

som tilsvarer en maksimal eksentrisitet på 11% [27].

Akselerometeret ble plassert ved siden av ANCOen, og den fanget opp platebevegel- sene der dataene så ble registrert i programmet *Catman*. Fra programmet *Catman* ble det generert en datafil som ble tolket ved hjelp av Matlab for å finne dempingstallet. I matlabkoden i vedlegg E.5 er teorien om demping i seksjon 3.3 brukt for å estimere dempingen fra data-filene generert fra forsøkene.

4.2.4 Analytiske beregninger

4.2.4.1 Stivhet til TTN240 forbindelsene

For å modellere forbindelsene må først stivheten til forbindelsene beregnes. Ettersom det ikke er interessant å se på styrken til forbindelsene vil beregningene basere seg på å finne stivheten.

Stivhet for skruene

For å beregne stivheten til skruene i aksial- og skjærretningen er formler hentet fra produsentens tekniske godkjenning, ETA-11/0030:

$$K_{ser,ax2} = 780 * l^{\frac{4}{10}} * d_1^{\frac{2}{10}} \quad (4.6)$$

$$K_{ser,v2} = 2 * \frac{\rho_m^{1.5} * d_1}{23} \quad (4.7)$$

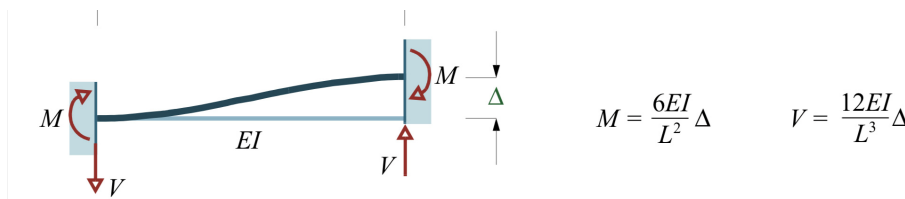
Innsatt for verdiene, $l = 70 \text{ mm}$, $d_1 = 5 \text{ mm}$ og $\rho_m = 470 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$:

$$K_{ser,ax2} = 780 * 70^{\frac{4}{10}} * 5^{\frac{2}{10}} = 5887,5 \frac{\text{N}}{\text{mm}} \quad (4.8)$$

$$K_{ser,v2} = 2 * \frac{470^{1.5} * 5}{23} = 4430,2 \frac{\text{N}}{\text{mm}} \quad (4.9)$$

Stivhet for stålvinkelen

Stivheten til stålvinklene finnes det etter forfatterens kunnskap ingen formler for. For å estimere stivheten til stålvinkelen er det dermed valgt å benytte enkle bjelkeformler. Det er antatt at både vinkelen og punktet hvor skruene er satt inn er tilnærmet fast innspent. Følgende bjelkeformel er dermed benyttet til å estimere stivheten:



Figur 4.27: Bjelkeformel med to innspenne ender.

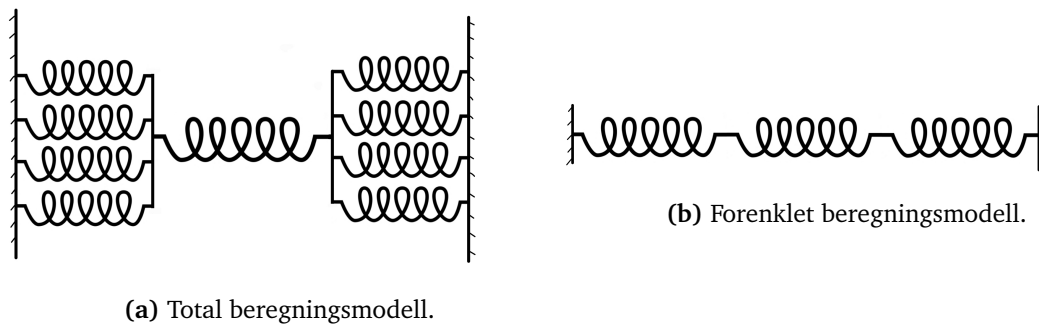
Ved bruk av bjelkeformelen ovenfor blir stivheten for vinkelen:

$$K_{vinkel} = \frac{V}{\Delta} = \frac{12EI}{L^3} \quad (4.10)$$

Ettersom stivheten er avhengig av lengden vil stivheten til vinkelen øke med økt antall rader festet. Den vil også variere for de tre kraftretningene.

Total stivhet

For å beregne den totale stivheten er det benyttet enkle sammenhenger med fjærer i serie og parallell. Ettersom det settes inn fire skruer per runde vil skruene på en rad være i parallell. Grunnlaget for beregningen er illustrert i figur 4.28.



Figur 4.28: Beregningsgrunnlag for forbindelsesstivhet.

Ved å kombinere formler for fjærer i serie og parallell får vi følgende sammenheng for stivhet per runde:

$$\frac{1}{K_{eq}^i} = \frac{1}{4 * i * K_{ser,ax2}} + \frac{1}{4 * i * K_{ser,v2}} + \frac{1}{K_{vinkel}} \tag{4.11}$$

Hvor i=1,2,3,4,5,6, og nummeret på innsatt skruerad.

Formel 4.11 er videre brutt ned i 3 formler for de ulike retningene til forbindelsene:

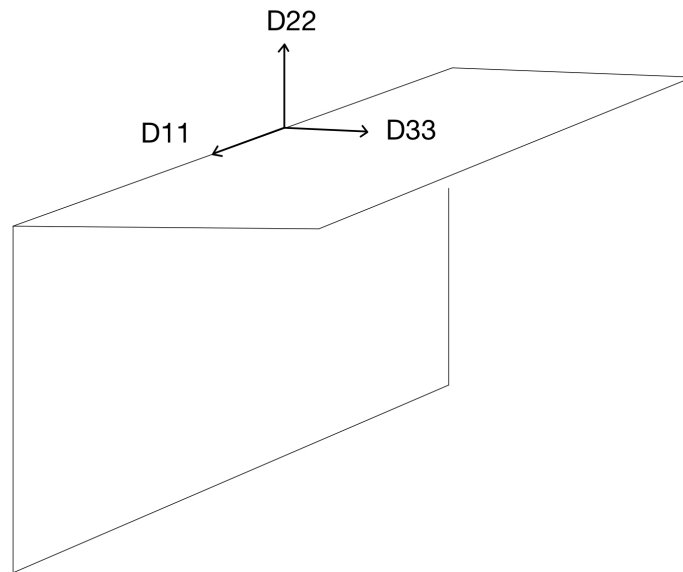
$$\frac{1}{K_{D11}} = \frac{2}{4 * i * K_{ser,v2}} + \frac{1}{K_{D11vinkel}} \tag{4.12}$$

$$\frac{1}{K_{D22}} = \frac{1}{4 * i * K_{ser,ax2}} + \frac{1}{4 * i * K_{ser,v2}} + \frac{1}{K_{D22vinkel}} \tag{4.13}$$

$$\frac{1}{K_{D33}} = \frac{1}{4 * i * K_{ser,ax2}} + \frac{1}{4 * i * K_{ser,v2}} + \frac{1}{K_{D33vinkel}} \tag{4.14}$$

der D11, D22 og D33 er de lokale aksene i samsvar med notasjonen i Abaqus, se figur 4.29.

For å gjøre disse utregningene så enkle som mulig er ExCel benyttet. Tabell 4.5 og 4.6 er tatt direkte fra regnearket og her er $K_{ser,ax2,tot}$ og $K_{ser,v2,tot}$ denne totale stivheten for skruene på hver side av vinkelen. Den totale stivheten er funnet ved å multiplisere skruens stivhet med rundennummeret og 4 som er antallet skruer ekstra per runde.



Figur 4.29: Lokale akseretninger i samsvar med notasjonen i Abaqus.

Runde	$K_{ser,ax2,tot}$	$K_{ser,v2,tot}$	D11 Vinkel	D22 vinkel	D33 vinkel
1	23548	17720	1211441,22	2379,91	1022,39
2	47096	35440	1682038,63	3498,05	1360,8
3	70644	53160	2431643,94	5442,18	1866,67
4	94192	70880	3701854,56	9140,43	2657,81
5	117740	88600	6035857,03	17115,47	3967,35
6	141288	106320	10827431,1	37866,27	6300

Tabell 4.5: Verdier for stivheter for de ulike rundene. Alle verdier er i $\frac{N}{mm}$.

Total stivhet per TTN240 forbindelse

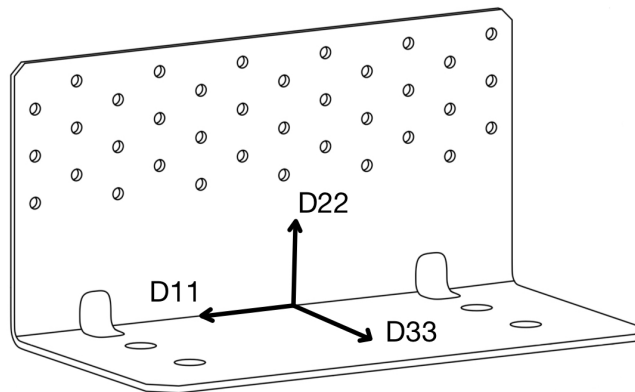
K_{D11}	K_{D22}	K_{D33}
8795,67	1926,469323	928,50
17535,27	2982,19	1275,00
26292,59	4614,32	1758,46
35103,93	7455,51	2493,93
43977,23	12786,64	3678,67
52900,27	23314,35	5707,32

Tabell 4.6: Verdier for den totale stivheten per forbindelse. Alle verdier er i $\frac{N}{mm}$.

4.2.4.2 Stivhet til forbindelsene mot fundamenteringen

TCN

For forbindelsene brukt i fundamenteringen er det samme prinsippet som for TTN benyttet, men det er gjort flere forenklinger her. Det er antatt at stivheten i D33-retningen, jfr. figur 4.30 og 4.31, er uendelig å dermed fastholdt i denne retningen. Denne antagelsen er gjort ettersom det er en TCN-forbindelse på hver side av vegg og disse er videre plassert tett inntil vegg. Stivheten i denne retningen blir dermed stivheten til 4 og 2 M10 bolter for hhv. TCN- og WHT-forbindelsene. Disse skruene er antatt stivere enn resten av forbindelsen og dermed valgt fastholdt. For de resterende kraftretningene er utregningene tilsvarende som for TTN. For en komplett utregning vises det til vedlegg D.2.2 og D.2.3.



Figur 4.30: TCN-forbindelsen med lokale akseretninger som er benyttet i Abaqus-modellen.

For beregning av de to resterende kraftretningene brukes følgende formel:

$$\frac{1}{K_{eq}^i} = \frac{1}{2 * 4 * i * K_{ser,v2}} + \frac{1}{K_{vinkel}} \quad (4.15)$$

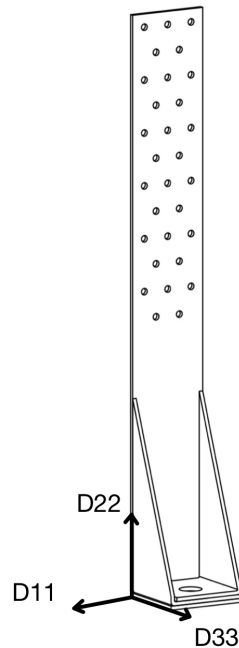
Total stivhet per TCN forbindelse

K_{D11}	K_{D22}	K_{D33}
17638	8859	-
35192	11812	-
52754	13288	-
70373	14175	-
88068	14765	-
105837	15187	-

Tabell 4.7: Verdier for den totale stivheten av TCN forbindelser. Alle verdier er i $\frac{N}{mm}$.

WHT

WHT-forbindelsen kan i teorien ikke ta skjærkrefter, men skjærstivheten er likevel beregnet her. For D22-retningen blir stivheten bestemt av skruene i skjær, mens for D11-retningen må det også tas hensyn for lengden fra bunnen av forbindelsen til festet skruerad. For denne D11-retningen er samme bjelkeformel benyttet som i figur 4.27.



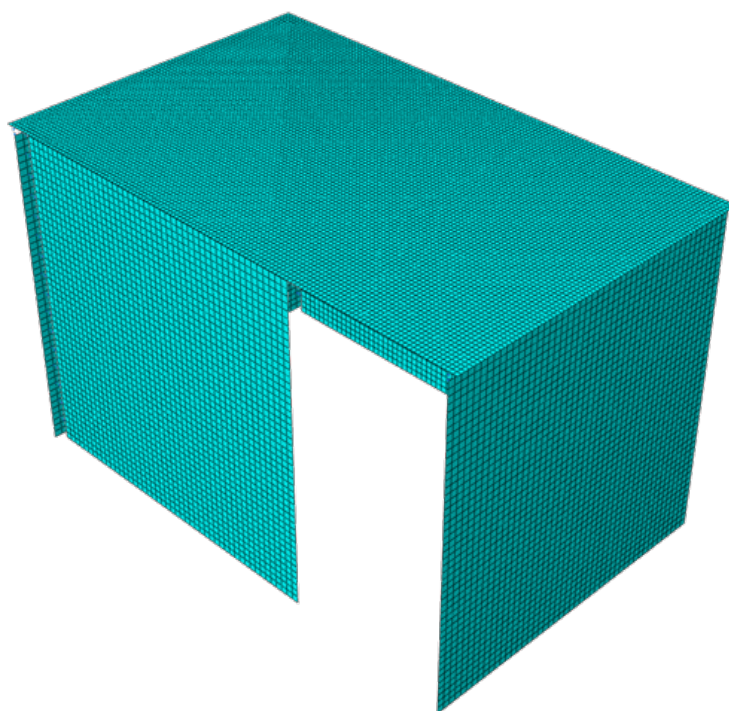
Figur 4.31: WHT-forbindelsen med lokale akseretninger som er benyttet i Abaqus-modellen.

Total stivhet per WHT forbindelse		
K_{D11}	K_{D22}	K_{D33}
2489	8860	-
3631	17720	-
5027	26580	-
6991	35440	-
9919	44300	-
14448	53160	-

Tabell 4.8: Verdier for den totale stivheten per forbindelse. Alle verdier er i $\frac{N}{mm}$

4.2.5 Numeriske beregningsmodeller - Abaqus

Elementene i modelleringen av CLT-konstruksjonen er modellert likt som for platene. Følgelig er det benyttet S4-elementer som benytter full integrasjon og mesh-størrelsen er omtrent 25 mm. Alle elementene er også konstruert som kompositt-plater hvor platene har blitt konstruert lag for lag. Hvert lag er bygd opp av de samme materialparametrene som for platene og det er antatt en lineær elastisk sammenheng. Ettersom frekvensen er av interesse er også densiteten til hvert lag lagt inn. Den store forskjellen er dermed hvordan konstruksjonen er satt sammen. For en grundig gjennomgang av modelleringen vises det til vedlegg A.2.



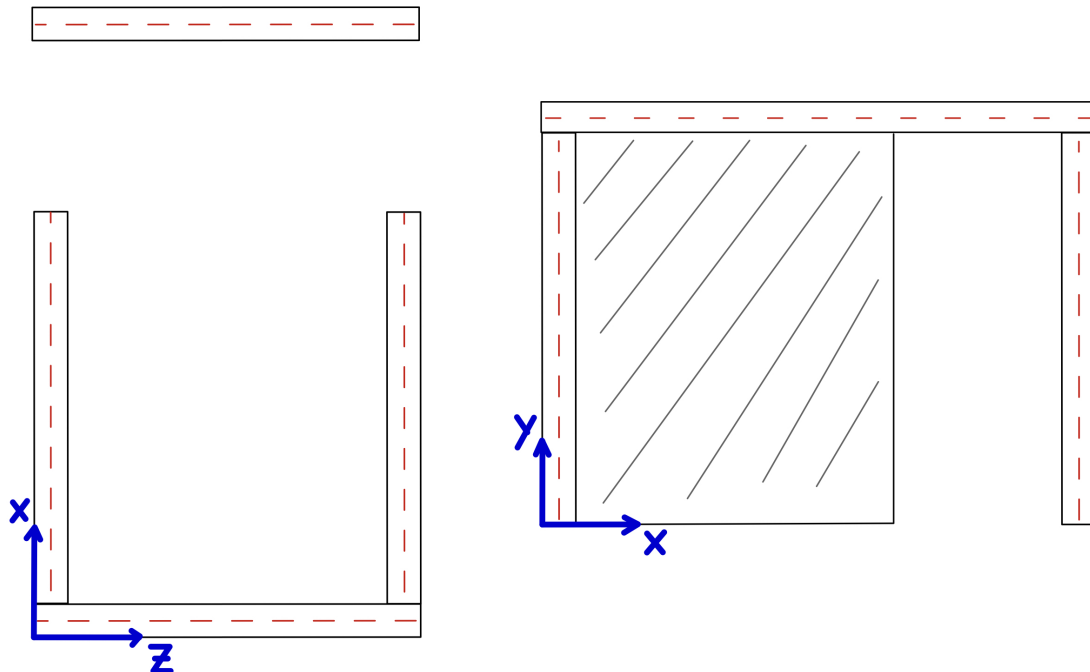
Figur 4.32: Mesh i CLT-konstruksjonen.

4.2.5.1 Modellering

Modellen er satt sammen av totalt 5 skallelementer. Hvorav fire av disse danner veggene i konstruksjonen og den siste platen utgjør taket. De fire veggene har samme geometri og har målene 2000x2000x100 mm, mens taket i konstruksjonen har målene 3200x2000x100 mm.

Ettersom skallelementene ikke har noen utstrekning i høyden blir plasseringen av de ulike delene viktig. Utstrekningen til elementene er modellert fra senter av elementene som medfører at platene i Abaqus har 50 mm tenkt utstrekning fra hver flate. Dette medfører igjen at platene må modelleres 50 mm fra hverandre og de må plasseres med

tanke på egne senterlinjer. Plasseringen av de ulike delene er illustrert i figur 4.33 hvor elementene er plassert på de rødstiplede linjene.

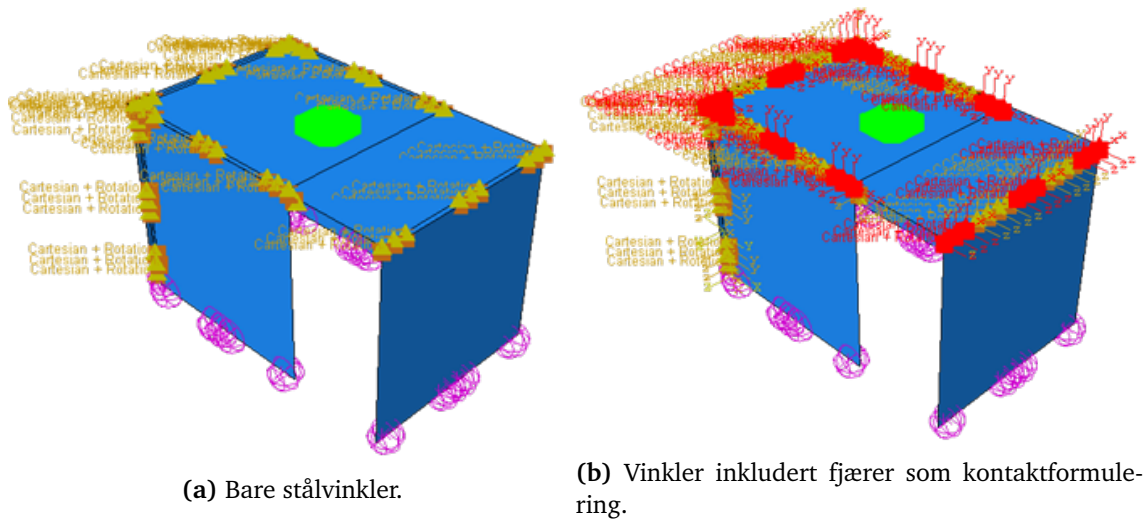


Figur 4.33: Plassering av skallelementene i Abaqus.

4.2.5.2 Forbindelser

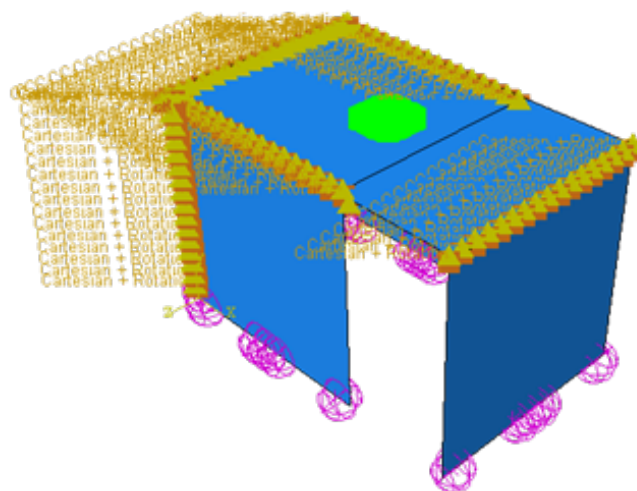
Etter at de ulike delene er plassert riktig i forhold til hverandre må platene kobles sammen. Dette er gjort ved bruk av fjærer med 6 frihetsgrader i Abaqus. Ved bruk av fjærer kan man lett øke stivheten til forbindelsene i samsvar med det som er beregnet i seksjon 4.2.4.1. Fjærstivhetene som er beregnet har tatt i bruk Hookes lov og følgelig er fjærene i modelleringen lineært elastiske.

For å plassere fjærene i modellen må alle delene bli delt opp (partition) slik at man har start- og endepunkter for fjærene. Denne oppdelingen går det nærmere inn på i vedlegg A.2, men oppdelingen resulterte i 16 deler som videre ga 17 fjærer for hver overgang. Med denne oppdelingen ble det ikke unødvendig mange deler og oppdelingen ga ikke problemer for meshet som det viste seg å gi ved en finere oppdeling. Dette antallet oppdelinger viste seg også hensiktsmessig for å gi riktig utstrekning av stålvinklene i modellen. Ved å benytte seg av 3 fjærer per vinkel ga dette en utstrekning på 250 mm mot stålvinkelens 240 mm som ble ansett som tilnærmet riktig. Av denne grunnen er den utregnede totale stivheten, for hver stålvinkel inkludert skruer, delt på tre for å ta hensyn til de tre modellerte fjærene per vinkel.



Figur 4.34: Modell med modellert stålvingler som fjærer og modell inkludert kontaktformulering ved hjelp av fjærer.

Et problem ved å modellere med skallelementer viste seg å være kontaktformuleringen mellom de ulike delene. Dermed ble også konstruksjonen modellert med en annen fremgangsmåte for å se på forskjellene. Her ble ikke stålvinglene modellert der de var plassert, men heller fordelt utover hele overgangen. Dermed ble stivheten til tre stålvingler fordelt utover 17 fjærer i et forsøk på å eliminere kontaktformuleringen i Abaqus.



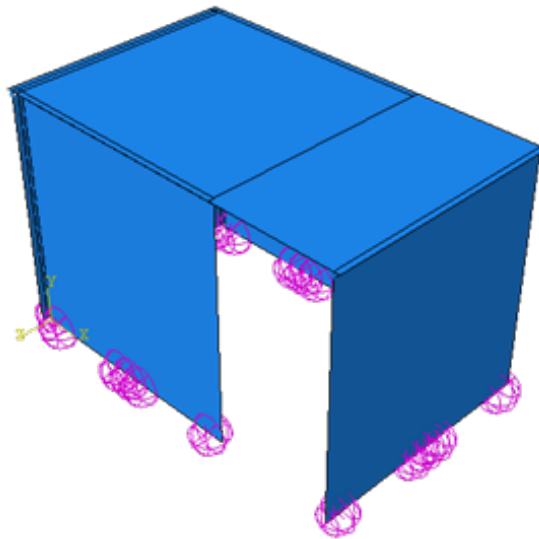
Figur 4.35: Modell for stivhet per løpemeter.

4.2.5.3 Xylofon

I overgangen mellom vegg og tak i konstruksjonen ble det også plassert en 6 mm tykk xylofon. Som et forsøk på å eliminere problemene med kontaktformulering ble det også lagt inn ekstra fjærer langs alle overgangene for å simulere xylofonen. Ettersom xylofonen ligger under press vil xylofonen presse topp-platen opp, men vil ha en stivhet ved kompresjon. Xylofonen er kun inkludert som fjærer med 1 frihetsgrad i global y-retning som kan ses i figur 4.33. I begge modellene er xylofonstivheten inkludert i alle de 17 fjærene og stivheten er variert for å se påvirkningen stivheten til xylofonen har på modellen. Den faktiske kompresjonsstivheten er funnet ved å anta 10% kompresjon og benytte E-modulen for 10% kompresjon som er å finne i Rothoblaas sin produktkatalog [26]. Utregningen av denne stivheten er funnet ved å anta et lineært elastisk materiale og følge Hookes lov. Utregningen kan ses i vedlegg D.3.

4.2.5.4 Fundamentring

Etter at konstruksjonsdelene er satt sammen må konstruksjonen forankres til bakken. Dette gjøres ved bruk av fjærer til bakken. WHT-forbindelsene er modellert med 1 fjær ettersom disse har liten utstrekning, mens TCN-forbindelsene er modellert med tre fjærer som gir en utstrekning tilsvarende geometrien på forbindelsen. Nedenfor er modellen illustrert med fjærer til bakken.



Figur 4.36: Opplagerbetingelsene i modellen.

Disse forbindelsene har en ulik stivhet enn TTN240 forbindelsene og det vises til seksjon 4.2.4.2 for denne utviklingen.

4.2.5.5 Inkluderingen av ANCO-maskinen

Ettersom ANCO-maskinen var påmontert topp-platen gjennom alle forsøkene måtte også denne modelleres inn i modellen for å ta hensyn til den ekstra vekten. ANCO-maskinen ble målt til å veie 27,7 kg. Vekten ble satt tilnærmet 28 kg ettersom vekten til skruene og mutterene for å feste ANCOen ikke var inkludert i vekten. Denne vekten ble videre inkludert som ekstra node-masse fordelt utover 13x13 noder tilsvarende utstrekningen til maskinen (300x300 mm). Ettersom det er benyttet SI-systemet med *mm* som grunnenhet måtte vekten legges inn som tonn per node. Denne ekstra massen kan ses inkludert i figur 4.35 og 4.34 ved det lysegrønne området. Området er rektangulært selv om figurene viser et området som ikke er rektangulært. Dette skyldes grafikken i Abaqus.

Kapittel 5

Resultater

I dette kapittelet vil resultatene fra de ulike forsøkene i laboratoriet og Abaqus bli presentert. Det er gjort en omfattende mengde forsøk så forfatterne ser det hensiktsmessig og fremstille store deler av resultatene grafisk og gjennom tabeller. Videre er kapittelet delt i to seksjoner slik at leseren lett skal få oversikt over hva som fremstilles. I den første seksjonen vil resultatene fra de enkelte platene bli presentert og i påfølgende seksjon presenteres resultatene for CLT-konstruksjonen.

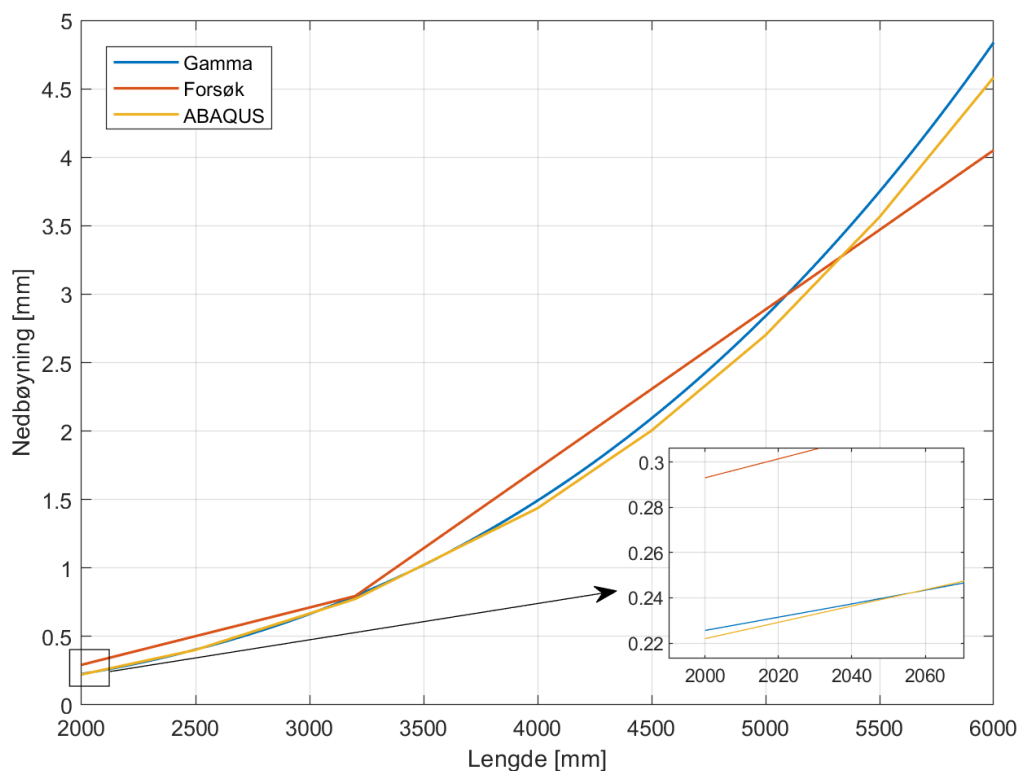
5.1 Platene enkeltvis

5.1.1 LVDT

For å estimere stivheten til platene ble det gjennomført enkle nedbøyningsforsøk som beskrevet i 4.1.2. Nedbøyningen som var av interesse var den umiddelbare nedbøyningen, så nedbøyningen som ble registrert ble tatt etter at trackingen ble stabilisert. Det er dermed ikke tatt hensyn til krep. For å ha et større sammenligningsgrunnlag med tanke på betydningen av lengden av platen og nedbøyning er data fra forfatterenes prosjektoppgave inkludert her. Dataene kommer fra samme CLT-plate som er brukt i denne masteroppgaven, men spennet på platen er 6,0 meter.

	L=6,0m*	L=3,2m	L=2,0m
Forsøk	3,376 mm	0,795 mm	0,293 mm
Abaqus	3,694 mm	0,765 mm	0,222 mm
Beregnet	3,856 mm	0,795 mm	0,226 mm

Tabell 5.1: Nedbøyning av platen i mm fra Abaqus, håndberegning og laboratorieforsøk.
*Nedbøyningsdata for lengden 6,0 meter er hentet fra forfatterens prosjektoppgave [28].



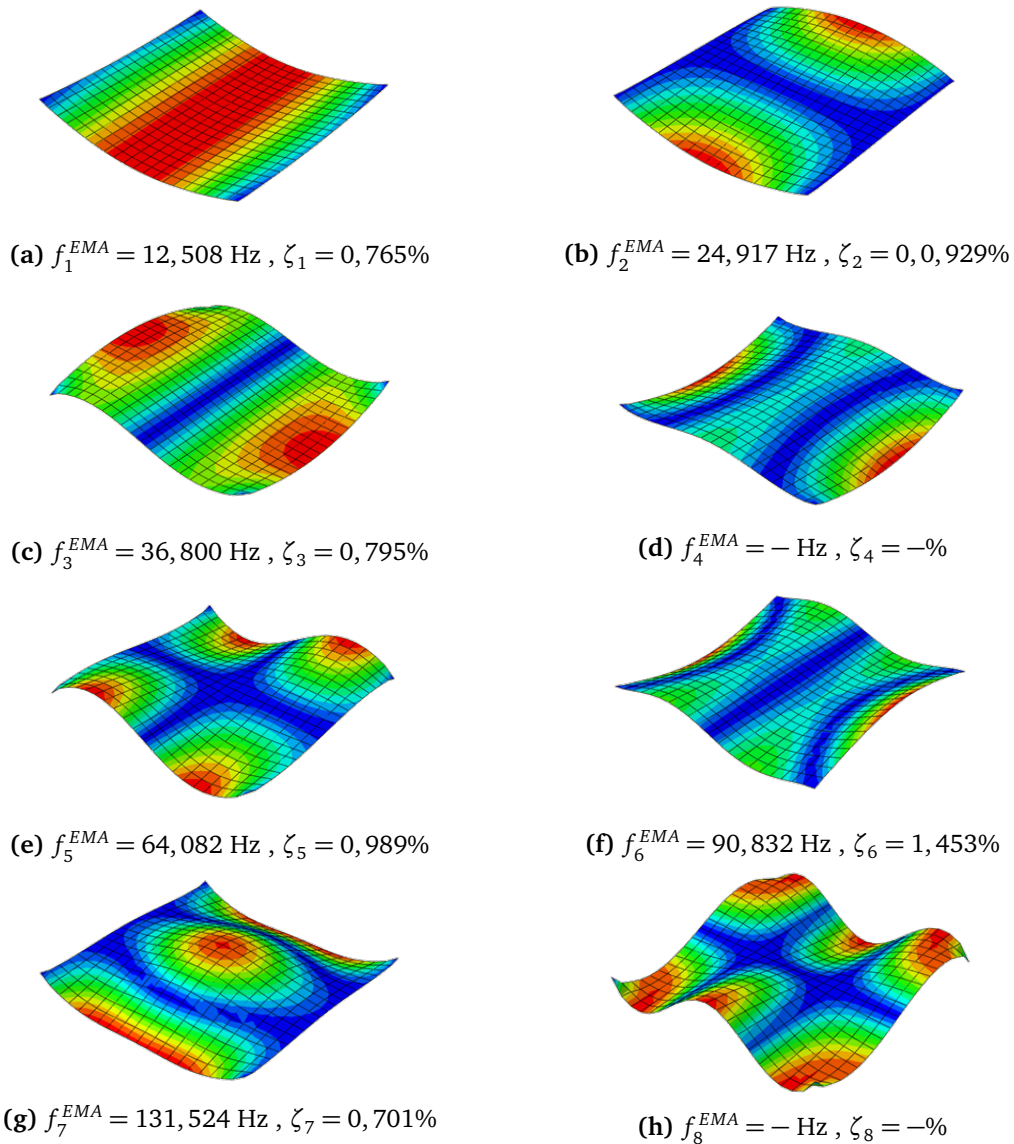
Figur 5.1: Grafisk fremstilling av nedbøyning fra håndberegninger, Abaqus og forsøk i laboratoriet. Det er brukt en konstant last på 2026 N og en platebredde på 2000 mm.

Fra figur 5.1 kommer det frem at ved en lengde på 6,0 meter er stivheten til CLT høyere enn hva Abaqus og håndberegning ved bruk av bjelkeformel og gamma-metoden gir. Grafen er ment illustrativt for å synliggjøre nedbøyningsdataene funnet ved eksperimentelle arbeider og sammenligne disse med numeriske løsninger. Datasettet for eksperimentell nedbøyning er kun bestående av tall fra tabell 5.1 og er dermed svært mangelfullt. Det gjøres oppmerksomhet på at eksperimentell nedbøyningsdata for lengden 6,0 meter har blitt manipulert i figur 5.1. Ettersom plottet er ment for 2000 mm brede plater, har denne nedbøyningslengden blitt økt tilsvarende det bøyestivheten har minket fra en bredde på 2400 mm til 2000 mm, i samsvar med bjelkeformel for nedbøyning. For faktisk nedbøyning vises det til tabell 5.1.

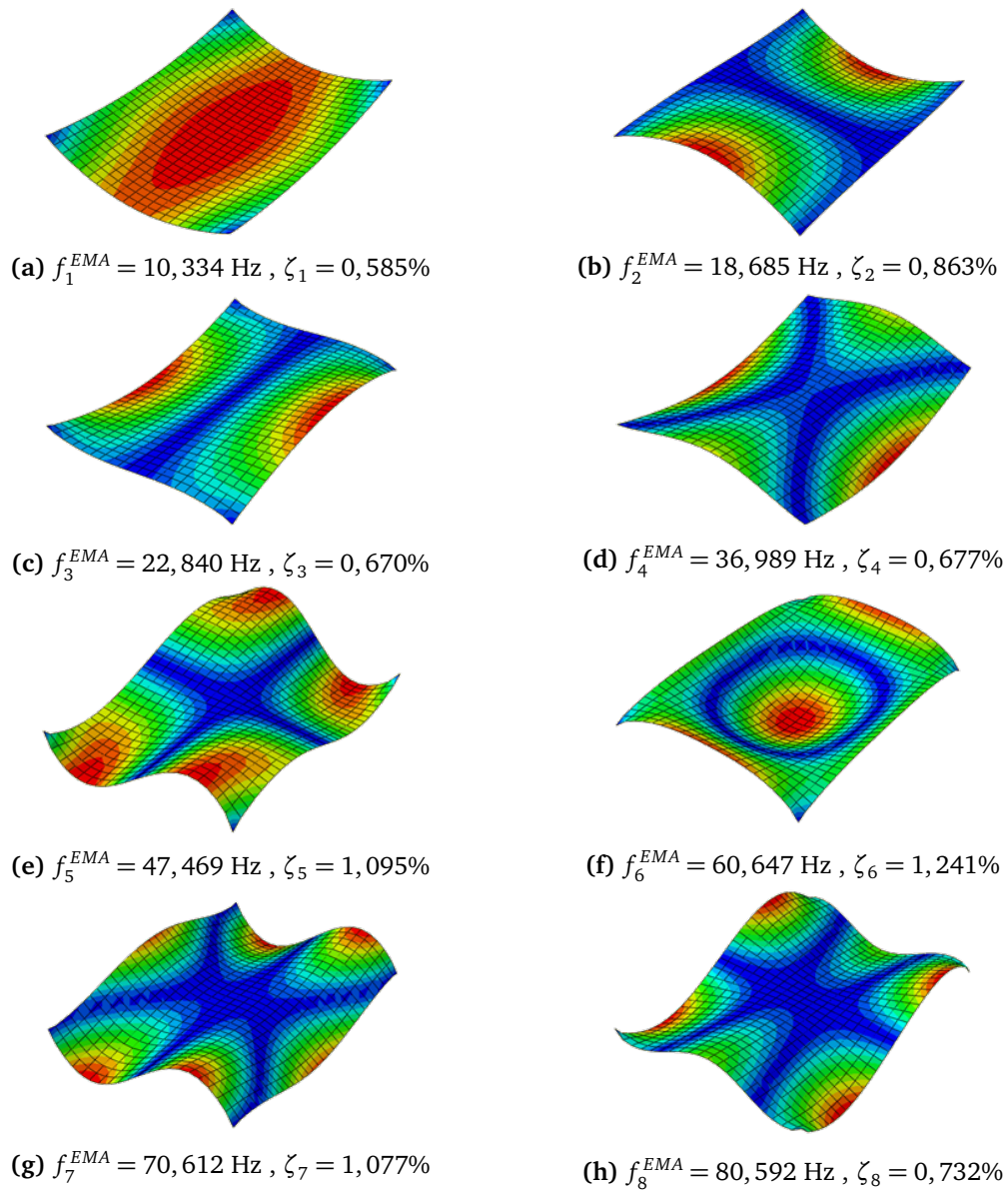
5.1.2 Slaghammer (Modal Hammer)

5.1.2.1 4-punkt opplagring

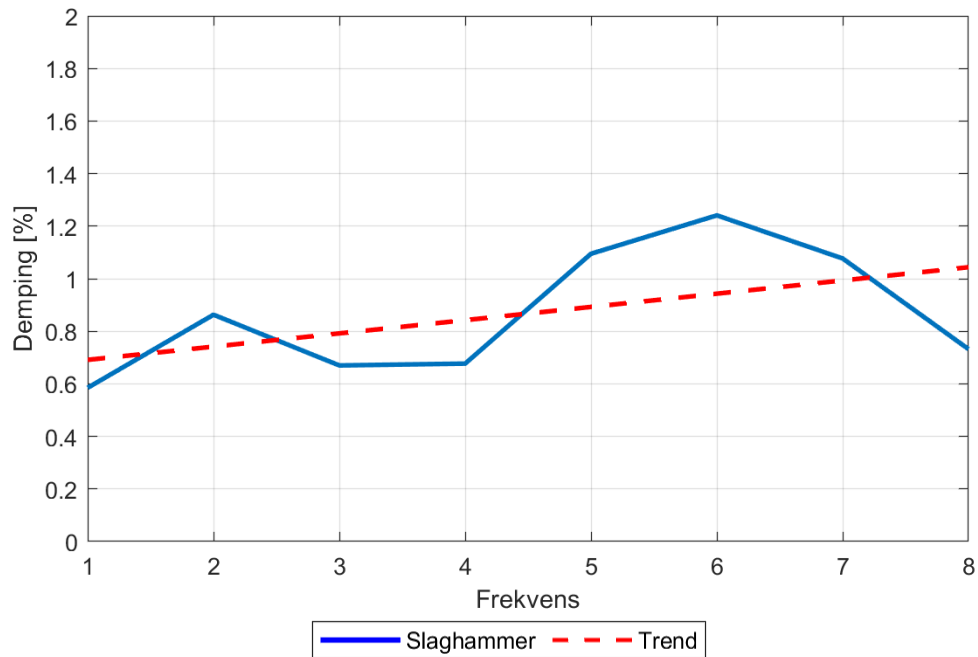
Under er slaghammer-resultatene for 4-punkts opplagring presentert. Dette inkluderer animasjon av mode, tilhørende frekvens og tilhørende damping. Resultatene for veggelementene er presentert først og deretter etasjeskilleren.



Figur 5.2: Illustrasjon av de 8 første svingeformene for plate med dimensjoner 2,0x2,0 meter med tilhørende frekvensverdi og damping.



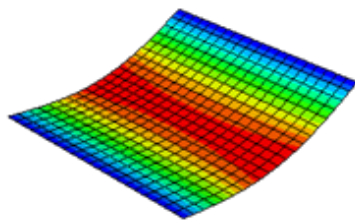
Figur 5.3: Illustrasjon av de 8 første svingeformene for plate med dimensjoner 3,2x2,0 meter med tilhørende frekvensverdi og demping.



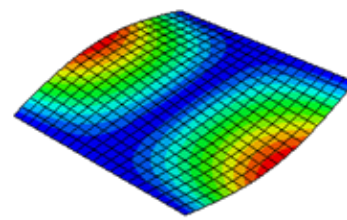
Figur 5.4: Dempingen plottet mot de ulike frekvensene.

5.1.2.2 Enkel opplagring

Under er slaghammerresultatene for enkel opplagring med last presentert. Resultatene for enkel opplagring uten last ga dårlige resultater og ekskluderes dermed her. Fremstillingen under inkluderer animasjon av mode, tilhørende frekvens og tilhørende demping. Resultatene for veggelementene er presentert først og deretter etasjeskille-

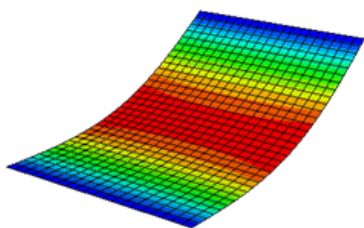


(a) $f_1^{EMA} = 22,021 \text{ Hz}$, $\zeta_1 = 1,098\%$

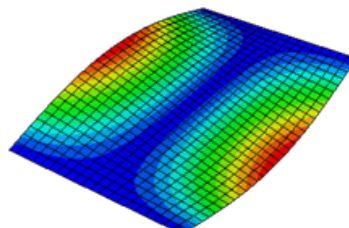


(b) $f_2^{EMA} = 28,354 \text{ Hz}$, $\zeta_2 = 1,156\%$

Figur 5.5: Illustrasjon av de 2 første svingeformene for plate med dimensjoner 2,0x2,0 meter med tilhørende frekvensverdi og demping for forsøk med enkel opplagring med vekt.



(a) $f_1^{EMA} = 13,754 \text{ Hz}$, $\zeta_1 = 0,498\%$



(b) $f_2^{EMA} = 20,878 \text{ Hz}$, $\zeta_2 = 0,885\%$

Figur 5.6: Illustrasjon av de 2 første svingeformene for plate med dimensjoner 3,2x2,0 meter med tilhørende frekvensverdi og demping for forsøk med enkel opplagring med vekt.

5.1.3 Numeriske beregninger - Abaqus

Den numeriske modale analysen fra Abaqus er presentert under. De eksperimentelle resultatene er også presentert sammen med avviket fra den numeriske analysen. For 4-punkts opplagring er den modale analysen uten påsatt vekt, mens for enkel opplagring er den ekstra vekten tatt hensyn til i analysen. Resultater fra forfatterens prosjektoppgave er også inkludert.

5.1.3.1 4-punkts opplagring

Plate 2.0x2,0			
	Abaqus [Hz]	Eksperimentelt [Hz]	Avvik [%]
1. frekvens	14,893	12,508	-16,01
2. frekvens	34,108	24,917	-26,95
3. frekvens	45,267	36,800	-18,70
4. frekvens	69,606	-	-
5. frekvens	82,227	64,082	-22,07
6. frekvens	103,77	90,832	-12,32
7. frekvens	130,23	131,524	0,99
8. frekvens	140,55	-	-

Tabell 5.2: Numeriske frekvensresultater fra Abaqus for veggelementene med 4-punkts opplagring og uten vekt.

Plate 3,2x2,0			
	Abaqus [Hz]	Eksperimentelt [Hz]	Avvik [%]
1. frekvens	12,352	10,334	-16,34
2. frekvens	24,382	18,685	-23,37
3. frekvens	27,185	22,840	-15,98
4. frekvens	41,169	36,989	-10,15
5. frekvens	61,557	47,469	-22,89
6. frekvens	69,153	60,647	-12,30
7. frekvens	82,969	70,612	-14,89
8. frekvens	91,504	80,592	-11,93

Tabell 5.3: Numeriske frekvensresultater fra Abaqus for etasjeskilleren med 4-punkts opplagring og uten vekt.

Plate 6,0x2,4			
	Abaqus [Hz]	Eksperimentelt [Hz]	Avvik [%]
1. frekvens	5,27	5,592	6,11
2. frekvens	10,63	9,715	-8,61
3. frekvens	12,23	11,69	-4,42
4. frekvens	26,93	26,93	0

Tabell 5.4: Numeriske frekvensresultater fra Abaqus fra forfatterens prosjektoppgave med 4-punkts opplagring og uten vekt.

5.1.3.2 Enkel opplagring

Det ble kun funnet resultater for enkel opplagring med pålagt vekt. Derfor er ikke analytiske beregningsmetoder vist under ettersom den analytiske metoden vist i seksjon 4.1.4.2 ikke tar hensyn til ekstra last.

Plate 2.0x2,0			
	Abaqus [Hz]	Eksperimentelt [Hz]	Avvik [%]
1. frekvens	29,245	22,021	-23,94
2. frekvens	32,440	28,354	-12,60

Tabell 5.5: Numeriske frekvensresultater fra Abaqus for veggelementene med enkel opplagring og med vekt.

Plate 3,2x2,0			
	Abaqus [Hz]	Eksperimentelt [Hz]	Avvik [%]
1. frekvens	14,261	13,754	-3,56
2. frekvens	18,312	20,878	14,01

Tabell 5.6: Numeriske frekvensresultater fra Abaqus for etasjeskilleren med enkel opplagring og med vekt.

Plate 6,0x2,4			
	Abaqus [Hz]	Eksperimentelt [Hz]	Avvik [%]
1. frekvens	5,23	5,63	7,65
2. frekvens	8,44	8,01	-5,09
3. frekvens	25,60	25,03	-2,23
4. frekvens	30,51	29,87	-2,10

Tabell 5.7: Numeriske frekvensresultater fra Abaqus fra forfatterens prosjektoppgave for enkel opplagring og med vekt.

5.1.3.3 Optimaliseringsprosessen - Isight

Basert på resultatene funnet i den eksperimentelle og numeriske modale analysen, må det bestemmes hvilke parametre som skal inngå i FE-oppdateringen. Det er naturlig at materialparametrene til CLT inngår i optimaliseringen. Det kunne vært naturlig å ta med opplagerbetingelsene som en del av FE-oppdateringen, men det antas at påvirkningen opplagerbetingelsene har er minimal. Utgangspunktet for materialparametrene er hentet fra splitkon [21] og vist i tabellen nedenfor.

Materialegenskaper										
Kvalitet	E_1	E_2	E_3	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}	G_{12}	G_{23}	G_{13}	ρ
T8	11500	230	230	0,4	0,4	0,4	720	720	72	4,3E-010
T22	13000	430	430	0,4	0,4	0,4	810	810	81	4,7E-010

Tabell 5.8: Materialdata brukt i Abaqus. Materialstyrker i MPa og densitet i $\frac{\text{tonn}}{\text{mm}^3}$.

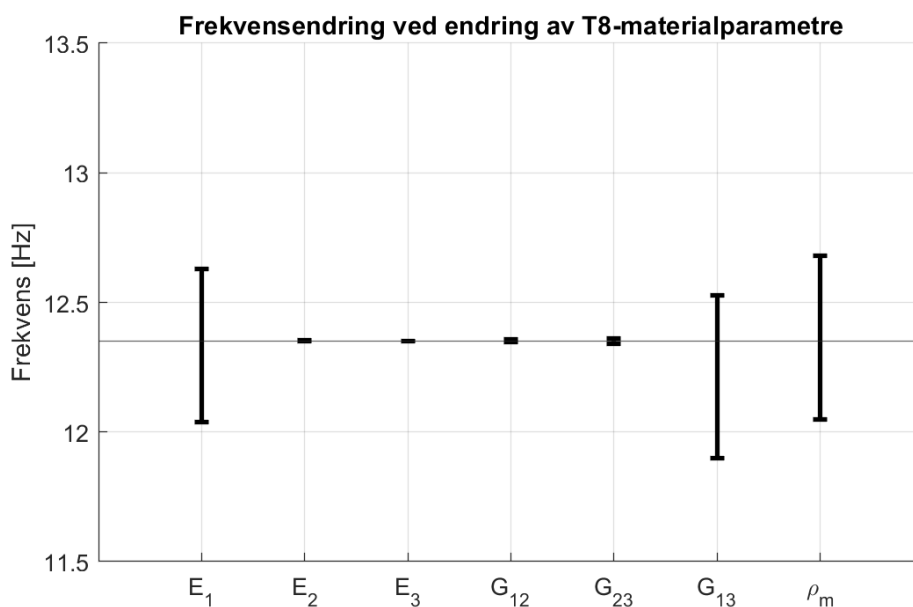
Før optimaliseringsprosessen starter må intervaller for de ulike materialdataene velges. Det er valgt å benytte 5% fraktilen i disse intervallene slik at optimaliseringen ikke gir meningsløst høye/lave verdier. Nedre verdi er dermed satt til $\frac{5}{6}$ av middelverdien og øvre verdi er satt til $\frac{7}{5}$ av middelverdi. For rulleskjærmodulen er denne satt så lavt som 30 MPa og omtrent tilsvarende høyt som avstanden fra middelverdien og ned til 30 MPa. Rulleskjærmodulen er satt så lavt på grunnlag av dens store usikkerhet. Intervallene med middelverdier kan ses i tabell 5.9.

	T8		T22	
	Middel	Intervall	Middel	Intervall
E_1 [MPa]	11500	[9538,13416]	13000	[10833,15187]
E_2 [MPa]	230	[192,268]	430	[358,502]
E_3 [MPa]	230	[192,269]	430	[358,502]
G_{12} [MPa]	720	[600,840]	810	[675,945]
G_{23} [MPa]	720	[600,840]	810	[675,945]
G_{13} [MPa]	72	[30,110]	81	[30,130]
ρ_m [$\frac{\text{tonn}}{\text{mm}^3}$]	4.3E-10	[3.6,5.0]	4.7E-10	[3.9,5.5]

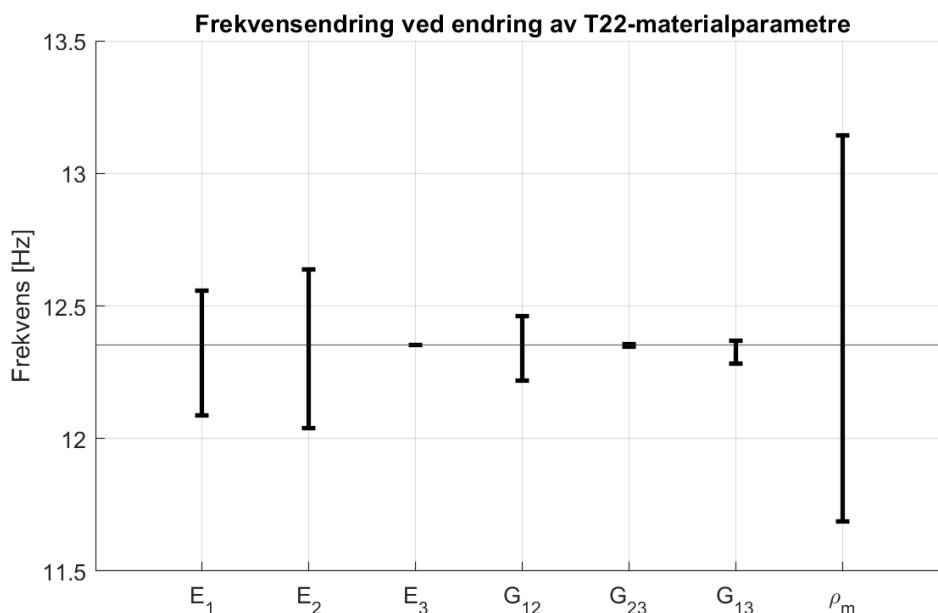
Tabell 5.9: Verdier brukt i optimaliseringsprosessen. Middelverdiene er brukt som utgangspunkt og intervallene er satt ved hjelp av øvre og nedre 5% kvartil. Verdiene for rulleskjærmodulen er satt lavere grunnet den store usikkerheten.

Det ble på grunnlag av verdiene i tabell 5.9 gjennomført en sensitivitetsanalyse. Dette ble gjort for å kvantifisere betydningen hver enkelt parameter hadde på den modale analysen, og videre eliminere de parametrene med minimal innvirkning. Tidligere studier har vist at verdien på Poissons-verdiene ν_{12} og ν_{23} ikke påvirker resultatet

[29], som også har vært tilfelle her. Det er også valgt å holde ν_{13} konstant da optimaliseringen med denne parameteren ga neglisjerbare utslag. Dermed gjenstår det 14 parametere for optimalisering; $E_1, E_2, E_3, G_{12}, G_{23}, G_{13}$ og ρ for begge materialene.



Figur 5.7: Frekvensendring ved endring av T8-materialparametre.



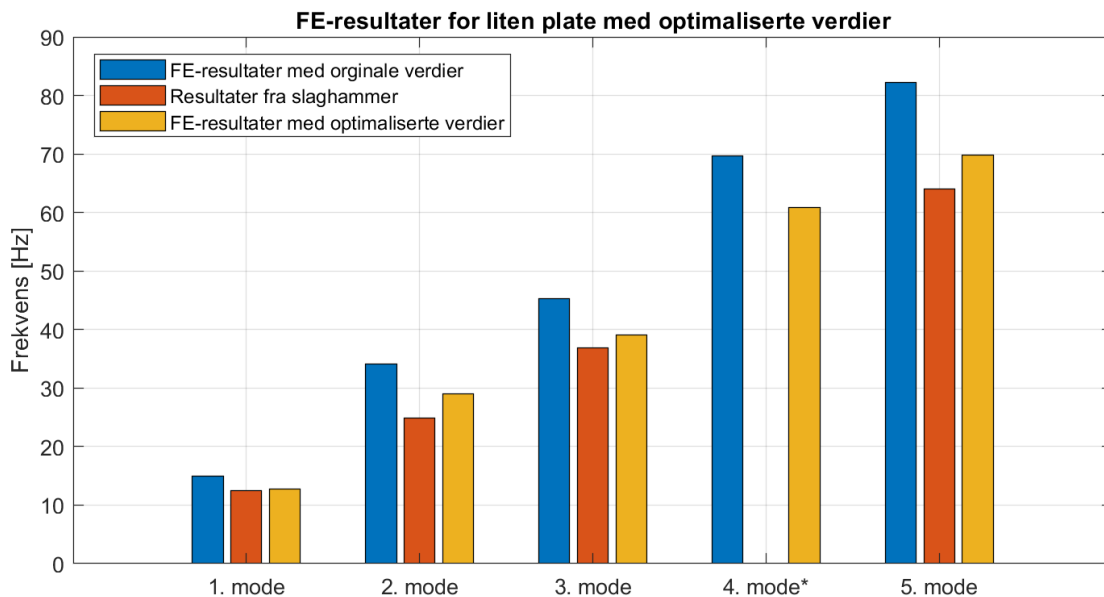
Figur 5.8: Frekvensendring ved endring av T22-materialparametre.

På grunnlag av figur 5.7 og figur 5.8 er flere parametre neglisjert i optimaliseringsprosessen. For T8 er E_2 , E_3 , G_{12} og G_{23} neglisjert, mens for T22 er E_2 og G_{23} neglisjert. Dermed gjenstår det totalt 8 parametre.

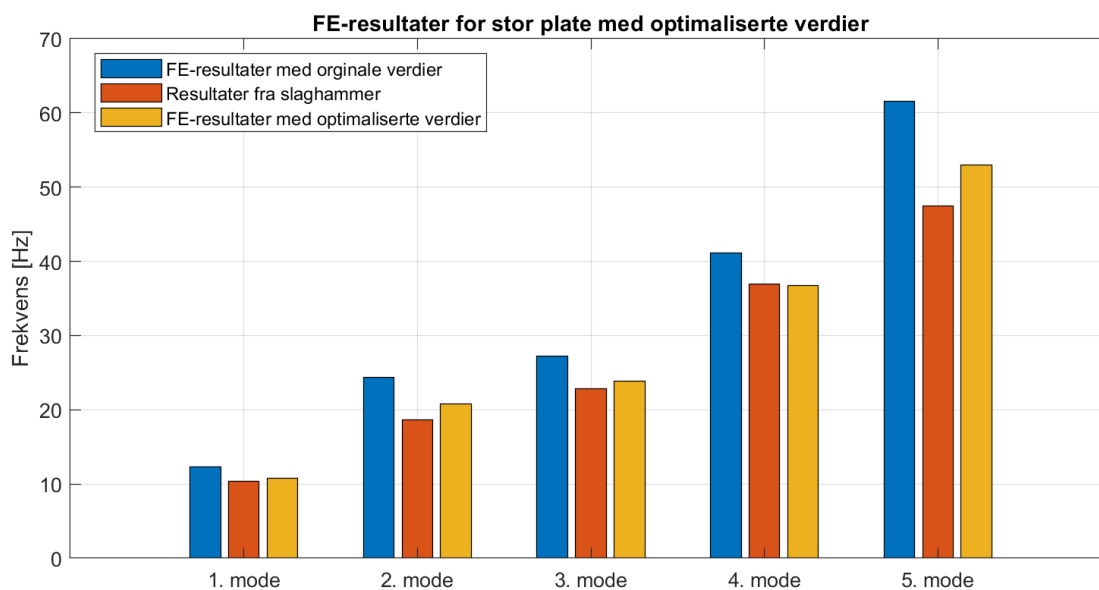
På grunnlag av de gjenværende parametrene og deres respektive intervaller velger Isight ut den beste kombinasjonen for de åtte første frekvensene. For disse frekvensene har de eksperimentelle resultatene blitt lagt inn som «target-value», og følgelig prøver Isight å treffe disse verdiene etter beste evne. Det endelige resultatet fra Isight er vist i tabell 5.10.

Optimaliserte materialegenskaper										
Kvalitet	E_1	E_2	E_3	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}	G_{12}	G_{23}	G_{13}	ρ
T8	9600	230	230	0,4	0,4	0,4	720	720	60	4,8E-010
T22	12900	360	430	0,4	0,4	0,4	670	810	30	5,4E-010

Tabell 5.10: Optimaliserte materialdata funnet i Isight. Materialstivheter i MPa og densitet i $\frac{\text{tonn}}{\text{mm}^3}$.



Figur 5.9: Stolpediagrammet viser de bedre resultatene for de fem første modene ved å benytte optimaliserte verdier kontra originale verdier for å etterligne resultatene i laboratoriet best mulig. (*Det er ingen slaghammer-resultater for 4. mode).



Figur 5.10: Stolpediagrammet viser de bedre resultatene for de fem første modene ved å benytte optimaliserte verdier kontra originale verdier for å etterligne resultatene i laboratoriet best mulig.

5.1.3.4 Optimaliserte verdier for nedbøyningstest

De optimaliserte verdiene ble også innsatt for FE-simuleringen av LVDT-forsøkene. Disse nye nedbøyningene er tabulert under:

	L=3,2m	L=2,0m
Forsøk	0,795 mm	0,293 mm
Abaqus	0,765 mm	0,222 mm
Optimalisert	0,786 mm	0,233 mm

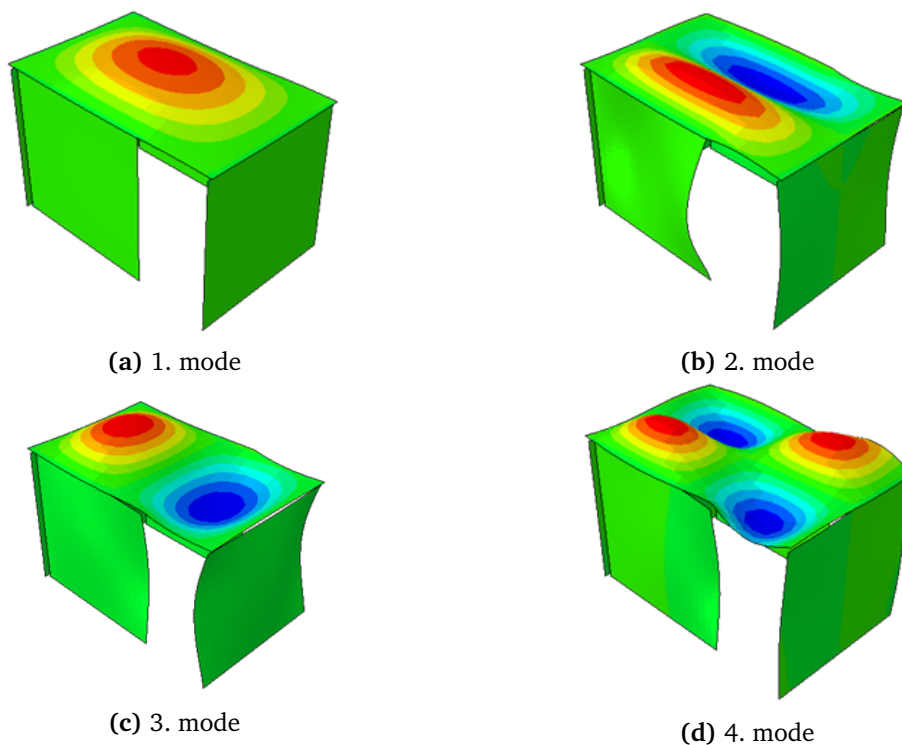
Tabell 5.11: Nedbøyning av platen i mm fra forsøk, Abaqus, og Abaqus med optimaliserte verdier.

Det kan ses fra tabellen at nedbøyningen har økt noe, men er fortsatt langt unna det som ble registrert ved forsøkene.

5.2 Mock-up

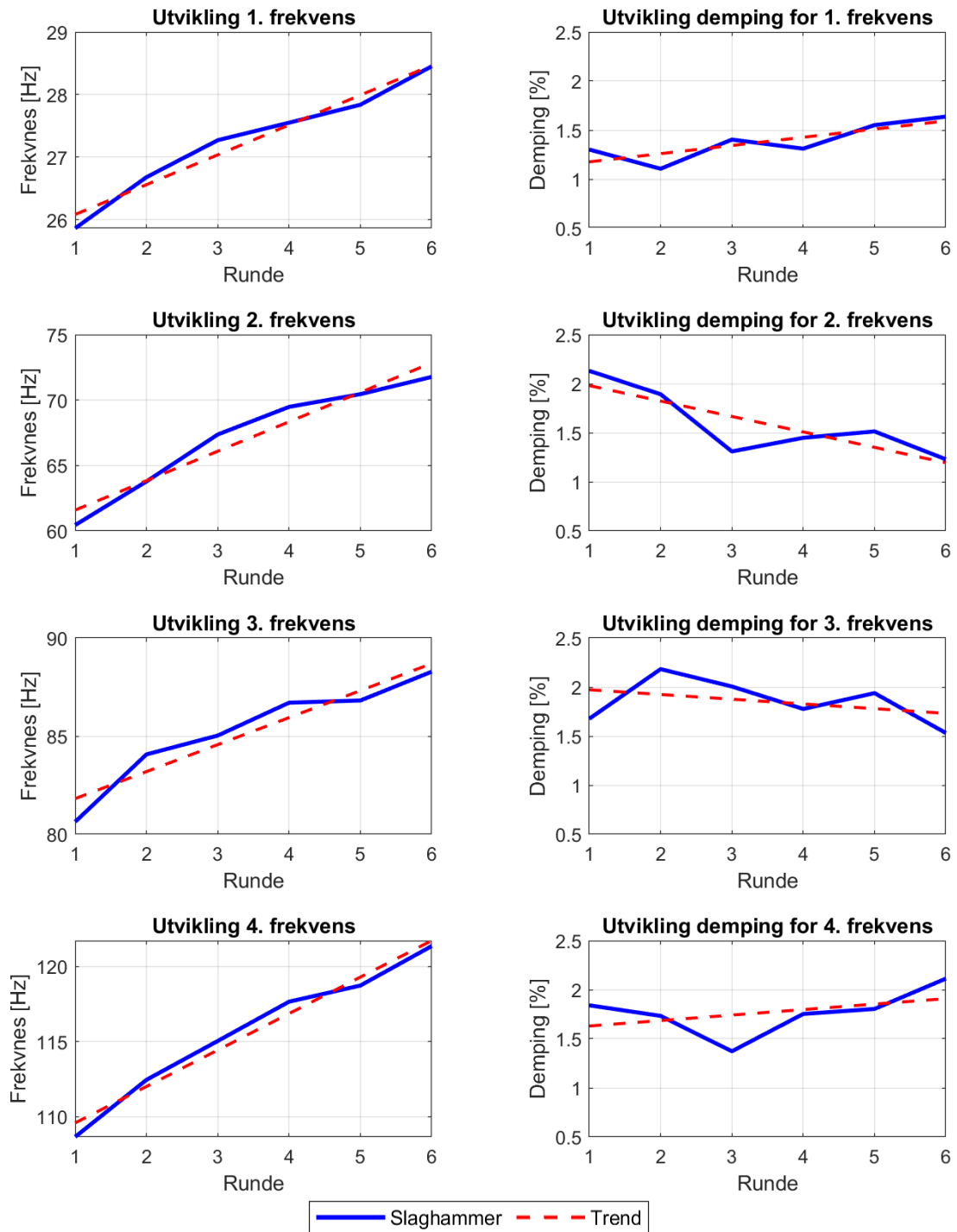
5.2.1 Eksperimentell modal analyse

Som tidligere beskrevet bestod CLT-konstruksjonen av en rekke eldre CLT-plater. Disse platene har ligget innendørs og tørket i over 2 år. Dette har resultert i at platene har fått deformasjoner som et resultat av uttørking. CLT-platene ble også kappet i to omganger som medførte at kutt-flaten lokalt kunne være ujevn. Dette resulterte i at grensebetingelsene til flere av veggene var svært varierende og flere steder var det glipper i konstruksjonen. Et resultat av dette har vært at forsøkene med slaghammer har gitt dårlig resultater for veggene. Derimot lå topp-platen tilstrekkelig nede på veggene ved hjelp av xylofonen som ble lagt i overgangen. Resultatene fra slaghammer for denne platen ga god kurvetilpasning med tilhørende animasjoner som gjorde at de ulike modene lett lot seg identifisere. Resultatene fra denne platen vil danne hovedgrunnlaget for det som blir fremstilt her.

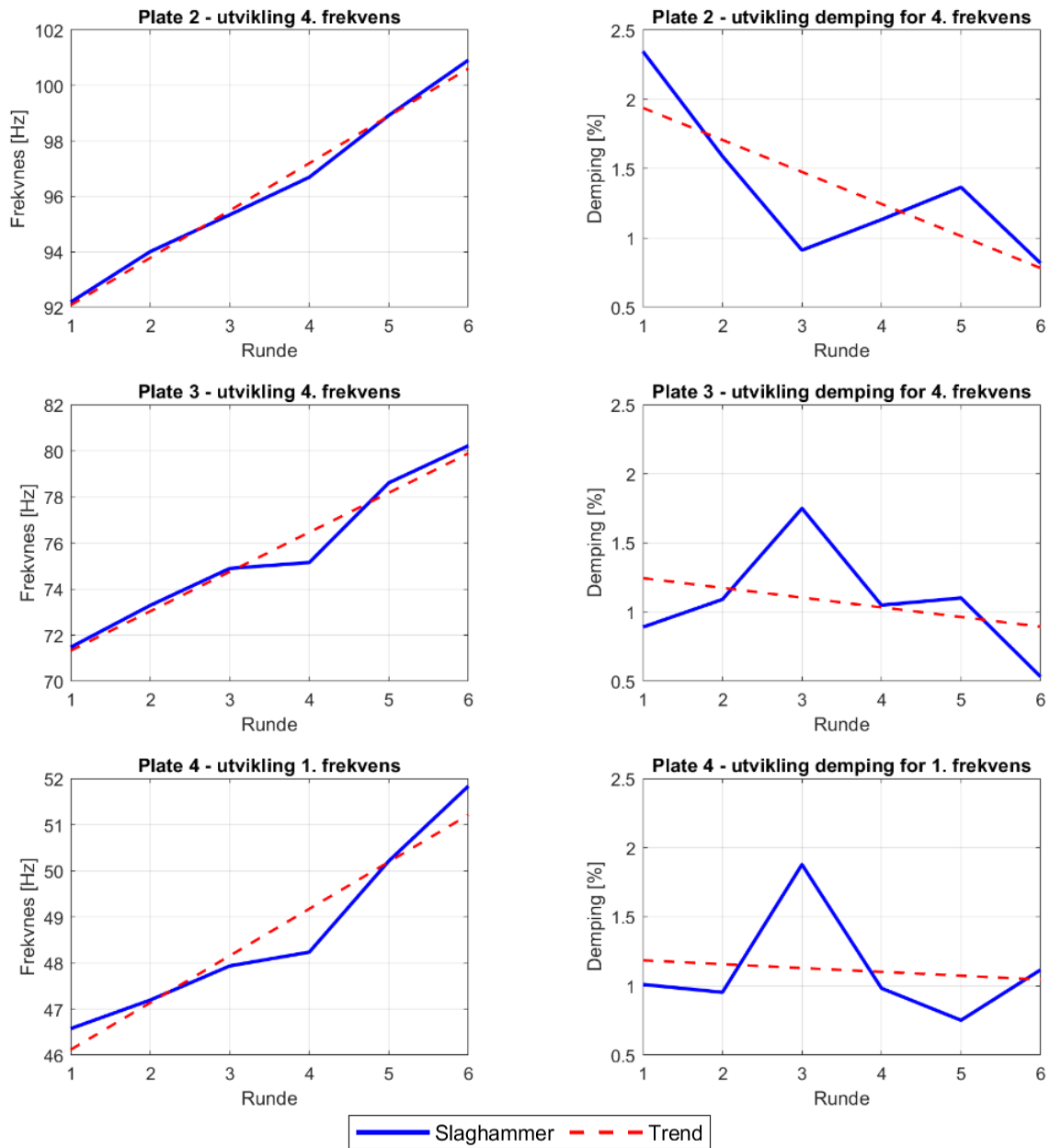


Figur 5.11: Illustrasjon av de 4 første svingeformene for topp-platen.

5.2.1.1 Slaghammer

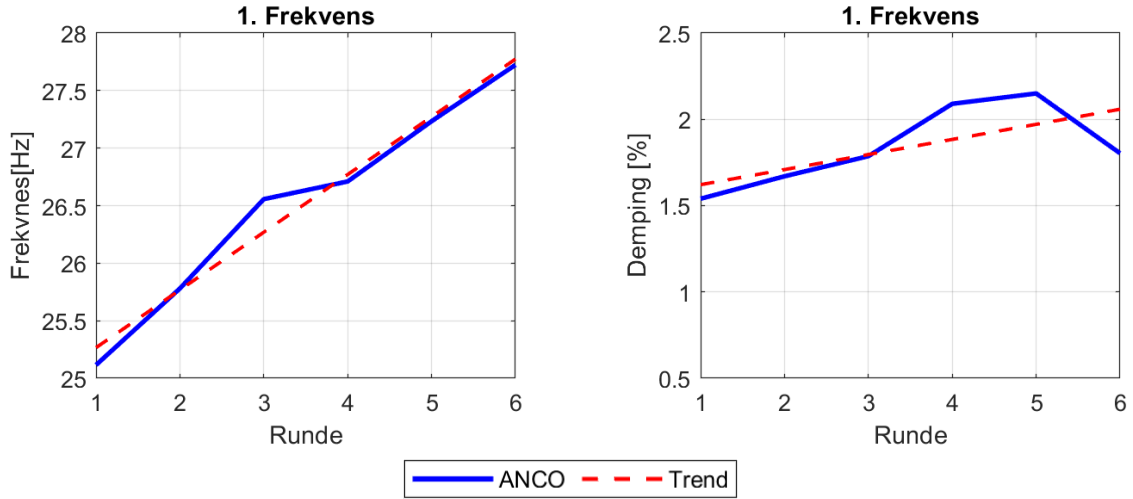


Figur 5.12: Slaghammerresultatene for de fire første modene til etasjeskilleren.

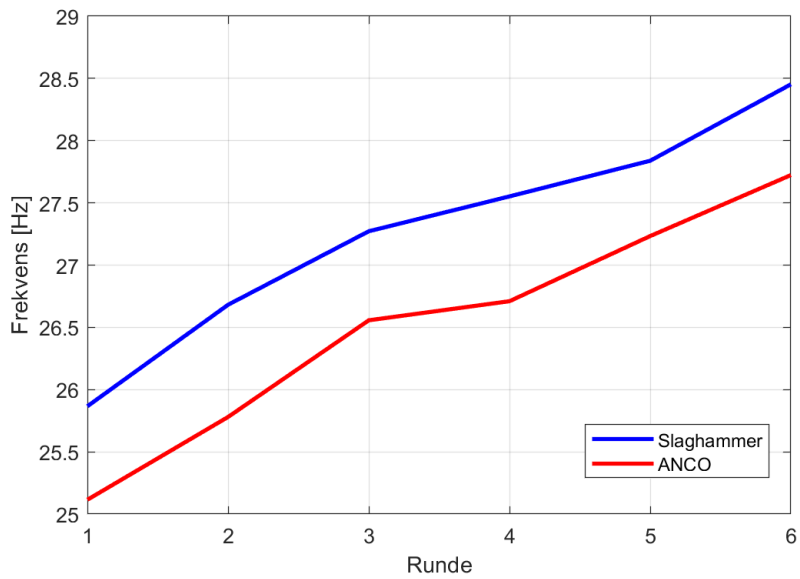


Figur 5.13: Slaghammerresultatene for veggelementer.

5.2.1.2 ANCO



Figur 5.14: Utvikling i frekvens og demping for gjennomføring med ANCO.



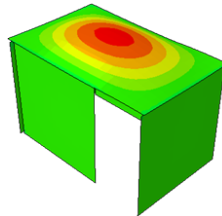
Figur 5.15: Utvikling av frekvens for slaghammer plottet mot ANCO for 1. frekvens.

5.2.2 Numerisk modal analyse - Abaqus

Basert på modellene beskrevet i seksjon 4.2.5 ble det gjennomført flere numeriske analyser. Det er gjennomført to ulike fremgangsmåter for å vurdere stivheten og påvirkningen forbindelsene har på strukturen. Den første fremgangsmåten har modellert fjærer kun der stålvinklene er plassert, mens den andre har fordelt den totale stivheten til forbindelsene langs overgangen til de ulike delene. I delkapitlene under vil først modellene vises med middelverdier og i neste del vil fremstillingen av resultatene for de optimaliserte verdiene vises. For begge modellene vises:

- Betydningen av økt kontaktstivhet mellom topp-platen og veggene.
- Betydningen av økt rotasjonsstivhet om lokal D11-akse for TTN-forbindelsene.
 - Rotasjonsstivheten til TTN-forbindelsene er antatt minimal, men betydningen av en økt rotasjonsstivhet er vist for å belyse påvirkningen dette har på modellene.
- Betydningen av endret rulleskjærmodul for det midterste T8-laget.

Modellene vises mot et gjennomsnitt av eksperimentelle resultater fra slaghammer og ANCO slik at samsvaret/avviket kommer tydelig frem. Det er valgt å presentere et gjennomsnitt og ikke begge utviklingene for å minimere antall grafer. For å se utviklingen til hver enkelt av de eksperimentelle metodene vises det tilbake til seksjon 5.2.1.1 og 5.2.1.2.



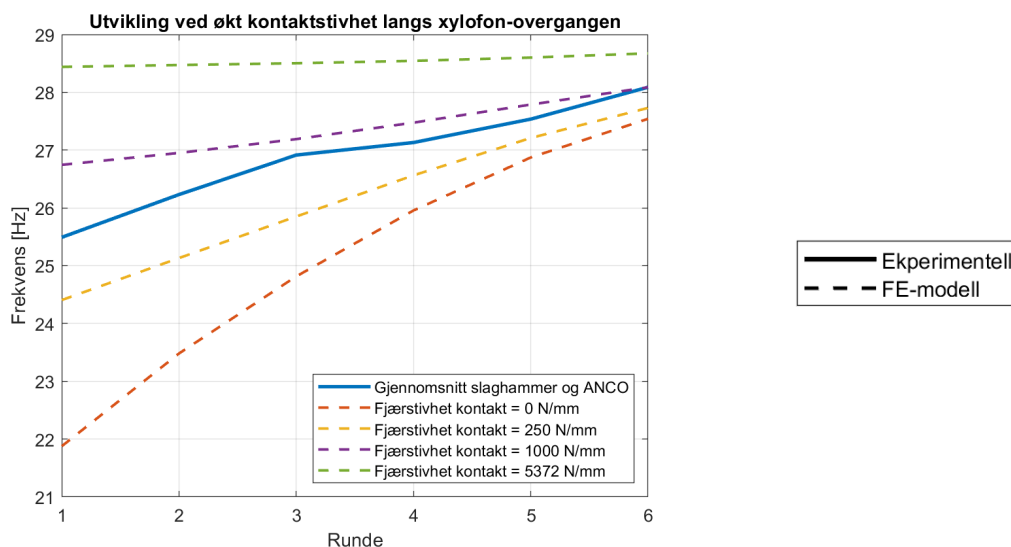
Figur 5.16: Første mode for topp-platen.

Runde	Modell 1			Modell 2		
	D11	D22	D33	D11	D22	D33
1	2931,9	642,2	309,5	1552,2	339,9	163,9
2	5845,1	994,1	425,0	3094	526,3	225,0
3	8764,2	1538,1	586,2	4639,9	814,3	310,3
4	11701,3	2485,2	831,3	6194,8	1315,7	440,1
5	14659,1	4262,1	1226,2	7760,7	2256,5	649,2
6	17633,4	7771,5	1902,4	9335,3	4114,3	1007,2

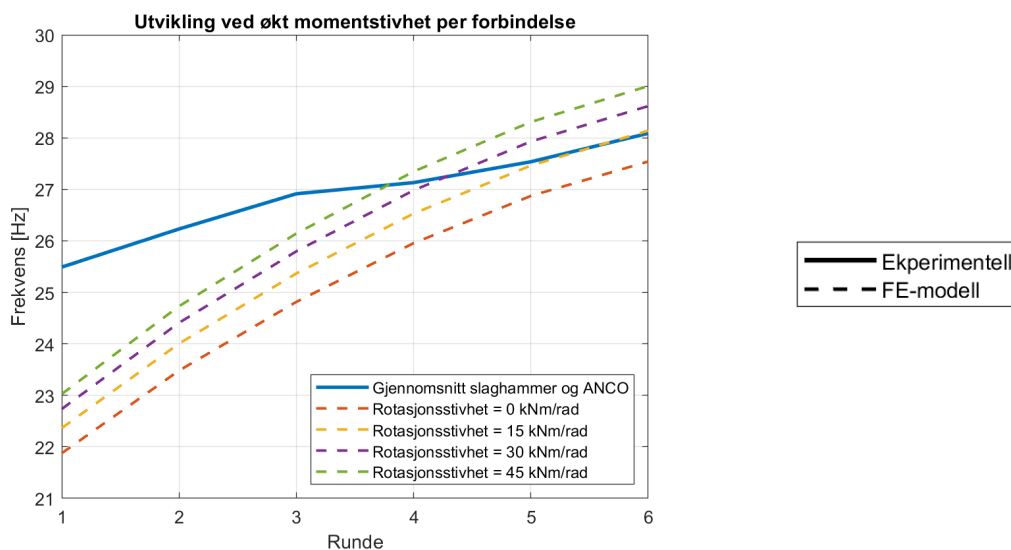
Tabell 5.12: Stivhet per fjær for de to ulike modellene. Tallene tilsvare $\frac{1}{3}$ av tallen i 4.6 for modell 1 og $\frac{3}{17}$ for modell 2.

5.2.2.1 Del 1 - middelveier

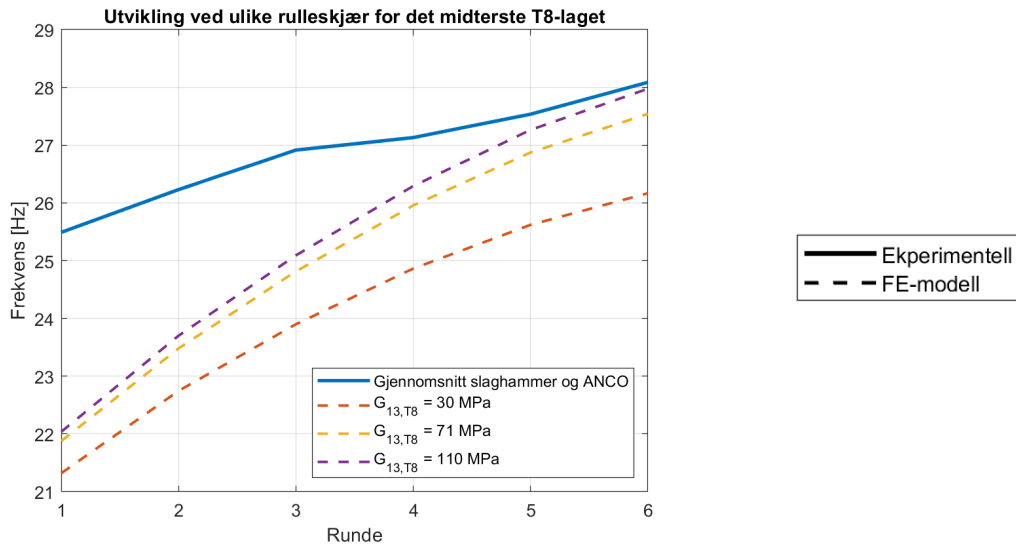
Modell 1



Figur 5.17: Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 1 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt stivhet per fjær for xylofon-laget.

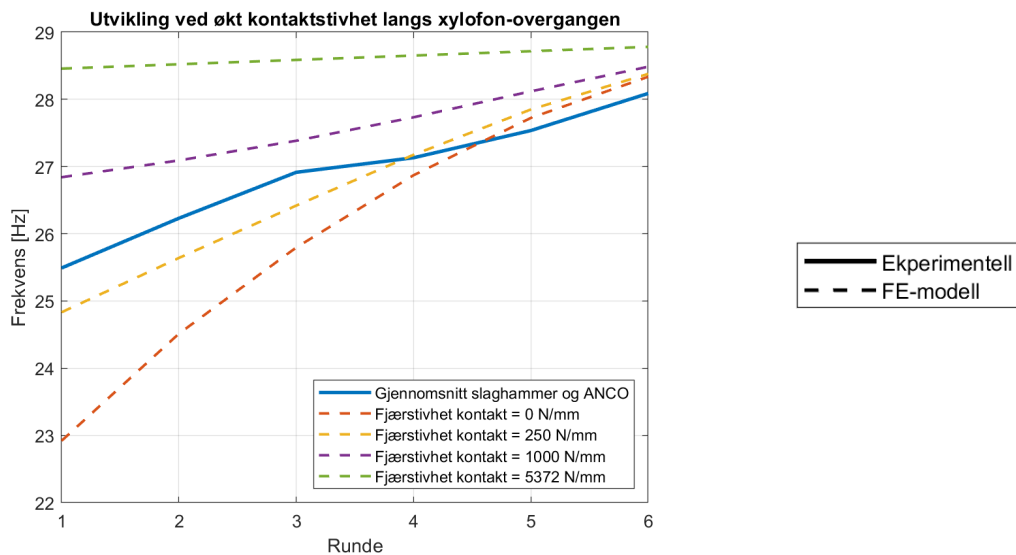


Figur 5.18: Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 1 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt rotasjonsstivhet per forbindelse (3-fjærer).

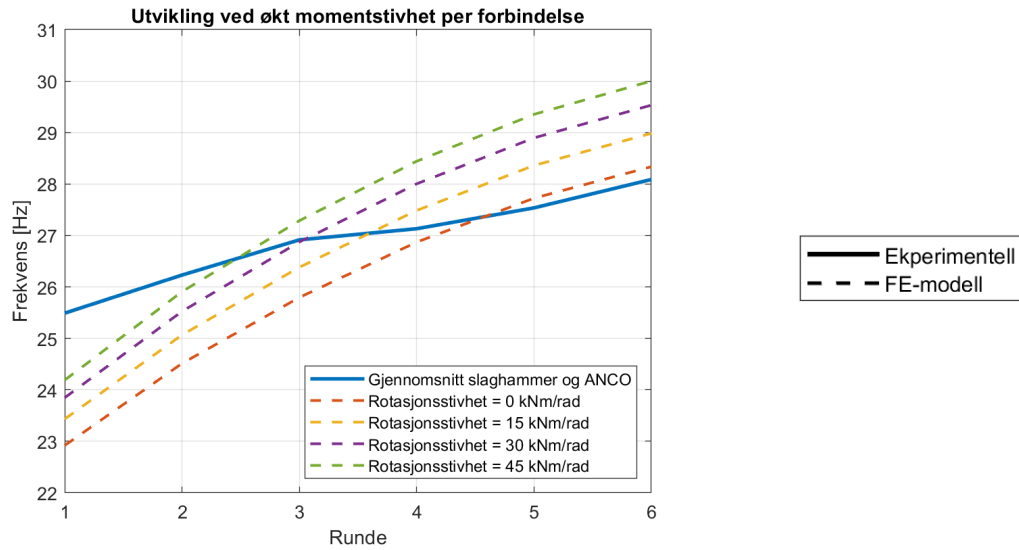


Figur 5.19: Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 1 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av endret rulleskjær for det midterste T8-laget.

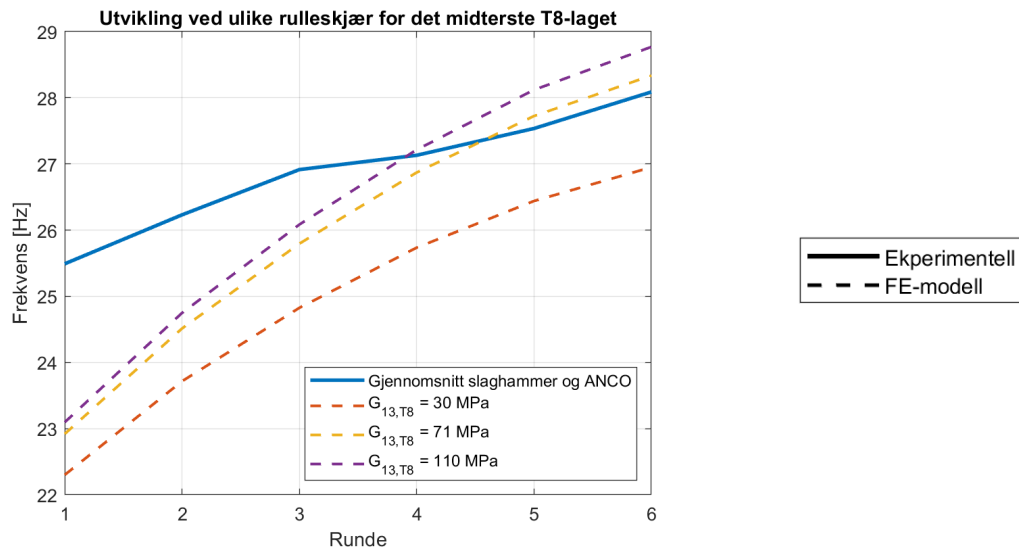
Modell 2



Figur 5.20: Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 2 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt stivhet per fjær for xylofon-laget.



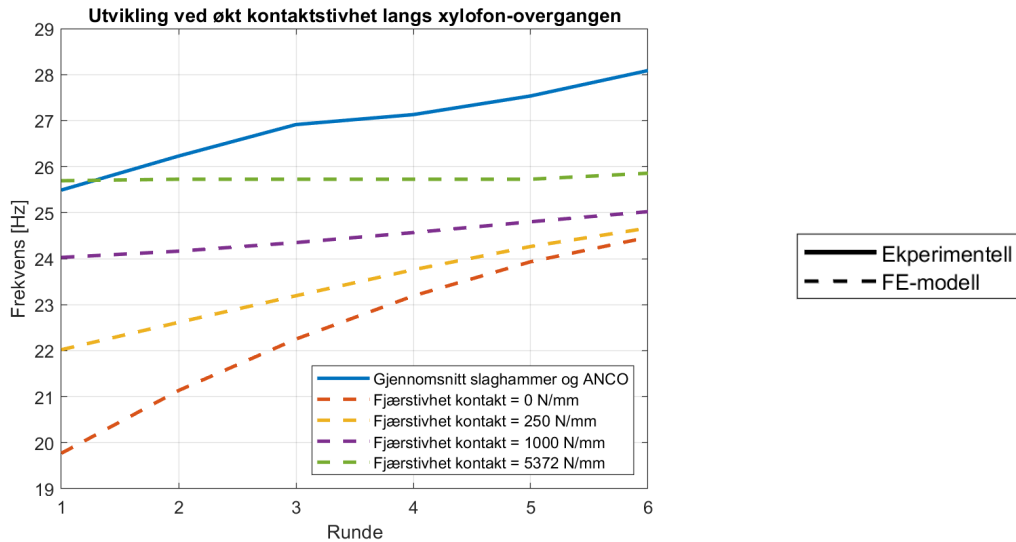
Figur 5.21: Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 2 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt rotasjonsstivhet per forbindelse.



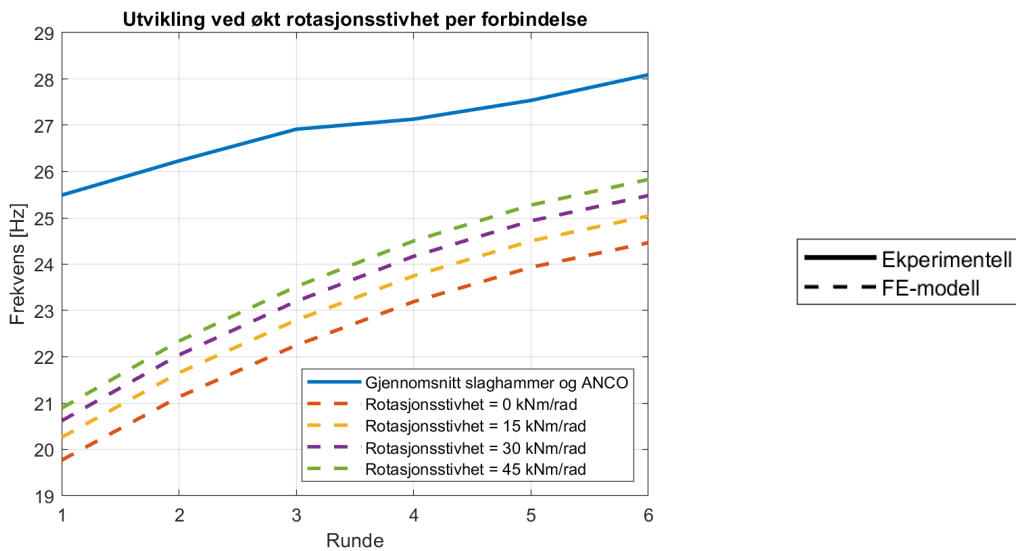
Figur 5.22: Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 2 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av endret rulleskjær for det midterste T8-laget.

5.2.2.2 Del 2 - optimaliserte verdier

Modell 1

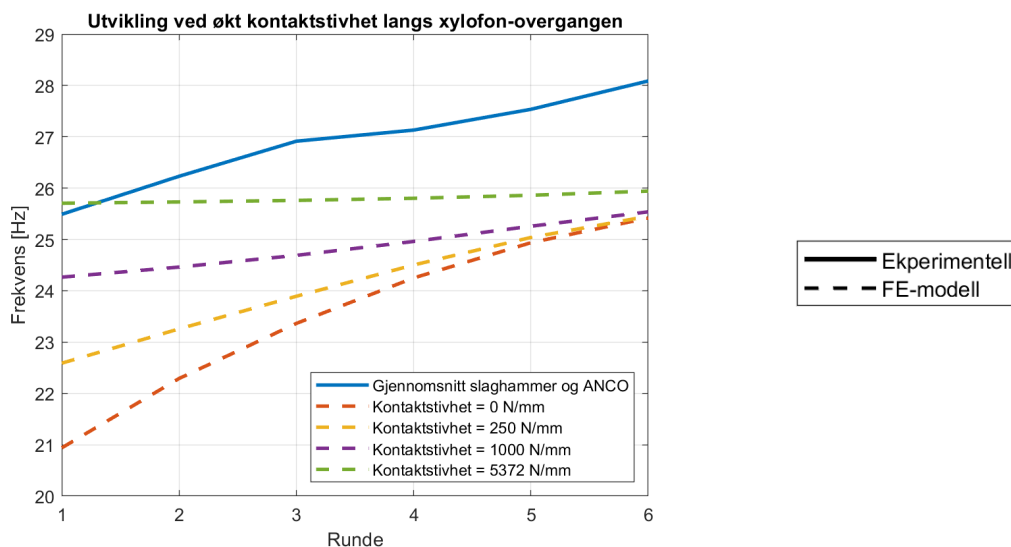


Figur 5.23: Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 1 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt stivhet per fjær for xylofon-laget.

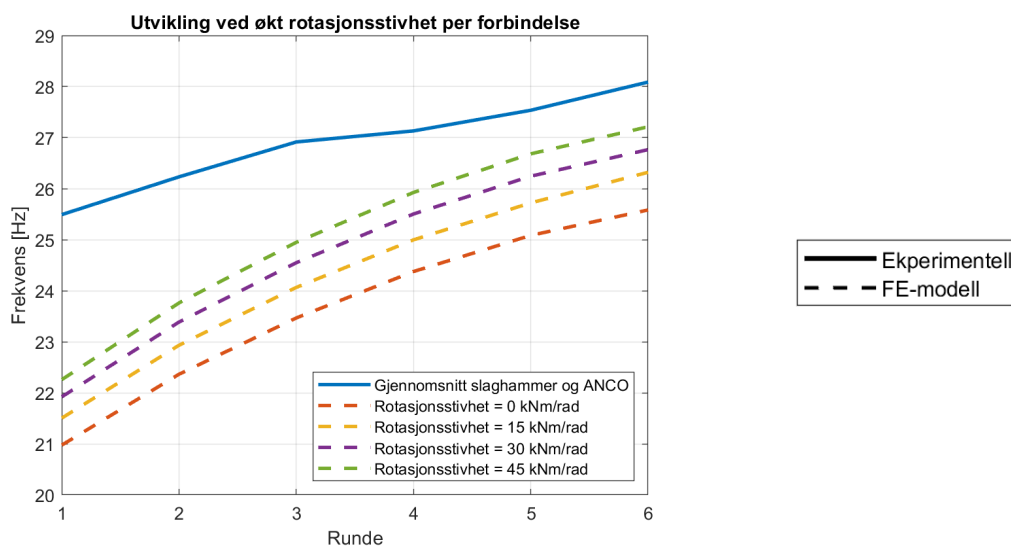


Figur 5.24: Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 1 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt rotasjonsstivhet per forbindelse.

Modell 2



Figur 5.25: Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 2 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt stivhet per fjær for xylofon-laget.



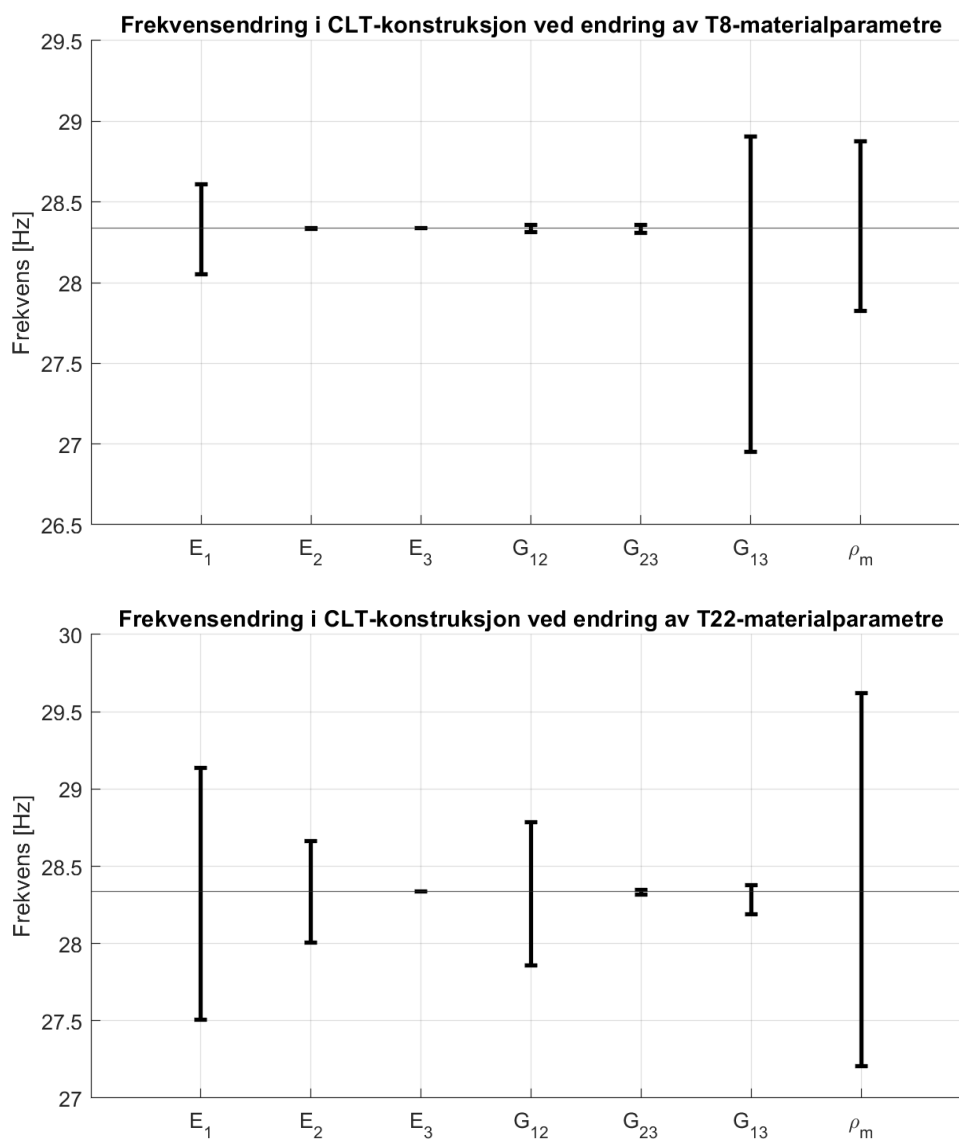
Figur 5.26: Illustrasjon av frekvensutvikling for modell 2 sammenlignet med eksperimentelle resultater. Grafen presenterer effekten av økt rotasjonsstivhet per forbindelse.

Kommentar til endring av andre variable

Det er også forsøkt å endre andre variabler til forbindeslene enn rotasjonsstivheten og kontaktstivheten for å se på betydningen disse har for topp-platens første frekvens. Det er funnet at disse har minimal påvirkning på topp-platens første frekvens og det ses dermed ikke nødvendig å illustrere dette videre.

5.2.2.3 Del 3 - effekt av endret materialparametre

En annen interessant ting å se på er hvordan ulike materialparametre påvirker frekvensen. Det er under valgt å se på de samme parametrene som i tabell 5.9 og innenfor de samme intervallene som i tabellen. Den horisontale streken i grafene er for modell 2, med den stiveste konfigurasjonen for denne modellen (runde 6) og uten ekstra kontaktstivhet.



Figur 5.27: Illustrasjon av hvordan de ulike parametrene påvirker første frekvens til topp-platen i CLT-konstruksjonen. Den horisontale streken er frekvensen med originale materialverdier for den stiveste konfigurasjonen til modell 2.

Som det kan ses av grafene ovenfor er frekvensen for den stiveste konfigurasjonen med originale verdier i området 28,4 Hz. Til sammenligning ga resultatene fra slaghammer og ANCO en frekvens for denne konfigurasjonen på 28,1 Hz. Dermed vil FE-modellen med de beregnede stivhetene og originale materialparametrene gi tilnærmet samme resultat som de virkelige målingene.

Kapittel 6

Diskusjon

I likhet med de foregående kapitlene vil også dette kapitlet være todelt. Flere av resultatene fra testing på platene enkeltvis har gitt interessante resultater som det er ansett hensiktsmessig å belyse separert fra CLT-konstruksjonen. Resultatene fra testing på CLT-konstruksjonen vil dermed også belyses under en egen seksjon hvor resultatene fra platetestingen trekkes inn der det måtte være aktuelt.

6.1 Platene enkeltvis

6.1.1 Stivhet

Resultatene fra LVDT og slaghammer skulle tilsi at stivheten til platene var betraktelig lavere enn antatt. Slaghammer ga gjennomgående lavere resultater for begge platene, mens nedbøyningsforsøk ga individuelle forskjeller mellom de to platelengdene.

Nedbøyningsforsøk - LVDT

Nedbøyningsforsøkene ga interessante resultater for de ulike lengdene som ble testet. Fra resultatene funnet i denne oppgaven kan det tyde på at platens spennlengde har en større betydning enn antatt. Det ble funnet et stort avvik med tanke på nedbøyning for de korte platene sammenlignet med den lengre platen. Platen på 2,0 meter hadde en nedbøyning på 31,98% høyere enn det numeriske løsninger ga, mens platen på 3,2 meter kun ga 3,92% høyere nedbøyning enn numeriske løsninger. Dette kan det være flere forklaringer på, men de to hovedgrunnene vil trekkes frem her.

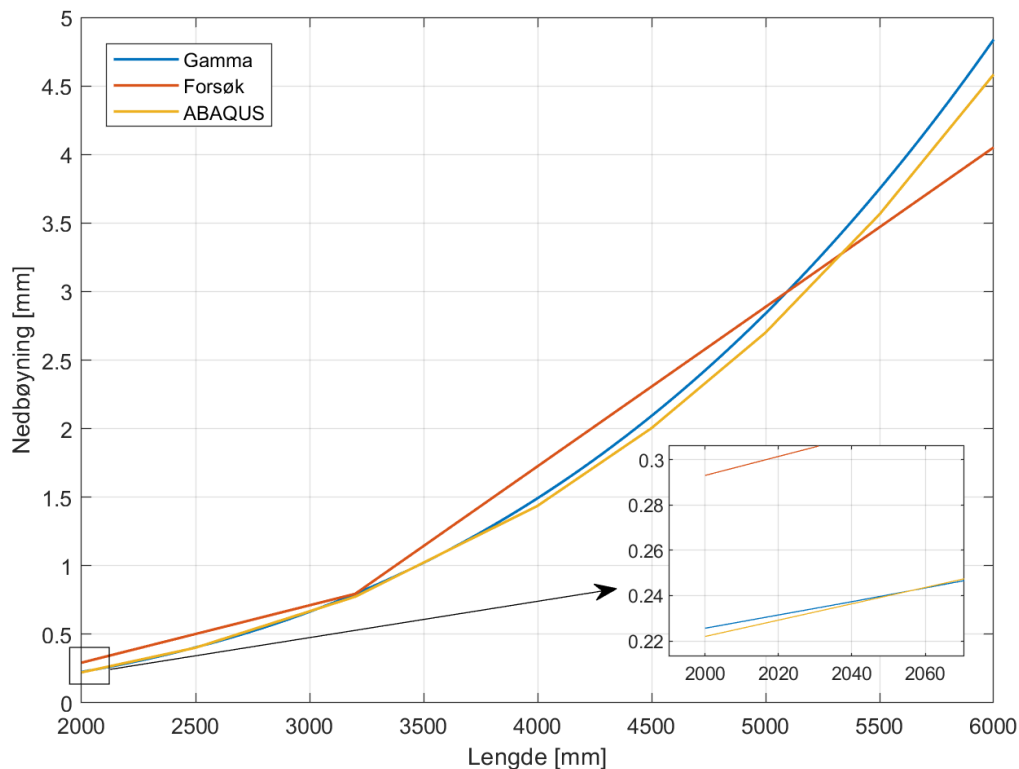
Den første og enkleste forklaringen er at det har vært feil under gjennomføringen av forsøkene. Som nevnt tidligere bar platene preg av slitasje og uttørking. På grunn av dette hadde flere av platene lokale deformasjoner som medførte at flere av platene ikke lå tilstrekkelig nede på halvmåneprofilene. Dette kan ha resultert i en ekstra nedbøyning ned på opplageret som ikke numeriske eller analytiske beregninger tar hensyn til. På den andre siden ble det gjennomført tester på flere av disse korte platene og de resultatene som var dårlige ble forkastet. I tillegg ble noen av platene belastet med ekstra bjelker slik at det allerede lå en bjelke på platen som presset platen ned på halvmåneprofilene ved pålasting av ny bjelke. Det er dermed rimelig å si at eventuelle feilkilder har blitt forsøkt minimert under testingen.

Den andre og mest interessante grunnen er betydningen av rulleskjær. Rulleskjær er som nevnt et fenomen som oppstår i tre på grunn av strukturen i treverket. Som det er belyst i teoridelen av denne oppgaven har betydningen av rulleskjær og spenn en omvendtproposjonal sammenheng. Når lengden øker minker betydningen av rulleskjær og motsatt. Dermed vil betydningen av rulleskjær være betraktelig større for en plate på 2,0 meter enn for en plate på 6,0 meter. Dette kan være en del av grunnen til at nedbøyningen var større enn beregnet for et spenn på 2,0 meter, mens den var mindre enn beregnet for et spenn på 6,0 meter.

	T8 = 72 MPa	T8 = 30 MPa	%-økning
Nedbøyning (2,0x2,0m)	0,222mm	0,288mm	29,73%
Nedbøyning (3,2x2,0m)	0,765mm	0,863mm	12,8%
Nedbøyning (6,0x2,0m)	4,571mm	4,765mm	4,24%

Tabell 6.1: Endring av rulleskjær i numerisk analyse av nedbøyningsforsøk.

Betydningen av rulleskjær belyses godt i tabell 6.1. Her kommer det tydelig frem at en lav verdi for rulleskjærmodulen påvirker den korte platen mye mer enn den lengre. Her kan det også ses at en rulleskjærmodul på 30 MPa for det midterste T8-laget tetter nesten hele gapet mellom 2D-skallmodellen med middelverdier til de eksperimentelle resultatene, som kan ses i figur 6.1. Følgelig kan en lav verdi for rulleskjær til platene forklare forskjellene i eksperimentell og beregnet nedbøyning for den korte platen uten å påvirke nedbøyningen til de andre platene betraktelig.



Figur 6.1: Grafisk fremstilling av nedbøyning fra håndberegninger, Abaqus og forsøk i laboratoriet. Det er brukt en konstant last på 2026 N og en platebredde på 2000 mm.

Slaghammertesting

Resultatene fra slaghammertesting og de numeriske løsningene peker, i likhet med LVDT-forsøkene, mot mykere plater enn forventet. Sett under ett er det gjennomsnittlige avviket mellom de numeriske resultatene og resultatene fra slaghammertesting -15,92%. Det er lite som tyder på at avviket er større for platen med 2,0 meter spennlengde enn for platen med 3,2 meter. Ved å se på de tre første modene er avviket -20,55% og -18,53% for henholdsvis platen på 2,0 meter og 3,2 meter. Ser man derimot på alle modene er avviket mindre for den minste platen, men dette skyldes mode

7 som har høyere målt frekvens enn beregnet. Dermed kan det ikke konkluderes med at den minste platen er mykere enn den på 3,2 meter, som nedbøyningsforsøkene peker mot.

Til sammenligning med de to platene som er testet i denne oppgaven, er avviket for den opprinnelige platen på 6,0 meter betraktelig mindre. Denne platen har en høyere frekvens i forhold til FE-modellen for den første moden, mens mode 3 og 4 har lavere frekvens. Gjennomsnittlig avvik for denne platens første fire moder er -1,73% og stemmer dermed godt overens med de numeriske resultatene. Dette kan ha sammenheng med platens størrelse å gjøre. Ved en økt spennlengde vil betydningen av rulleskjær minke ettersom platen går inn i et bøyingsdominert området og bidraget fra skjær minimeres.

Plate 2,0x2,0m	T8 = 72 MPa	T8 = 30 MPa	%-endring
Frekvens (4-punkts opplagring)	14,893Hz	14,545Hz	-2,34%
Frekvens (Enkel opplagring)	53,245Hz	47,479Hz	-10,83%
Plate 3,2x2,0m			
Frekvens (4-punkts opplagring)	12,352Hz	11,899Hz	-3,67%
Frekvens (Enkel opplagring)	22,182Hz	21,012Hz	-5,28%

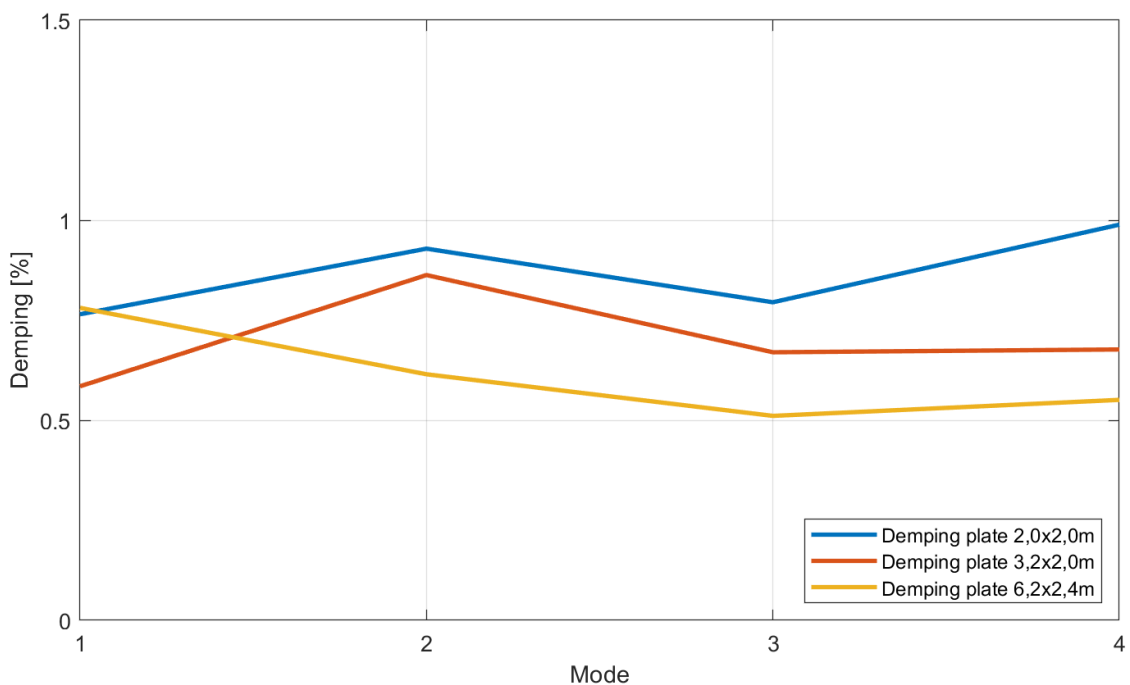
Tabell 6.2: Endring av rulleskjær i den numeriske modale analysen.

Som det kan ses i tabell 6.2 påvirkes ikke frekvensen i like stor grad som det nedbøyningen påvirkes av endret rulleskjærmodul for det midterste T8-laget. Det kommer også frem at endret rulleskjær påvirker enkel opplagring mer enn 4-punkts opplagring. For enkel opplagring kan det også ses en tydelig prosentvis endring mellom veggplatene og etasjeskilleren. For 4-punkts opplagring er det motsatte tilfellet, men den prosentvise endringen er ikke like stor.

På grunnlag av resultatene funnet i denne masteroppgaven kan det være interessant å se nærmere på sammenhengen mellom spennlengde og stivhet for CLT-plater. Dette er foreslått gjort ved å starte med en lengre plate og gradvis kutte denne platen for å se på sammenhengen mellom stivet og spennlengde. I denne oppgaven er det bare blitt testet på 3 ulike spennlengder, samt at sammenhengen mellom spennlengde og stivhet ikke har vært i baktankene til forfatterne. Det foreslås dermed å se nærmere på denne sammenhengen, med et klart mål om at det er denne sammenhengen som skal undersøkes.

6.1.2 Demping

Fra slaghammertesting ble også dempingen funnet. Fra graf 6.2 kan det ses at en økt platelengde har noe lavere demping enn for en kortere lengde. Dette stemmer overens med tidligere studier om demping og spennlengde. *Labonote, Rønnquist og Malo* fant en sammenheng med økt demping for kortere spennlengder ved forskning på trebjelker [30]. På den andre siden kan forskjellen i demping skyldes større påvirkning fra opplagerbetingelsene. En økt spennlengde vil medføre en større total vekt og vil dermed ligge mer stabilt enn de lettere platene gjør. Ved en lettere vekt vil platene ligge mer ustabil og opplagerbetingelsene kan potensielt bidra til dempingen ved å ta energi ut av systemet. Dette er sett ved enkel opplagring at flere av platene «flappet», og dermed stjeler energi.



Figur 6.2: Dempingen for de ulike frekvensene plottet for de tre ulike platelengdene som har blitt testet. Alle dataene er fra slaghammer med 4-punkts opplagring og uten vekt.

6.2 CLT-konstruksjonen

6.2.1 Demping

Dempingen ble også funnet for platene i CLT-konstruksjonen. For topp-platen har det blitt funnet demping for alle de fire første modene, mens for veggelementene har det kun blitt funnet demping for et fåtall moder. Dempingen for topp-platen har blitt analysert ved hjelp av to ulike metoder. Det har blitt gjennomført slaghammertesting og tester ved bruk av ANCO. Begge disse resultatene har vist en økt demping fra runde 1 til 6 med tilsynelatende likt stigningstall. Dempingen fra ANCO ligger også noe høyere enn det dempingen fra slaghammer ga. Ved å se på dempingen fra platene enkeltvis og inn i CLT-konstruksjonen har også dempingen økt.

Vurdering av resultatene

Resultatene for veggelementene har vært jevnt over skuffende sammenlignet med resultatene for etasjeskilleren. Det var ikke uventet at resultatene kunne variere mye da det har blitt opplevd at slaghammerresultater og opplagerbetingelser henger sammen. Både under prosjektoppgaven og testingen på platene i denne oppgaven har slaghammertesting gitt dårlige resultater når grensebetingelsene har vært ustabile. Dette ses godt ved å sammenligne platene med 4-punkts opplagring og platene med enkel opplagring. Med enkel opplagring har det maksimalt kunnet blitt hentet ut 2-3 moder med klare FRF-spektre og tilhørende animasjoner. Derimot har det blitt hentet ut 8-10 moder med klare FRF-spektre for 4-punkts opplagring. Dette kan tyde på at slaghammertesting er sensitiv for ustabile opplagerbetingelser.

For elementene i CLT-konstruksjonen er det naturlig å anta at grensebetingelsene har blitt mer ustabile. Dette fordi opplagerbetingelsene var svært ujevne på grunn av lokale deformasjoner og glipper i konstruksjonen, som belyst i vedlegg F.1. Dette har igjen bidratt til en ujevn fastholdning som potensielt har gitt utslag på resultatene for veggelementene.

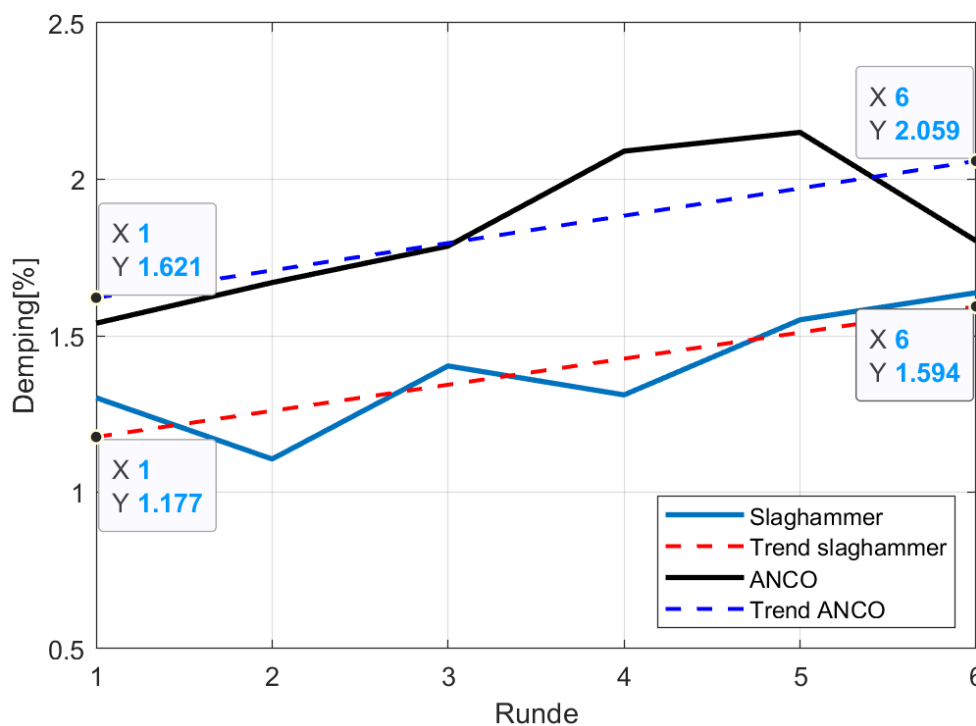
ANCO vs slaghammer

For topp-platen ga både slaghammer og ANCO en økende trend for dempingen. Dette kan ses i figur 6.3. Her kommer det også tydelig frem at dempingsresultatene fra ANCO ligger i området 0,5% over slaghammer.

Forsøk med ANCO har mindre menneskelig feilkilder. Ved å føre platen inn i resonans for deretter å kutte kraften vil de frie svingningene gradvis dempes. Ved å logge denne dissipasjonen kan man lettere tolke resultatene ved hjelp av numeriske verktøy. Dette bidrar igjen å minimere feilkilder da det kan gjennomføres flere ulike analyser. Dissipasjonen har blitt analysert ved bruk av logaritimisk dekrement, demping mellom flere topper adskilt og den snittede dempingen mellom en serie av påfølgende topper. Dette har bidratt til å minimere feil i tolkningen.

Forsøk med slaghammer åpner for flere feilkilder. I gjennomføringen av testingen etter-

strebes det at hvert slag skal være så likt som mulig, noe som ikke alltid er like lett. Ved gjennomføringen av slaghammer på veggene er det ikke mulig å utnytte tyngdekraften slik at kraften kommer fra personen som gjennomfører forsøket. At hvert slag er likt i hvert punkt er dermed lite sannsynlig. I tolkningen av slaghammerresultatene brukes også program tilhørende slaghammer. Her må FRF-spekteret være tydelig for å kunne få gode kurvetilpasninger og tilhørende frekvens og demping. Dette åpner for menneskelig påvirkning da kurvetilpasningen er styrt av brukeren i det tilhørende programmet.

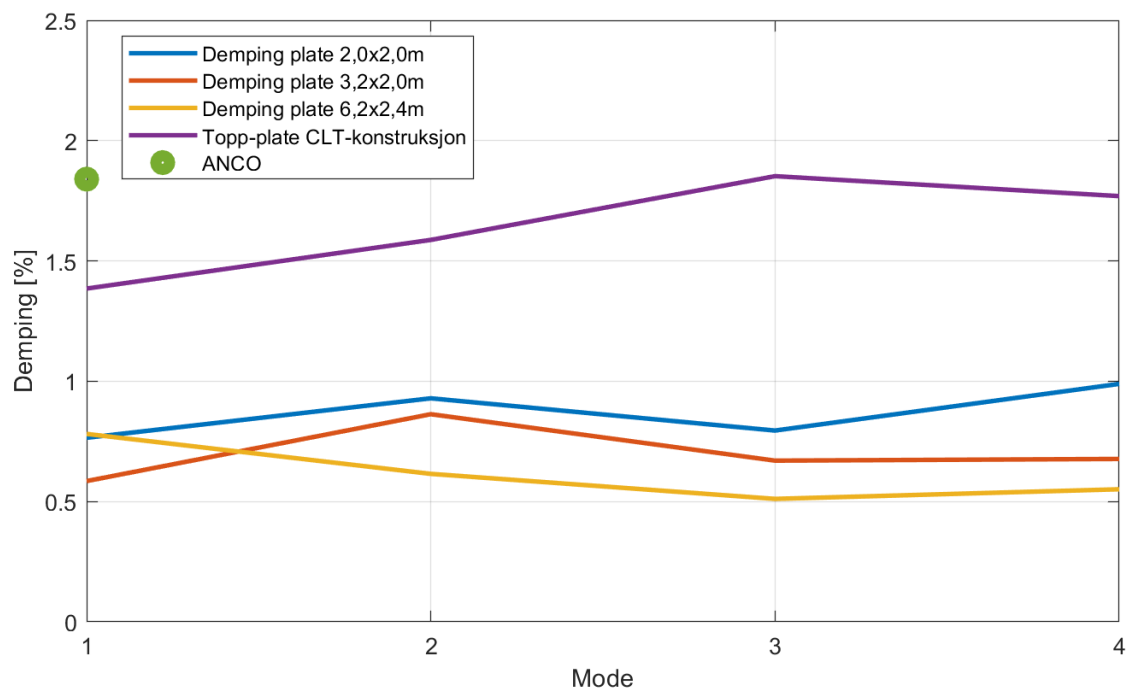


Figur 6.3: Utvikling av dempingen for 1. frekvens målt ved slaghammer og ANCO. Punktene er vist for start- og endepunkt for trendlinjene.

I figur 6.3 ser man utviklingen i demping for topp-platen i konstruksjonen. Resultatene fra slaghammer og ANCO har en differanse på rundt 0,5%, men de viser begge dempingstall i spekteret 1-2%. Det er verdt å merke seg at trendlinjene for begge testmetodene har lik stigning noe som viser at dempingsutviklingen er jevnt økende over de seks rundene med skruerinnsetting. Det at dempingen øker, skyldes at konstruksjonen blir gradvis stivere. Fra teorien om rayleigh-demping i kapittel 3.3.2 kan man se fra figur 3.13 at det stigende, lineære og stivhetsproporsjonale dempingsbidraget øker ved økende frekvenser. I og med at konstruksjonen blir stivere og oppnår høyere frekvenser etter hver runde, er det forventet at også dempingstallet vil stige.

Demping fra platene enkeltvis og inn i strukturen

En av punktene for denne oppgaven var å se hvordan dempingen utviklet seg fra testing på platene enkeltvis og inn i strukturen. Det har blitt funnet at dempingen har økt med 1,0-1,5% avhengig av mode og eksperiment. Slaghammer har gitt en økt demping rundt 1,0% for de fire første modene, mens resultater fra ANCO har gitt en økt demping på omtrent 1,5% for den første moden.



Figur 6.4: Alle dempingsresultatene plottet mot hverandre. ANCO er plottet kun for første frekvens. Verdiene for ANCO og slaghammer er et snitt av alle verdiene for runde 1-6.

Det kommer tydelig frem fra figur 6.4 at dempingen har økt. I figuren er dempingen plottet for de fire første egenfrekvensene og for første egenfrekvens er også resultatene fra ANCO inkludert. Det kan ses at dempingen fra ANCO ligger betydelig høyere enn for slaghammer og dette kan skyldes at resultatene fra slaghammer kan variere mye.

Det var forventet at dempingen i strukturen ville være høyere enn for platene. Ved å ha en sammensatt struktur vil man innføre en større mengde friksjon i systemet og andre potensielle energi-dissiperende faktorer. Alle disse ekstra dempingskildene vil bidra til strukturdempingen som man vil få i en sammensatt struktur. Den sammensatte strukturen i denne oppgaven har økt den totale dempingen i området 0,5-1,5%, avhengig av mode.

6.2.2 Stivhet

Det har kommet tydelig frem fra samtlige forsøk at forbindelsene har økt stivheten til konstruksjonen. For samtlige gjennomføringer av slaghammer og ANCO har frekvensen økt med antall innsatte skruerader, som det kan ses i tabell 6.3 og 6.4. Den gjennomsnittlige økningen i frekvens er på 11,84% for slaghammerresultatene.

Frekvensutvikling for etasjeskilleren			
Frekvens	Frekvens runde 1 [Hz]	Frekvens runde 6 [Hz]	Økning [%]
1.	25,87	28,45	9,97
2.	60,44	71,77	18,75
3.	80,63	88,23	9,43
4.	108,65	121,37	11,71

Tabell 6.3: Frekvensutvikling for plate 1 med prosentvis økning i stivhet for de fire første frekvensene.

Frekvensutvikling veggelementer				
Plate	Frekvens	Frekvens runde 1 [Hz]	Frekvens runde 6 [Hz]	Økning [%]
2	4.	92,19	100,91	9,46
3	4.	71,47	80,22	12,24
4	1.	46,57	51,84	11,32

Tabell 6.4: Frekvensutvikling for veggelementene med prosentvis økning i stivhet.

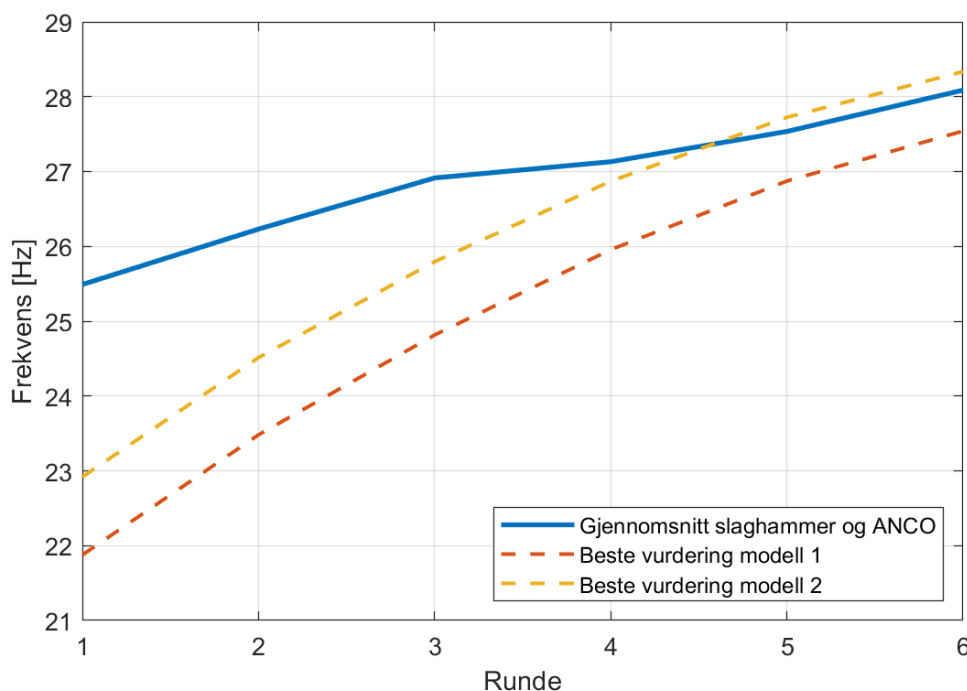
FE-modell

For å kunne si noe om de eksperimentelle resultatene har det blitt konstruert to ulike FE-modeller i elementmetodeprogrammet Abaqus. I begge disse modellene er beste ingeniørmessige vurdering lagt til grunn for modelleringen. I modellene er forbindelsene modellert ved hjelp av fjærer med 6 frihetsgrader og fjærene er tilegnet stivhet på grunnlag av tekniske forskrifter og beste vurdering.

For den første modellen er forbindelsene plassert korrekt i samsvar med plasseringen i CLT-konstruksjonen. Dette har resultert i at elementene har blitt punktvis koblet og har tillatt deformasjon mellom forbindelsene. Dette har blitt forsøkt tatt hensyn til ved å tilegne kontaktstivhet for xylofon-laget. Dette har resultert i betraktelig økt frekvens for de første rundene, mens det har lite betydning for sluttresultatet. For sluttresultatet er forskjellen i frekvens for økt kontaktstivhet innenfor et intervall på under 1,5 Hz.

For den andre modellen er forbindelsene fordelt utover en hel kontaktflate. Dette ble gjort for å minimere bevegelsene mellom forbindelsene og dermed minimere betydningen av ingen kontaktformulering i modellen. Dette bidro til å flytte utviklingskurven

omtrent 1 Hz oppover som kan ses i figur 6.5. Fra figuren kan det også ses at fra runde 4 stemmer FE-modellen godt overens med de eksperimentelle resultatene.



Figur 6.5: Illustrasjon av utviklingen for de to ulike modellene. Det er ikke lagt inn kontaktstivhet for xylofon-laget.

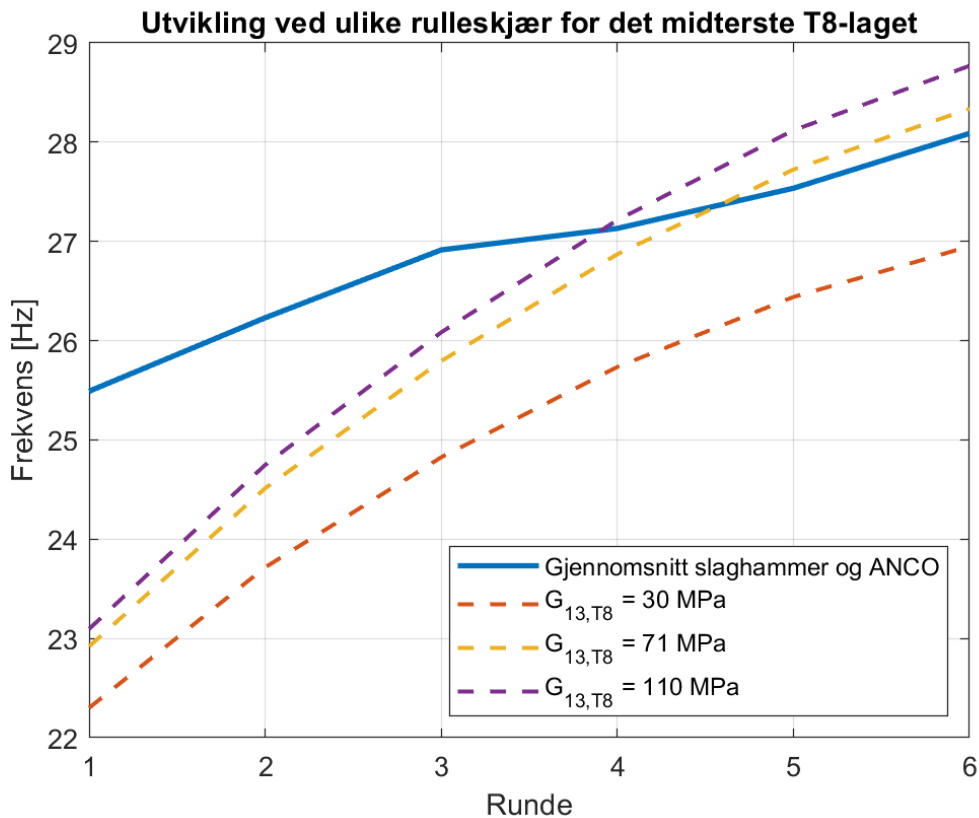
Sluttresultatet for begge FE-modellene stemmer godt overens med de eksperimentelle resultatene. Her er stivheten til forbindelsene på sitt maksimale og økt stivhet for xylofon-laget har liten betydning for frekvensen. Forandring av stivheten for de andre frihetsgradene har også svært liten påvirkning på resultatet.

Fra et design-perspektiv er modell 2 mer hensiktsmessig enn modell 1. Det vil være mer gunstig å kunne tilegne en stivhet per løpemeter i en modell enn å måtte plassere alle forbindelsene korrekt i modellen. Samtidig som modell 2 tilsynelatende løser problemet med kontaktformulering for skallelementer, anses modell 2 som den beste modellen for videre arbeider.

Optimaliserte verdier i FE-modell

Ved bruk av optimaliserte verdier, er det lite samsvar mellom FE-modellene og de eksperimentelle resultatene. Som det kommer frem av figur 5.27 er FE-modellen mest sensitiv for endring av $G_{13,T8}$, $\rho_{m,T8}$, $E_{1,T22}$, $E_{2,T22}$, $G_{12,T22}$ og $\rho_{m,T22}$. Av disse parametrene er det stor sikkerhet rundt E-modul og densitet, slik at disse burde holdes konstant. På grunnlag av hvordan tre blir plassert i ulike styrkeklasser taler det mot

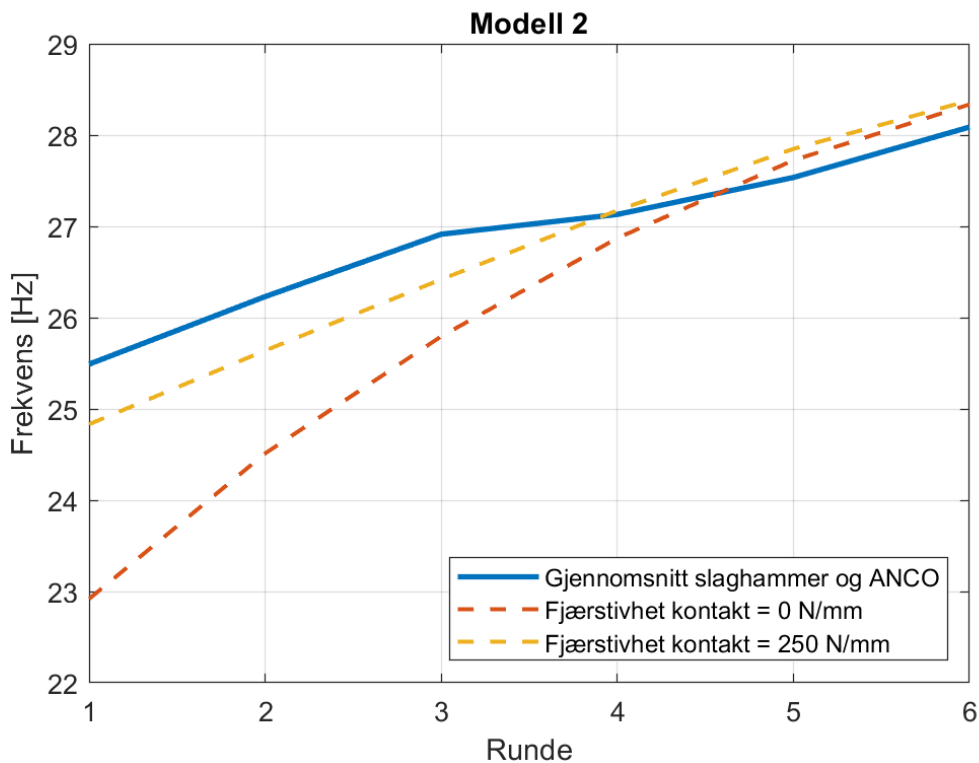
å øke densiteten og samtidig senke E-modulen. For at et parti tømmer skal kunne gi en styrkeklasse må både E-modul og densiteten være lik eller større enn verdien for vedkommendes klasse[2]. Derfor vil effekten av at densiteten øker trekkes ned av at E-modulen også må tilfredsstillende kravet til klassifisering. Rulleskjær er på den andre siden en verdi som er vanskelig å fastsette. G_{13} for T8 påvirker stivheten mye og er også den parameteren det er mest usikkerhet rundt. Resultatene funnet for testing på platene enkeltvis kan peke i retning av at rulleskjær er betraktelig lavere enn middelverdien. Derimot er det lite som skal tilsi at densiteten er betraktelig høyere eller at E-modulen er betraktelig lavere. Fra graf 6.6 er betydningen av rulleskjær illustrert, hvor den gul-stiplede linjen er utviklingen med middelverdier.



Figur 6.6: Betydningen av endret rulleskjær i modell 2. Middelverdier er benyttet.

FE-modell med middelverdier

Ved bruk av middelverdier og ved å tilegne xylofon-laget minimalt med stivhet, stemmer FE-resultatene godt overens med de faktiske målingene. Ved å bruke middelverdiene istedenfor de optimaliserte, baserer modellene seg på beste tilgjengelige informasjon som vil benyttes ved design.



Figur 6.7: Beste samsvar mellom FE-modell og eksperimentelle resultater. Middelerverdiene er benyttet.

Figur 6.7 viser utviklingen for modell 2 mot eksperimentelle forsøk. Den rød-stiplede linjen representerer beste vurdering og den gul-stiplede viser beste samsvar. På grunnlag av samsvaret mellom FE-modellen og de eksperimentelle forsøkene kan verdiene i tabell 6.5 være et godt estimat på stivheten til forbindelsene. Det bør derimot gjennomføres en nærmere og mer korrekt undersøkelse.

Runde	D11 [$\frac{kN}{mm}/m$]	D22 [$\frac{kN}{mm}/m$]	D33 [$\frac{kN}{mm}/m$]
1	26,4	5,8	2,8
2	52,6	8,9	3,8
3	78,9	13,8	5,3
4	105,3	22,4	7,5
5	131,9	38,4	11,0
6	158,7	69,9	17,1

Tabell 6.5: Forbindelsesstivheten per løpemeter.

Kapittel 7

Konklusjon og videre arbeid

7.1 Konklusjon

Hensikten med denne masteroppgaven har vært å se på betydningen av en sammensatt CLT-struktur for demping og stivhet. Herunder har betydningen av forbindelsene vært et fokus og det er forsøkt å modellere en enkel FE-modell for å se hvor godt den samsvarer med de virkelige målingene.

Ved gjennomføring av slaghammer og nedbøyningstester er det funnet at den virkelige stivheten er betraktelig lavere enn hva analytiske løsninger og numeriske verktøy har gitt. Dette er her sett i sammenheng med de korte dimensjonene og betydningen rulleskjær har for korte spenn. Det kan fra testene som er gjennomført i denne masteroppgaven tyde på at rulleskjær og spenn har en større sammenheng enn det som er forfatterne kjent.

Videre er det gjennomført en optimaliseringsprosess for å eliminere avviket fra enkle tester på platene og inn i CLT-strukturen. Denne optimaliseringen har resultert i lavere numeriske resultater for stivheter og dermed lavere frekvens og større nedbøyning, men likevel peker de empiriske dataene i retning enda mykere plater enn det optimaliseringen har gitt. Sett fra en statistisk ståsted er det lite sannsynlig at materialdataene for E-modul og densitet vil avvike like mye som det er funnet her ettersom CLT-platene er satt sammen av et stort antall planker. Videre er antagelsen om at densitet er høyere enn tabulert lite sannsynlig ettersom platene også er uttørket. Fra disse grunnene bør tallene funnet i optimaliseringsprosessen kun anses som et forsøk på å minimere avviket som er målt ved slaghammer og nedbøyning.

Beregningene av forbindelsesstivhetene er en kombinasjon av formler fra tekniske godkjenninger, beste ingeniørmessige vurdering og enkle sammenhenger mellom fjærer i serie og parallell. Disse stivhetene er videre innsatt i en enkel FE-modell for å se hvor virkelighetsnær FE-modellen og de tilhørende beregnede stivhetene er. I motsetning til FE-resultatene fra platene enkeltvis, som ga stivere plater, ga FE-resultatene

for CLT-strukturen noe mykere løsninger. Ved å tilegne xylofon-laget minimalt med stivhet er det funnet en god sammenheng mellom FE-modellen med middelverdier og de eksperimentelle resultatene.

Det er funnet at forbindelsene har økt stivheten til strukturen. Den gjennomsnittlige økningen i frekvens for samtlige frekvenser funnet fra første til siste test med slaghammer er funnet til å være 11,84%.

Gjennom prosessen har utviklingen av dempingstall på platene blitt målt og analysert, først som enkeltplater og senere som en del av konstruksjonen. På denne måten var det mulig å fastslå hvor stor del av dempingen som kom fra materialegenskaper og hvor mye som ble forårsaket av friksjon i strukturen. På grunn av den forventede strukturdempingen var det forventet at platenes dempingstall ville øke fra testene med 4-punkts opplagring og til de var en del av konstruksjonen. Det er funnet at strukturdempingen i denne oppgaven utgjør i området 0,5-1,0%, slik at det totale dempingen for CLT-strukturen ligger i området rundet 1,5%.

7.1.1 Konklusjon - Bulletpoints

- CLT-platenes stivhet er betraktelig lavere enn analytiske og numeriske løsninger for platene i denne oppgaven
- Frekvensen funnet ved slaghammer har gått fra å ligge under forventet resultat til å ligge over forventet resultat inn i CLT-strukturen for de laveste stivhetene. Dette kan forklares med mangledene kontaktformulering i Abaqus.
- Dempingkoeffisienten har økt med 0,5-1,0% ved å gå fra 4-punkts opplagring og inn i en sammensatt struktur. Kan peke i retningen at strukturdempingen ligger i området 0,5-1,0%, slik at 1,5% er et godt estimat for dempingen i en trekonstruksjon.
- Resultatene fra slaghammer og ANCO viser lik frekvensutvikling for økt stivhet i forbindelsene.
- ANCO-resultatene for demping ligger høyere enn for slaghammer.
- Stivheten til stålvinkelen er dominerende i beregning av forbindelsesstivheten. Denne er betraktelig lavere enn skruestivhetene og trekker følgelig den sammensatte stivheten til forbindelsen ned.
- Ved å benytte seg av en modell hvor stivheten per forbindelse er fordelt utover en hel overgang (her: modell 2) sammen med originale materialparametre samsvarer numerisk løsning med virkelige målinger for den stiveste konfigurasjonen. (Gjennomsnitt slaghammer og ANCO = 28.1 Hz, Modell 2 med originale verdier = 28,4 Hz)

7.2 Videre arbeid

Denne masteroppgaven har sett på en rekke ulike faktorer ved CLT og som andre tidligere arbeider bidrar denne masteroppgaven til å stille flere spørsmål enn hva den besvarer. Under er en liste over videre arbeider som forfatterne anser fornuftige å besvare:

- Betydningen av xylofon og påvirkningen denne har for slaghammer-resultatene.
- Lage en mer nøyaktig FE-modell - Kontaktformulering i Abaqus ved bruk av skallelementer
- Betydningen av flere forbindelser tettere påmontert har å si for stivhet og demping.
- En nøyaktig evaluering av stivheten til en stålvinkel-forbindelse. Herunder bestemmelsen av:
 1. Translasjonsstivheten til stålvinkelen
 2. Rotasjonsstivheten til en stålvinkel

Bibliografi

- [1] «Trevirkets oppbygging og egenskaper,» 2007. adresse: <http://www.trefokus.no/resources/filer/fokus-pa-tre/40-Trevirkets-oppbygging-og-egenskaper.pdf>.
- [2] K. Bell, *Dimensjonering av trekonstruksjoner*, 1. utg. Fagbokforlaget, 2017, ISBN: 978-82-450-2212-4.
- [3] E. Souza, «Cross Laminated Timber (CLT): What It Is and How To Use It,» 2018. adresse: <https://www.archdaily.com/893442/cross-laminated-timber-clt-what-it-is-and-how-to-use-it>.
- [4] «CLT solid wood technology is the most advanced wood construction technology,» 2021. adresse: <https://wigo.haus/en/clt/cross-laminated-timber/>.
- [5] E. Guttman, «Brettsperrholz: Ein Produktportrat [Cross laminated timber: a product profile],» 2008.
- [6] R. Brandner, G. Flatcher, A. Ringhofer, G. Schickhofer og A. Thiel, «Cross laminated timber (CLT): overview and development,» *Springer-Verlag Berlin Heidelberg*, 2016.
- [7] G. Schickhofer, *Cross Laminated Timber (CLT) in Europe – from conception to implementation*. University of British Columbia, Department of Wood Science, 2010.
- [8] K. Malo, R. Abrahamsen og M. Bjertnæs, «Some structural design issues of the 14-storey timber framed building “Treet” in Norway,» *European Journal of Wood and Wood Products*, 2016. adresse: https://www.researchgate.net/publication/298906052_Some_structural_design_issues_of_the_14-storey_timber_framed_building_Treet_in_Norway.
- [9] Q. Zhou, M. Gong, Y. H. Chui og M. Mohammad, «Measurement of rolling shear modulus and strength of cross laminated timber fabricated with black spruce,» *Elsevier*, 2014, ISSN: 0950-0618. adresse: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0950061814003560#f0005>.

- [10] A. Sandoli og B. Calderoni, «The Rolling Shear Influence on the Out-of-Plane Behavior of CLT Panels: A Comparative Analysis,» *Department of Structures for Engineering and Architecture, University of Naples "Federico II"*, 2020. adresse: <https://www.mdpi.com/2075-5309/10/3/42/htm>.
- [11] T. Ehrhart, R. Brandner, G. Schickhofer og A. Frangi, «Rolling Shear Properties of some European Timber Species with focus on Cross Laminated Timber (CLT): Test Configuration and parameter Study,» 2015. adresse: https://www.research-collection.ethz.ch/bitstream/handle/20.500.11850/106049/eth-48244-01.pdf?fbclid=IwAR0Bii0thD1pDw4V4mbeeQbBaJQYQxmI4_RUvcLc_v0LDKmiTEvmfRon4HQ.
- [12] P. Fellmoser og H. J. Blass, «Influence of rolling shear modulus on strength and stiffness of structural bonded timber elements,» 2004. adresse: <https://holz.vaka.kit.edu/public/40.pdf>.
- [13] K. Pellinen, «Moisture properties of wood,» adresse: <https://www.woodproducts.fi/content/moisture-properties-wood>.
- [14] J. Bjerve og E. Sagerud, *Eksperimentell dynamisk analyse av et trebasert komposittdekke*, 2020.
- [15] «Vibration of Mass-Spring-Damper System,» adresse: https://sumemura.jp/301_vibration-of-discrete-system/.
- [16] D. Russell, «Acoustics and Vibration Animations,» adresse: <https://www.acs.psu.edu/drussell/Demos/Resonance-Regions/Resonance.html>.
- [17] J. Bjerve og E. Sagerud, *Dynamisk analyse av limtrebjelker og etasjeskiller i tre, herunder fastsettelse av dempingskoeffisient, egenfrekvensog egenmoder*, 2019.
- [18] A. K. Chopra, *Dynamics of structures*, 4. utg. Pearson education, 2012, ISBN: 9780198520115.
- [19] E. Borgström og J. Fröbel, *The CLT Handbook CLT structures – facts and planning*. Svenskt Trä, 2019.
- [20] A. Homb, «Kriterier for opplevde vibrasjoner i etasjeskillere,» 2007.
- [21] SINTEF, *Teknisk godkjenning Nr. 20712*. SINTEF, 2019.
- [22] N. Labonnote, *Modal hammer for dummies*, versjon 1.0, NTNU, 2012.
- [23] K. Bell, *An engineering approach to Finite element analysis of linear structural mechanics problems*, 1. utg. Fagbokforlaget, 2014, ISBN: 978-82-321-0268-6.
- [24] SIMULIA, *ABAQUS/CAE User's Manual*, versjon 1.0, Dassault Systemes, 2011.
- [25] D. A. V. der Velden og D. P. Koch, «Isight Design Optimazation Methodologies.,» 2010. adresse: http://www.simulia.com/download/products/Isight_Design_Optimization_Methodologies.pdf.

- [26] S. f. B. T. rothoblaas, «PLATES AND CONNECTORS FOR TIMBER, BUILDINGS, STRUCTURES AND OUTDOOR.»
- [27] I. ANCO Engineers, *Operating Manual for the MK-102 Eccentric Mass Vibrator System*, versjon 1.0, ANCO Engineers, Inc., 2010.
- [28] L. Fossheim og E. Sekkesæter, *Dynamisk analyse av CLT*, 2020.
- [29] M. Kawrza, T. Furtmuller, C. Adam og R. Maderebner, «Parameter identification for a point-supported cross laminated timber slab based on experimental and numerical modal analysis,» *European Journal of Wood and Wood Products*, 2020.
- [30] N. Labonnote, A. Rønqvist og K. A. Malo, «Experimental evaluations of material damping in timber beams of structural dimensions,» *Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2013*, 2013.

Vedlegg A

Modellering i Abaqus

- A.1 - Modellering av platene
- A.2 - Modellering av CLT-konstruksjon

A.1 Modellering av platene

Modelleringen av den store platen vil vises her. Eneste forskjellen mellom de to platene er geometrien. (*Gjelder bare frekvensmodell, **Gjelder bare nedbøyningsmodell)

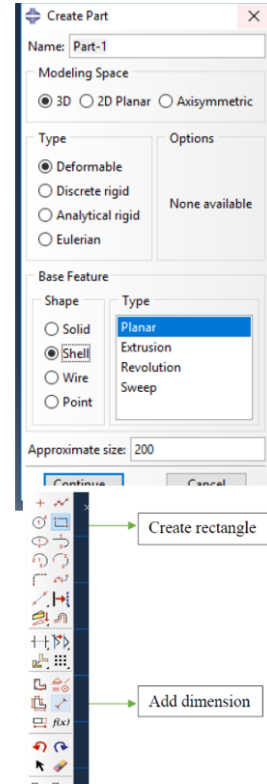
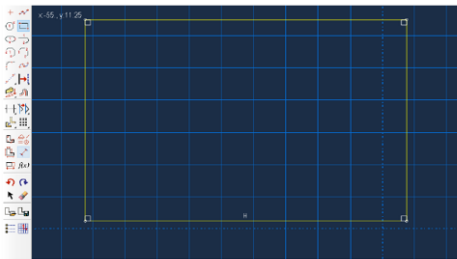
Geometri

Starter med å definere geometrien til platen.

For å starte å lage elementet dobbel-klikk på *Part* i *Parts*-modulen i Abaqus treet.

Behold *3D Modelling Space* og *Deformable* som *Type* og velg *Shell* som *Shape* og *Planar Type*.

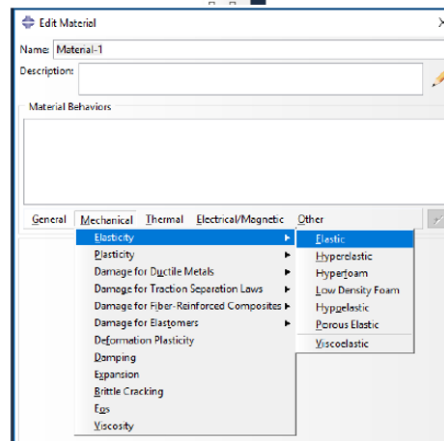
Tegn et tilfeldig rektangel i tegneområdet. Så må det tillegges dimensjoner. Trykk på *Add Dimensions* og klikk på de to sidene for å velge de to dimensjonene. (Lx=3200,Ly=2000) (For den lille platen (Lx=Ly=2000)).



Material

Det neste steget er å definere materialene. Dobbelt-klikk på *Materials* og velg egenskapen som skal tegnes. Dette må gjøres til sammen 2 ganger ettersom vi har to ulike materialer. Kall det første materialet T8 slik at de to materialene kan skilles fra hverandre. Ettersom vi skal gjøre en modal analyse må det både legges inn mekaniske egenskaper og densitet.

Velg *Mechanical-Elasticity-Elastic* og velg *Engineering Constants* fra *Type*-menyen og skriv inn verdiene under (unntatt densiteten). For å legge inn densiteten velges *General-Density* og legg inn verdien som er oppgitt for densitet under.



Materialegenskaper										
Fasthetsklasse	E_1	E_2	E_3	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}	G_{12}	G_{23}	G_{13}	ρ
T8	11500	230	230	0,4	0,4	0,4	720	720	72	4,3E-010
T22	13000	430	430	0,4	0,4	0,4	810	810	81	4,7E-010

Gjenta prosessen, men nå kalles det nye materialet for T22 og materialparemetrene for dette materialet legges inn.

Sections

Det neste steget er å definere sammensetningen av elementet. Dobbelklikk på *Sections*, og siden vi modellerer en kompositt plate, velg *Shell-Composite*.

Fyll tabellen, innsett materialene som er lagd, tykkelsen av hvert lag, orientering samt navn og bekreft.

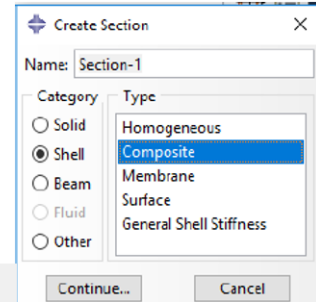
Section integration: During analysis Before analysis
 Layup name:

Basic **Advanced**

Thickness integration rule: Simpson Gauss

Symmetric layers

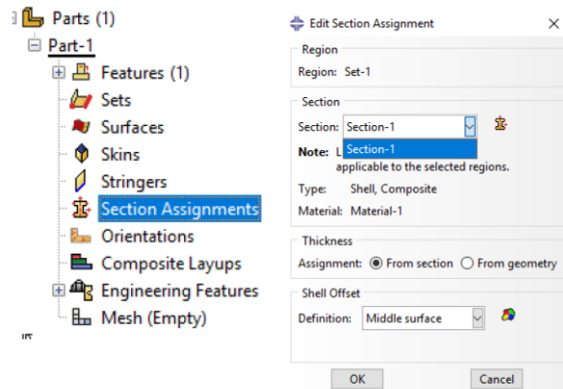
Material	Thickness	Orientation Angle	Integration Points	Ply Name
T22	33.33	0	3	ply3
T8	33.34	90	3	ply2
T22	33.33	0	3	ply1



T8-laget er satt til 33.34mm slik at den totale tykkelsen er akkurat 100mm.

Nå må vi tilegne sammensetningen til vår plate som er lagd. Under *Parts*, åpne den lagde delen og click på *Section Assignments*.

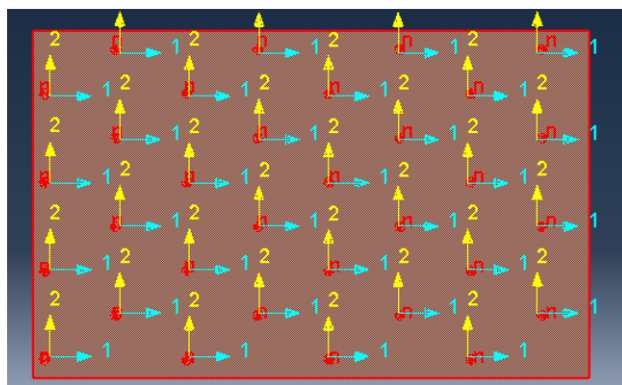
Velg området som skal tilegnes den lagde sammensetningen (her er det hele platen) og bekreft. I boksen som kommer opp, tilegn sammensetningen (section-1) og bekreft.



Orientering

Etttersom vi modellerer et tre-element, er det viktig og tilegne riktig orientering til elementet.

Rett under *Section Assignmenst*, trykk på *Orientations*. Velg platen og klikk på *Use Default Orientation or Other Method* i det nederste venstre hjørnet av tegneområdet. Et lokalt aksesystem (1,2,3) vil dukke opp på platen. For vår plate har vi satt orienteringen på 0 grader til å ligge langs x-aksen. Dermed må vi velge *Normal Direction – Axis 3*. Dermed vil 0 grader ligge langs x-aksen.

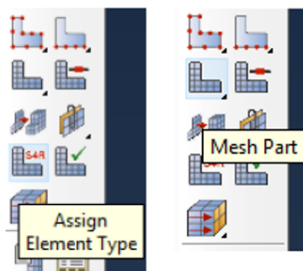
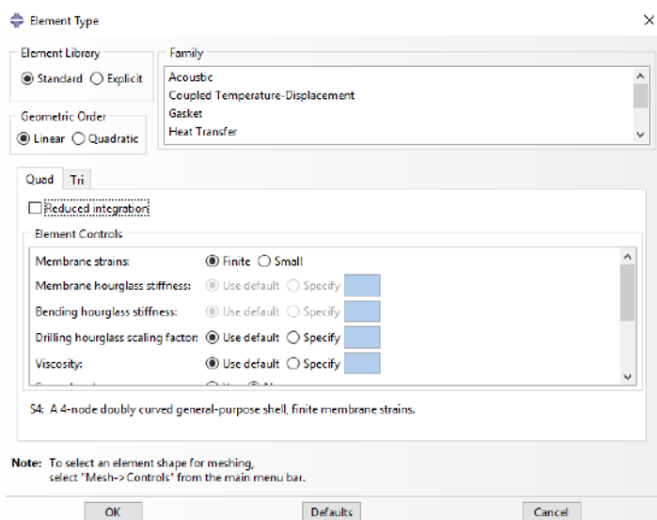


Mesh

Nå må vi «meshe» platen. Rett under *Orientations*, klikk på *Mesh*. Først, klikk på *Seed Part*. I *Global Seeds* boksen, velg 25 som *approximate global size* og bekreft.

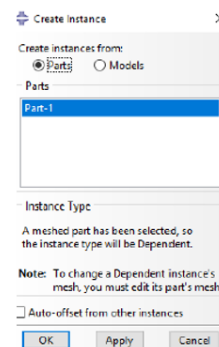
Så må vi velge type element. Klikk på *Assign Element Type*. Klikk på platen og bekreft.

Avhuk boksen med redusert intergrasjon. Da skal elementet være S4 som indikert i verktøyboksen. Deretter bekreft. S4 elementer bruker tykk-plate teori (Reissner-Mindlin) for å evaluere plateoppførsel.



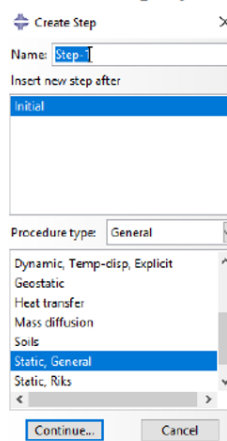
Assembly

I en modell etter at delene er konstruert må de velges inn i analysen. For å gjøre dette trykk på *Assembly* i Abaqus-treet og dobbel-klikk på *Instances*. Velg delen vår *Part-1* og trykk *OK*.

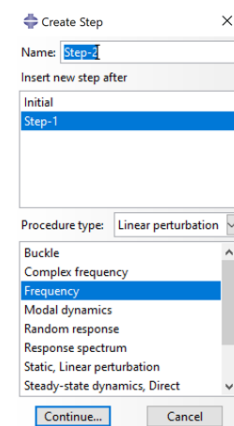


Steg – frekvens *

I steg-modulen velger vi steg for vår analyse. Det er allerede et *Initial*-steg i modellen, men her kan ikke laster eller frekvenser analyseres. Dermed må vi lage et nytt steg for dette.



Dobbel-klikk på *Steps* i Abaqus-treet. *Procedure Type* velg *Linear perturbation* og velg deretter *Frequency*.



Steg - nedbøyning **

Dobbel-klikk på *Steps* i Abaqus-treet. Velg *Static General* og bekreft.

NB! DET ER LAGD EN MODELL FOR NEDBØYNING OG EN FOR FREKVENSLIK AT DE IKKE ER BLANDET.

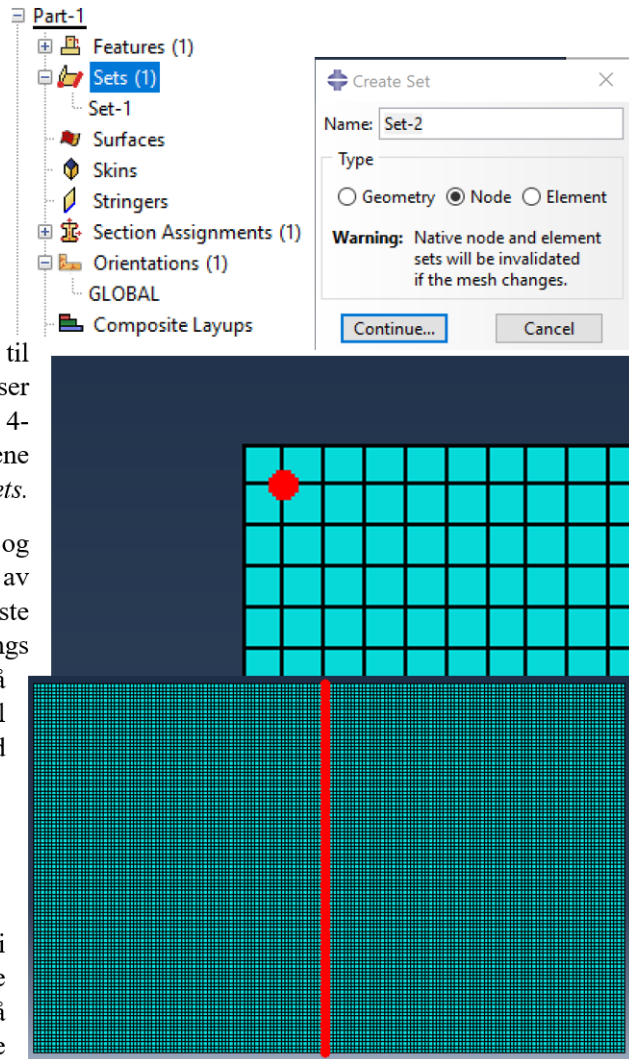
Sets

For å tilegne 4-punkts opplagring riktig og tilegne last må det velges set som grensebetingelsene og lasten skal virke i.

Åpne model-treet for *Part-1* og dobbel-klikk på *Sets*.

For punkt-opplagringen velg *Node* i boksen som dukker opp. Velg en node som ligger rett innenfor randen slik som i figuren til venstre. Ettersom «meshet» et på 25mm passer dette godt med plasseringen av mutterne for 4-punkts opplagring. Gjenta dette for alle hjørnene av platen slik at det er blitt lagd 4 nye *node Sets*.

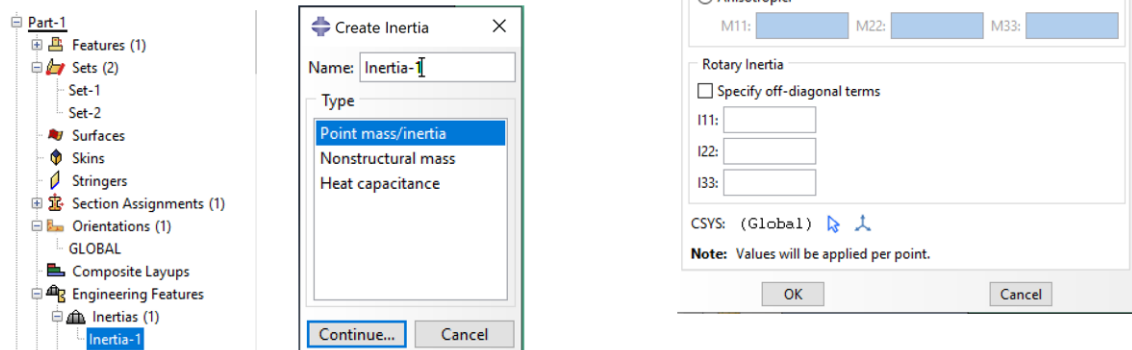
For lasten gjentas samme prosedyre med *Sets* og *Node*. Derimot må alle nodene på tvers av midten til platen velges. Finn først den midterste noden og deretter velg samtlige noder langs denne tenkte linjen. (Det samme settet vil også brukes til å tilegne masse for å ta hensyn til pålagt masse for frekvensberegning med pålagt masse)



Tilegne masse for frekvensanalyse *

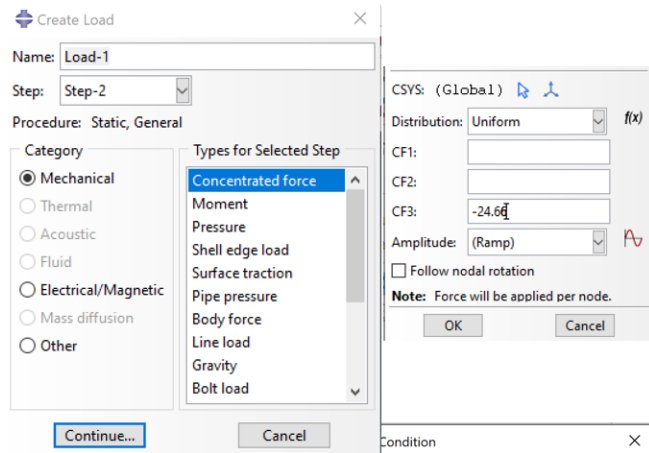
For å ta hensyn til massen i frekvensberegningen er det valgt å tilegne massen til stålbjelken ved å plassere denne på de samme modene som vist til venstre. Dette gjøres ved å velge *Inertia – Point mass/inertia*. Velg deretter settet med noder som tilsvare nodene langs midten av platen.

Det vil så dukke opp en boks hvor massen skal legge inn. Ettersom modellen bruker SI med millimeter som grunnenhet må massen legges inn som tonn.



Last **

For å simulere nedbøyningen med bjelke må en last tilegnes modellen. Dobbelklikk på *Loads* i Abaqus-treet. Velg deretter *Mechanical – Concentrated force*. Velg så settet som tilsvarer alle nodene på midten av platen og legg in kraften som Newton per node. Med en bjelkevekt på 203,6 kg og 81 noder blir dette 24,66 Newton (NB! Abaqus bruker punktum og ikke komma)



Grensebetingelser

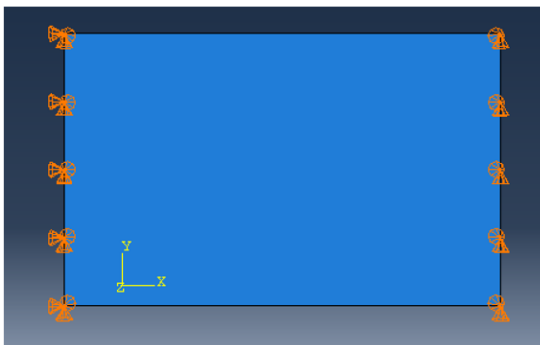
4-punkts opplagring

Dobbel-klikk på *BCs* i Abaqus treet for å tilegne grensebetingelser. Velg *Mechanical – Displacement/rotation* og velg det første hjørnet. Huk av tilsvarende det første bilde under slik at hjørnet er låst i alle retninger. Fortsett slik for alle hjørnene mot klokka og huk av i samsvar med bildene under (Det første hjørnet er øverst til venstre på platen). Dette vil sikre at platen er fastholdt tilsvarende de virkelige samt at det ikke blir noe feil under analysen.



Enkel opplagring

For enkel opplagring gjøres mye av det tilsvarende. Forskjellen ligger ved at grenseområdet velges fra tegneområdet. Hold musepekeren langs den ene kanten når «settet» skal velges. Huk dermed av for U1, U2 og U3 for den ene kanten og U2 og U3 for den andre kanten.



Jobb

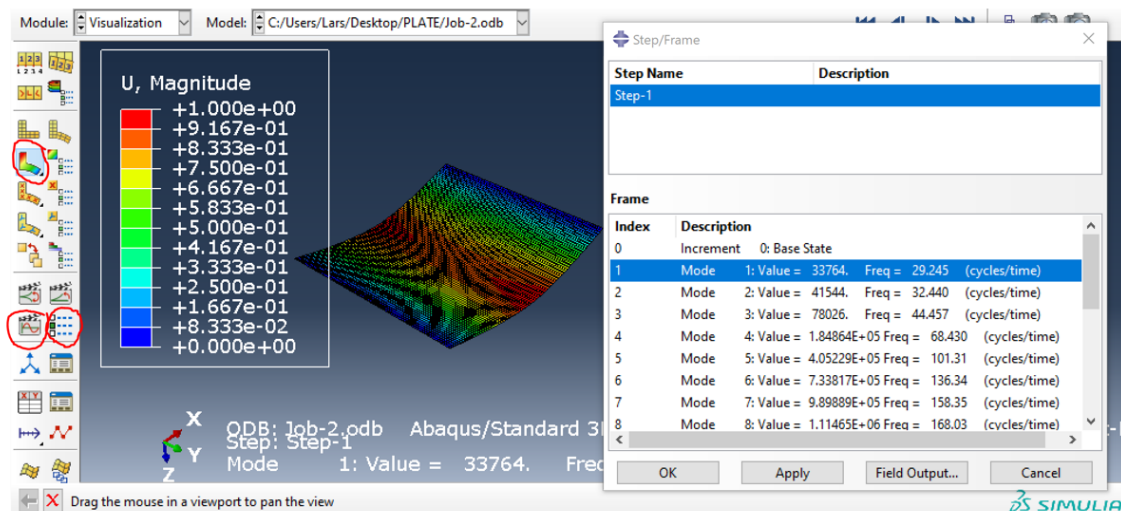
Modellen er nå klar og må evalueres av Abaqus.

I bunnen av Abaqus-treet, dobbel-klikk på *Jobs*, og velg modellen og bekreft.

Den nye jobben vil vises i Abaqus-treet. Høyre-klikk på denne og velg *Submit*.

Resultater

Når jobben er *Completed* venstre-klikk på jobben og velg *Results*. For så frekvensene velges *Result* i den øverste menyen og deretter *Step/Frame*. I boksen som dukker opp skal alle de aktuelle frekvensene dukke opp. Fra tegneområdet kan videre animasjoner velges på grunnlag av frekvensene i boksen.

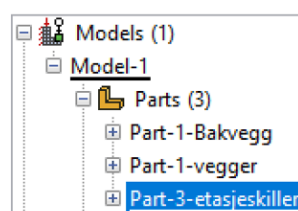


A.2 Modellering av CLT-konstruksjon

Modelleringen av CLT-konstruksjonen vil gjennomgå her. Før konstruksjonen starter må de to ulike platene konstrueres. Det vises til vedlegget for modellering av platene for dette. Begge platene modelleres etter den samme malen slik at det skal være 2 elementer i Abaqus-treet. I steget for «mesh» kan dette hoppes over da dannelsen av «mesh» vil være noe annerledes for delene i CLT-konstruksjonen.

Bakvegg

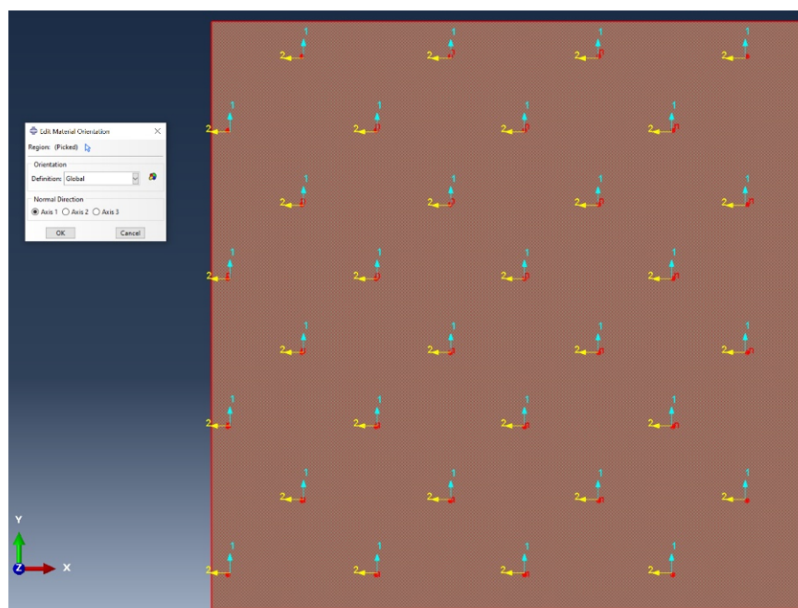
For å gjøre modelleringen enklere må det lages en egen *Part* for bakveggen. Denne veggen kan enten lages i likhet med modellering for platene eller bare kopiere modellen av veggen og kalle denne for *bakvegg*. Høyre-klikk på veggdelen og trykk kopier. I tekstboksen som dukker opp kall denne nye delen for bakvegg, slik at det lett kan skilles mellom de to delene.



Orientering av platene

I likhet med for platene må platene i denne delen tilegnes orientering mtp. Egenskapene i de ulike retningene.

Dermed må orienteringen til vegg-elementene endres til *Axis 1* slik at vi har definert elementene slik at T22-elementene ligger parallelt med y-aksen.

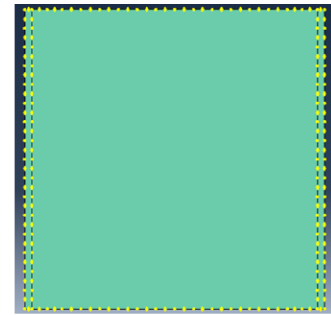
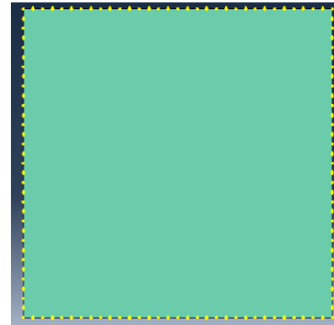
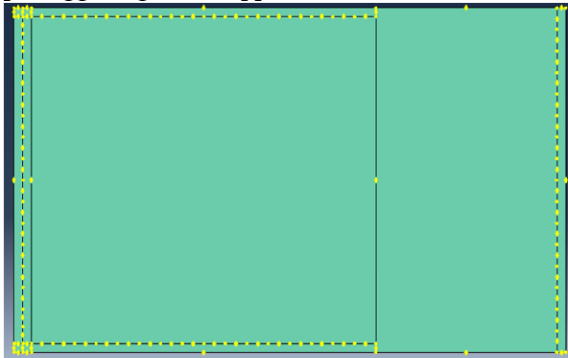


Oppdeling til forbindelser

For å plassere alle fjærene i modellen må det lages til start og endepunkter for alle fjærene. Dette må gjøres ved å dele opp alle kantene på de ulike delene. Her er alle de ulike kantene delt opp til 16 deler slik at det er 17 fjærer totalt per kant. For å gjøre dette brukes *Partition* i Abaqus.

For bakveggen må det lages en oppdeling som gjør at fjærene står rett over hverandre. Denne oppdelingen lages 50 mm fra ende kantene og denne nye oppdelinga deles opp i tilsvarende 16 deler

Etasjeskilleren må deles opp slik at alle fjærene mellom veggene og etasjeskilleren står vinkelrett med det globale aksesystemet. Derfor må etasjeskilleren deles opp som i figuren under. Som det kan ses fra figuren deles alle disse oppdelingene som ligger direkte over kanten på veggen også delt opp i 16 deler.



Mesh

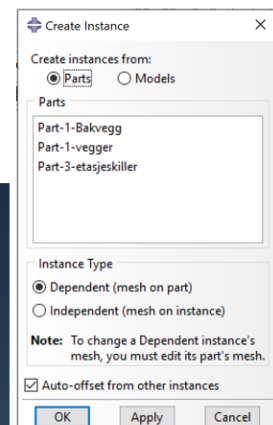
Nå som alle delene er delt opp korrekt må alle platene tilegnes mesh. Her gjøres det samme som for platene. Mesh-størrelsen settes til 25mm da dette skal passe for alle de ulike delene i alle de ulike oppdelingene. Sett så element-typen til S4 i likhet med for platene.

Assembly

Når alle delene er modellert må modellen bygges. Åpne *Assembly* i Abaqus-treet og dobbel-klikk på *Instances*.

I tekstboksen som dukker opp vil alle de ulike delene kunne velges inn. Huk av for *Auto-offset from other instances*. Dette gjør at delene ikke legger seg oppå hverandre. Behold *Instance Type – Dependent (mesh on part)*. Da beholdes meshet som er lagd.

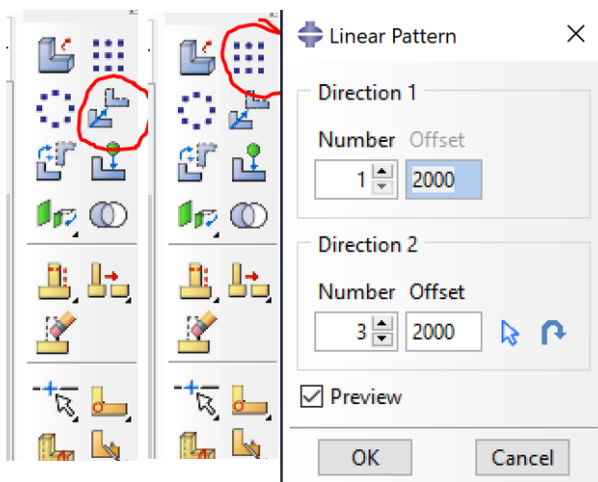
Velg så inn *Part 1 – vegger*. Vi ønsker ikke å velge inn *Part 1 – bakvegg* eller *Part 3 – etasjeskiller* enda ettersom dette kan medføre og blande veggene.



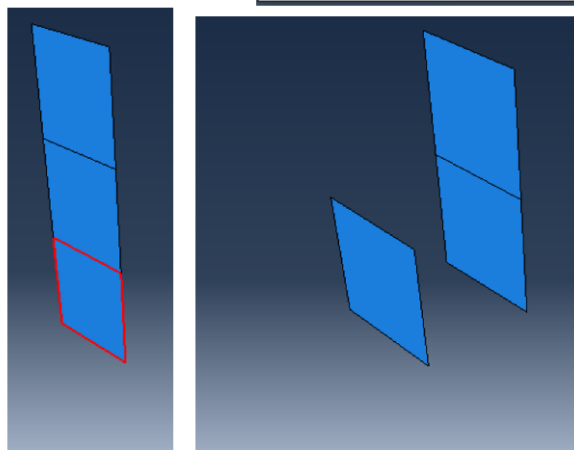
Tegneområdet skal nå ha en del, som i figuren over. Nå må vi kopiere vegg-elementet 3 ganger og plassere hvert element riktig.

Trykk på *Translate Instance* og velg vegg-elementet. Velg så det nederste hjørnepunktet og skriv inn koordinatene (100,0,50). Da er denne veggen plassert korrekt. Plantegning med koordinater følger til slutt i denne del-seksjonen.

Nå må vi kopiere denne veggen to ganger. Trykk på *Linear pattern* og velg veggen.



I *Linear Pattern* tekstboksen settes tallene likt som i figuren vist her. Det er ikke så nøye hvordan de kopieres, så lenge det nå er totalt 3 vegg-elementer. Med den viste måten blir vegg-elementene kopiert i høyden og det blir ikke rot i tegneområdet. Trykk så *OK*.

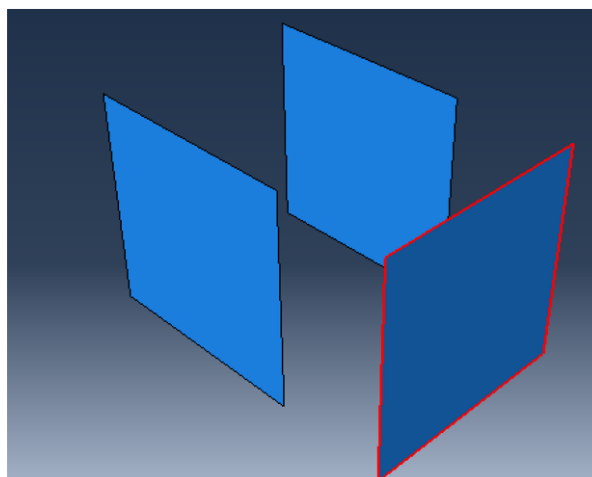


Trykk på *Translate Instance* og velg det øverste vegg-elementet. Velg så det nederste venstre hjørnepunktet på denne veggen og skriv inn koordinatene (100,0,1950). Da er denne veggen plassert korrekt. Tegneområdet skal nå endre seg som tegneområdene til høyre har gjort.

Den neste veggen må både roteres og flyttes. Vi starter med å flytte veggen.

Trykk igjen på *Translate Instance* og velg det nederste venstre hjørnet. Skriv så inn koordinatene (3150,0,0), dette plasserer hjørnet-punktet korrekt.

Nå må veggen roteres 90 grader. Trykk på *Rotate Instance* og velg veggen. Velg så to punkter som ligger langs kanten til det forrige valgte hjørnepunktet og skriv inn -90 grader. Veggen skal da rotere seg som i figuren til høyre og er korrekt plassert.



Nå må bakveggen hentes inn til tegneområdet. Dobbel-klikk på *Instances* Abaqus-treet og velg inn bakveggen.

Nå som bakveggen er valgt inn roterer vi først veggen slik at den vris 90 grader.

Nå må veggen roteres 90 grader. Trykk på *Rotate Instance* og velg veggen. Velg så to punkter som ligger langs venstre kant og skriv inn -90 grader. Veggen skal da rotere seg som i figuren. Da gjenstår det å flytte denne veggen til korrekt plassering.

Trykk på *Translate Instance* og velg denne veggen. Velg hjørnet nederst til høyre (Sett fra denne vinkelen) og skriv inn koordinatene (50,0,0). Trykk *OK* og veggen er korrekt plassert.

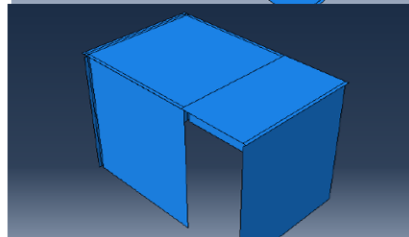
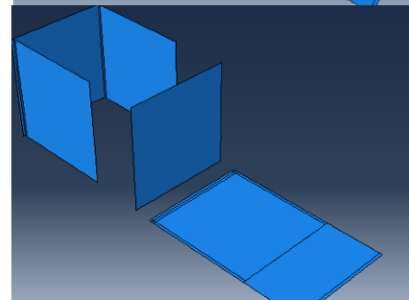
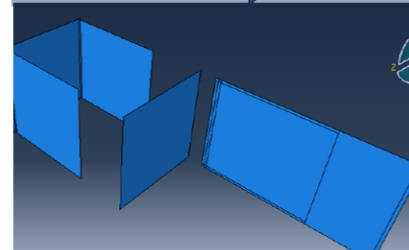
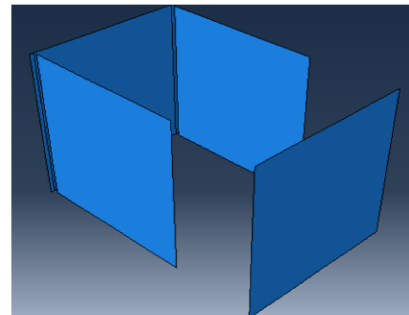
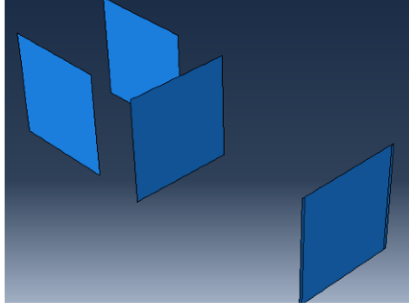
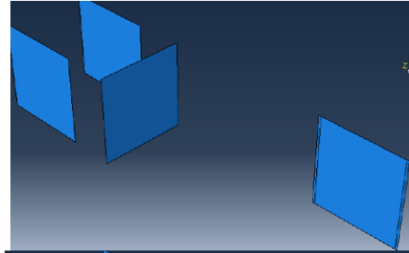
Nå er alle veggene plassert korrekt og etasjeskilleren må hentes inn til tegneområdet. Dobbel-klikk igjen på *Instances* og velg inn etasjeskilleren.

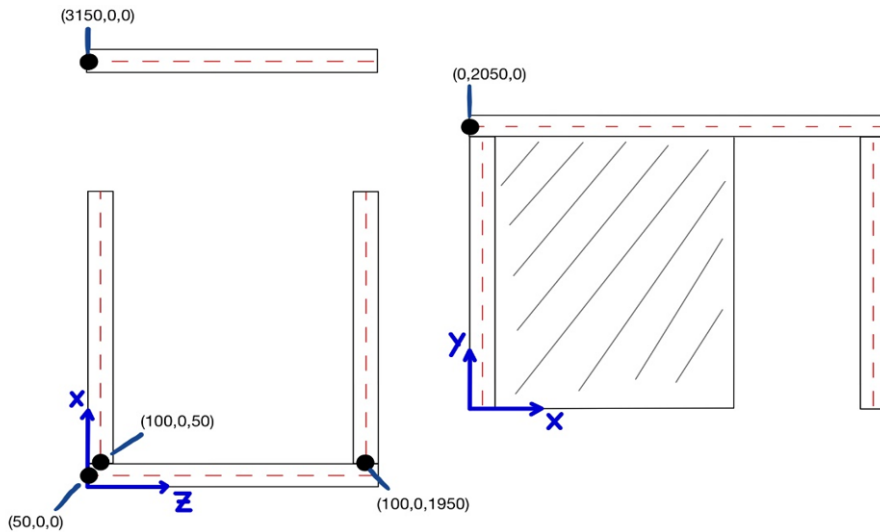
Nå når etasjeskilleren er valgt inn må denne roteres slik at den ligger flatt. Trykk på *Rotate Instance* og velg to punkter på den nederste kanten.

Etasjeskilleren skal nå ligge flatt og tegneområdet skal se ut som figuren til høyre. Da gjenstår kun å flytte etasjeskilleren til korrekt plass.

Trykk på *Translate Instance* og velg hjørnet lengst vekk og skriv inn koordinatene (0,2050,0).

Nå er alle delene plassert korrekt.





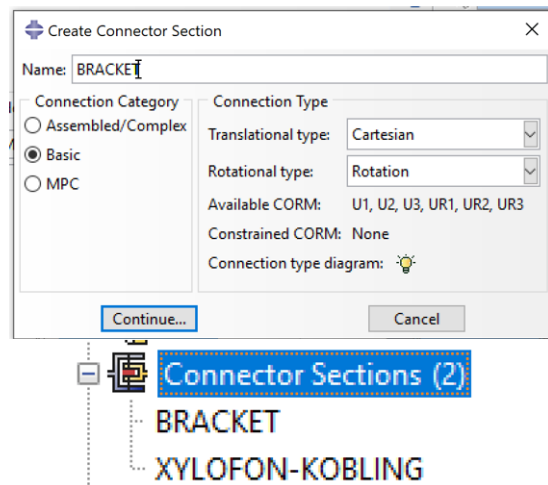
Forbindelser

Nå når alle elementene er plassert korrekt må forbindelsene på plass. Bla ned i Abaqus-treet og dobbel-klikk på *Connector Sections*.

I tekstboksen som dukker opp kall forbindelsen for «BRACKET» og endre *Connection Category* til *Basic* og sett *Translation Type* til *Cartesian* og *Rotational Type* til *Rotation*. Trykk deretter OK.

Gjenta prosessen, men nå kaller vi forbindelsen for «XYLOFON-KOBLING».

Vi har nå definert våre to forbindelser.

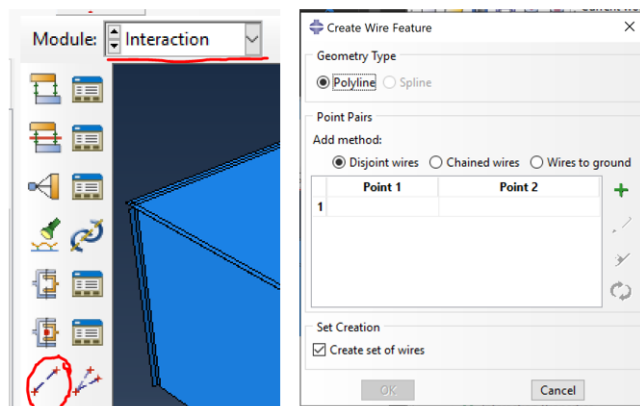


Plassering av forbindelsene

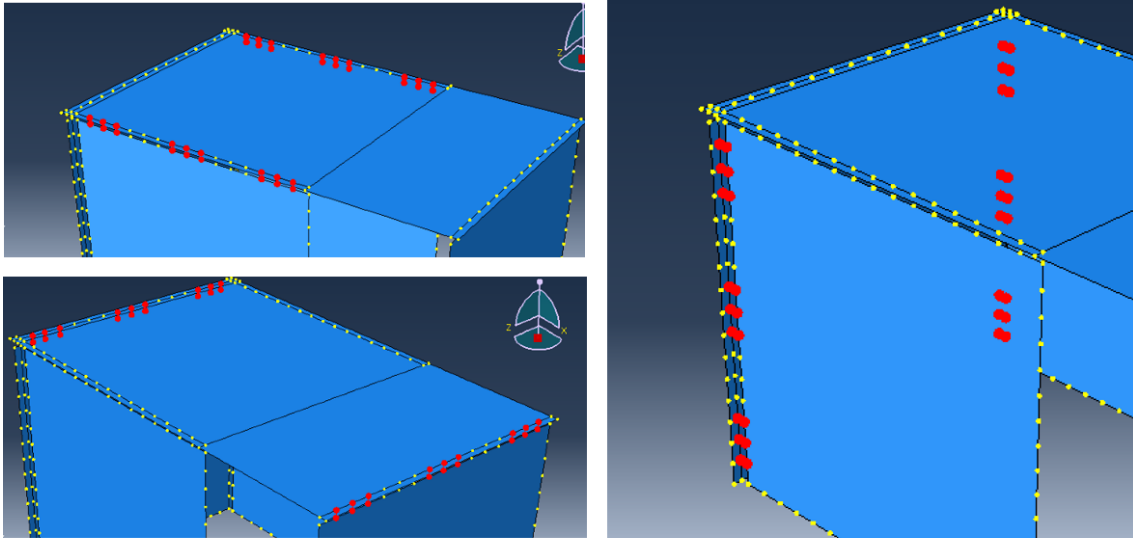
Nå må forbindelsene plasseres riktig i modellen. Endre *Module* til *Interaction* og velg *Create Wire Feature*.

I tekstboksen som dukker opp behold standard-innstillingene og trykk på «+»-knappen.

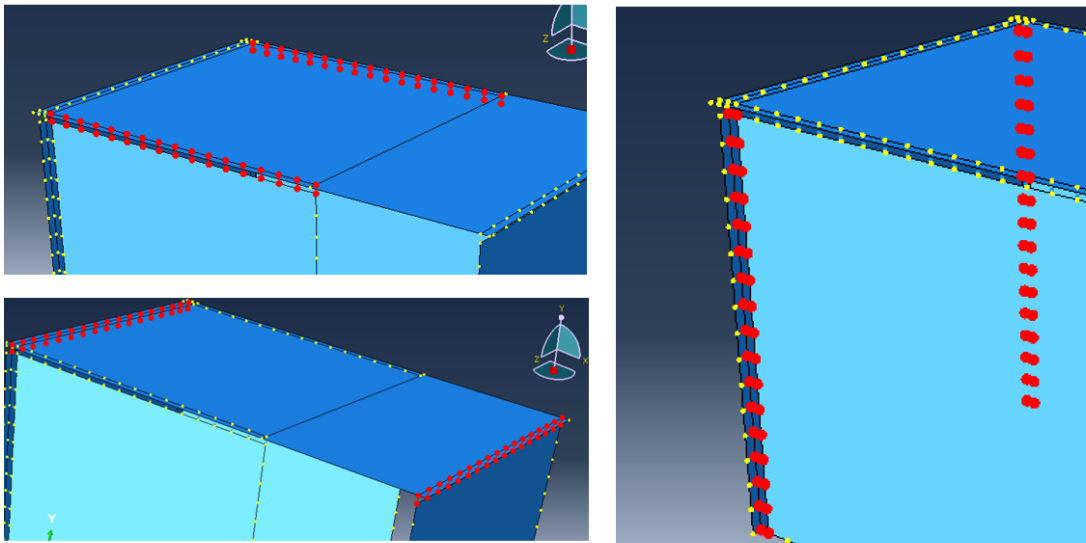
Plasseringen av fjærene må gjøres i 3 omganger. Dette er på grunnlag av orienteringen og gjør plasseringen av lokale aksesystemer enklere.



Velg ut de samme plasseringene i likhet med de tre bildene under for hver av de tre rundene



For xylofon-laget gjentas prosessen over, men her velges samtlige punkter langs overgangene.



For modell 2 er det også disse *Wirenene* som forbindelsene blir tilegnet stivhet.

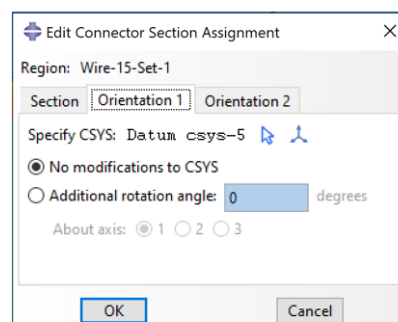
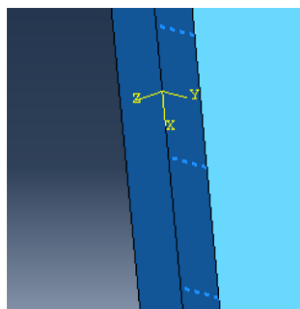
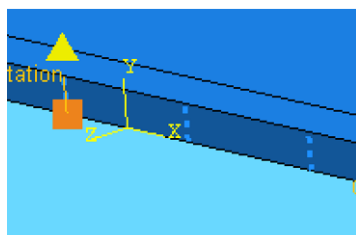
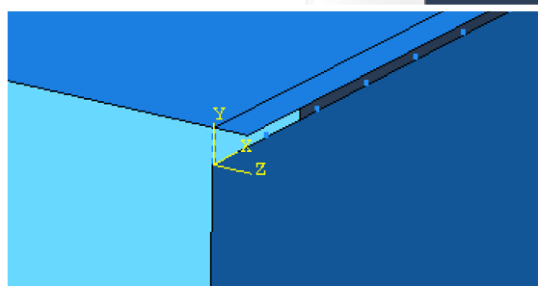
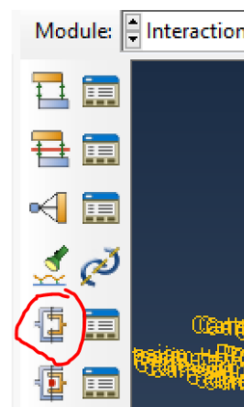
VEDLEGG A. MODELLERING I ABAQUS

Nå skal de ulike *Wire'ene* som ble lagd i det forrige steget tilegnes de definerte forbindelsene.

Trykk på *Create Section Assignment* og velg en av de valgte settene.

For å kunne skille de ulike settene fra hverandre huk av for *Highlight selections in viewport*.

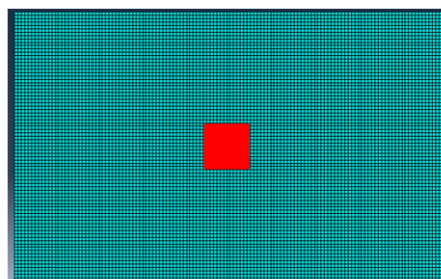
En viktig ting her er å tilegne korrekt lokale aksesystem for de ulike settene. Det lokale aksesystemet skal være som i bildet til høyre for alle settene. Altså skal x-aksen ligge langs kanten, y-aksen skal ligge langs fjæren og z-aksen skal være 90 grader på fjæren. Dette gjøres i fanen *Orientation 1* ved å spesifisere aksesystemet. Følelig skal det totalt være 3 ulike aksesystemer, som kan ses her for de ulike forbindelses-retningene.



Inkludering av ANCO

For at den modale analysen i Abaqus skal kunne sammenlignes med de eksperimentelle målingene må vekten til ANCO-maskinen inkluderes på topp-platen. Dette er gjort ved å tilegne masse til et sett noder tilsvarende utstrekningen på vibratoren. Platen til vibratoren har en utstrekning på 300x300mm og ettersom meshet har en størrelse på 25mm blir dette 12x12 noder på midten av etasjeskilleren.

Først må settet med noder defineres. Under etasjeskilleren i Abaqus-treet dobbel-klikk på *Sets* og velg *Node* i tekstboksen som dukker opp. Deretter må 12x12 noder velges på midten av etasjeskilleren. Som vist i figuren til høyre.



Deretter åpne *Engineering Features* under *Assembly* og dobbelklikk på *Inertia*. Velg deretter *Point mass/inertia*. Trykk deretter på det nye settet med noder som har blitt konstruert å legg inn massen som tonn per node. Ettersom vekten er 28 kg legges den inn en vekt på 0,0001944 tonn per node.

Grensebetingelser

Mot bakken er det også benyttet fjærer, men disse er lagt inn annerledes enn forbindelsene innad i modellen.

Åpne igjen treet under *Engineering features*. Dobbeltklikk på *Springs/Dashpots*.

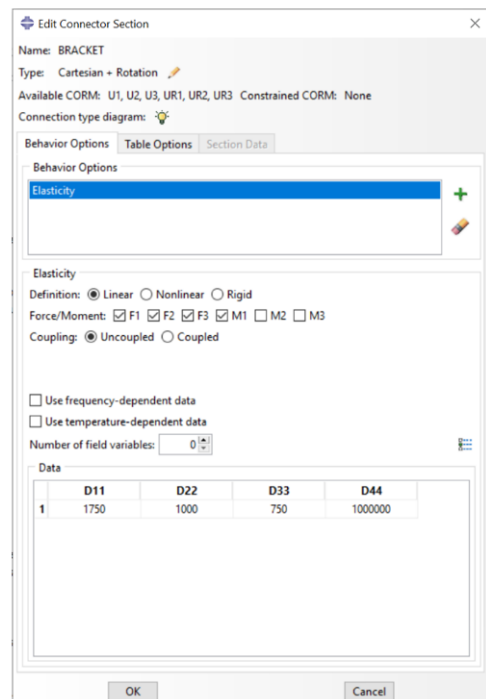
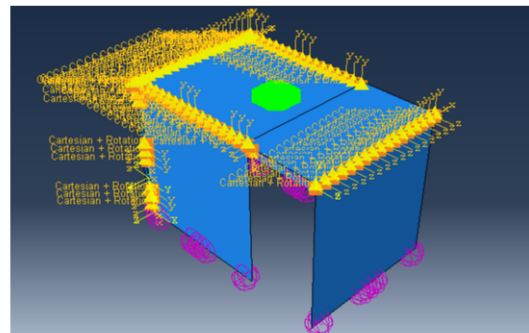
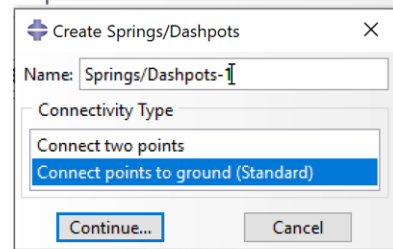
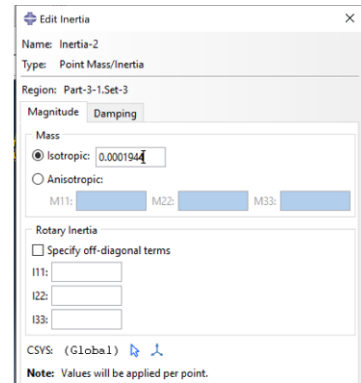
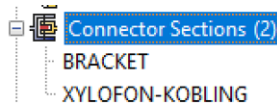
I tekstboksen som dukker opp velg *Connect points to ground (Standard)* og trykk *Continue*.

Velg deretter ut 3 punkter for TCN-forbindelsene og 1 punkt for WHT. Ettersom disse stivhetene ikke har stor betydning for moden som har blitt undersøkt i denne oppgaven er alle disse valgt samtidig. Dermed er det ikke tatt hensyn til de lokale aksesystemene slik at det er det globale aksesystemet som er gjeldene. Det er lagt inn en stivhet på 30 kN/mm for hver av fjærene mot fundamentet. En økt stivhet påvirker ikke nevneverdig, og denne verdien er ansett som rimelig mtp. utregnede stivheter.

I modellen til høyre kan fjærene mot fundamentet ses som lilla kuler der hvor forbindelsene er plassert. Fjærene for TCN er plassert på midten av vegg, mens fjærene for WHT er plassert på den nest ytterste noden på kanten.

Da er modellen ferdig og skal se ut som det siste bildet. Da gjenstår det å lage *Step* og *Job* og dette lages likt som for platene. Her er det kun interessant å se på den modale analysen så i steget er det dette som velges.

For å endre stivhetene til forbindelsene gjøres dette det samme stedet som de ble definert. Åpne hver av de å tillegg stivhet etter hvilken runde som det skal analysers for. I modell 1 brukes BRACKET, mens i modell 2 brukes XYLOFON-KOBLING for forbindelsene i tillegg til xylofin-stivheten. D11, D22, D33 er vist i oppgaveteksten for forbindelsene. D44 er rotasjonsstivheten om D11.



Vedlegg B

Optimalisering - Isight

Lage flytskjema

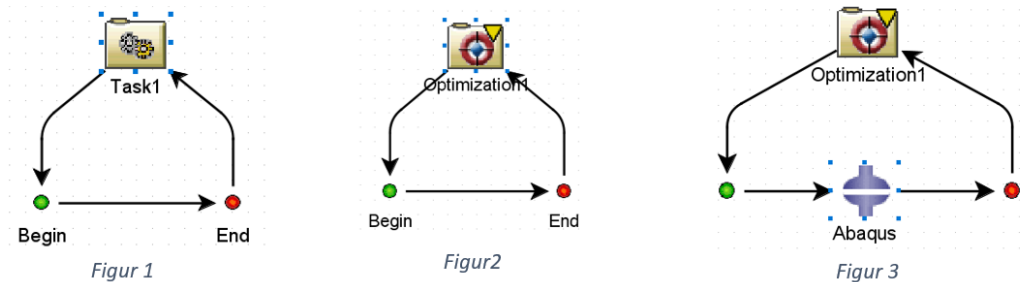
Når man åpner Isight Design Gateway er bildet til høyre det første som møter en.

Under *Process Components* dras optimization og plasseres over *Task1*. I tekstboksen som dukker opp trykk *OK*.

Bildet som nå vises, skal se ut som figur 2.

Deretter må programmet som det skal optimaliseres fra dras in i flytskjemaet. Velg fanen *Application Components*. Herfra dras Abaqus-logoen og plasseres mellom *Begin* og *End*.

Flytskjemat skal nå se ut som figur 3 og flytskjemaet er ferdig.



VEDLEGG B. OPTIMALISERING - ISIGHT

Laste inn modell

For å hente inn en modell fra Abaqus dobbel-klikk på Abaqus-logoen i flytskjemaet.

Tekstboksen som dukker opp vil være helt tom. Trykk på *Browse* og velg .cae-filen som tilsvarer modellen som skal brukes i optimaliseringsprosessen. Trykk deretter på *Read File*.

Etter at *Read File* er trykket på å modellen er lastet inn så dukker alle de parametrene Isight tilater å endre. Huk av for

- T22 density table [1.2]
- T22 elastic table [1.9]
- T8 density table [1.2]
- T8 elastic table [1.2]

Under *Execution*-fanen avhuk *Save Output File to Database*. Hvis ikke denne blir avhuket vil samtlige output-filer fra prosessen lagres og hvis prosessen skal gå lenge kan Pc-en gå tom for lagring.

Under *Output*-fanen skal allerede den tilhørende .odb-filen ligge inne som vist til høyre.

Hvis ikke må .odb-filen tilhørende modellen finnes ved å trykke på *Browse*.

Når filen er lastet inn trykk igjen på *Read File*. Da vil alle output-dataene fra modellen vises i tekstboksen. Huk av for *Step 1 History EIGFREQ [28,2]*.

Etter dette trykk *OK*.

Modellen er nå lastet inn og parameterne av interesse er valgt ut.

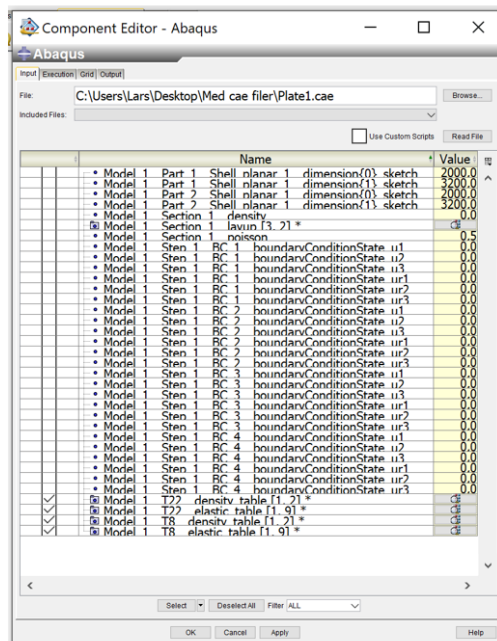
Valg av optimaliseringsprosess

Fra hovedsiden i Isight. Dobbelt-klikk på *Optimization1*.

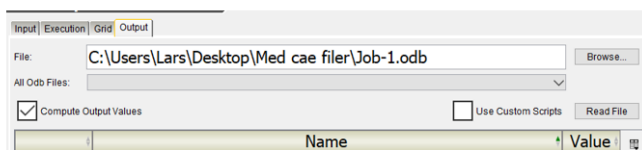
I tekstboksen som dukker opp skal *Optimization Technique* endres til *Pointer*.

Under *Optimization Technique Options* må varigheten endres. Sett *Maximum allowable job time (hr)* til ønsket totale lengde (i denne oppgaven er den satt til 50hr).

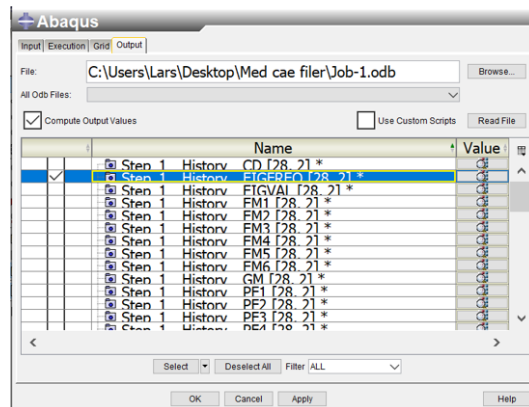
I fanen for *Variables* velges input-parameterne. Huk av for alle de aktuelle parameterne i optimaliseringen.



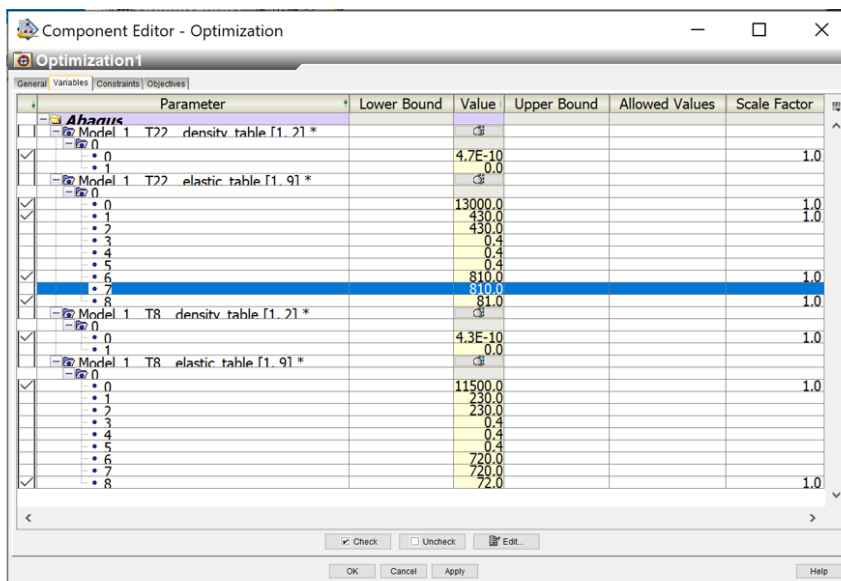
Figur 4



Figur 5



Figur 6



Figur 7

Hopp så til fanen *Objectives*. Her velges målet for prosessen.

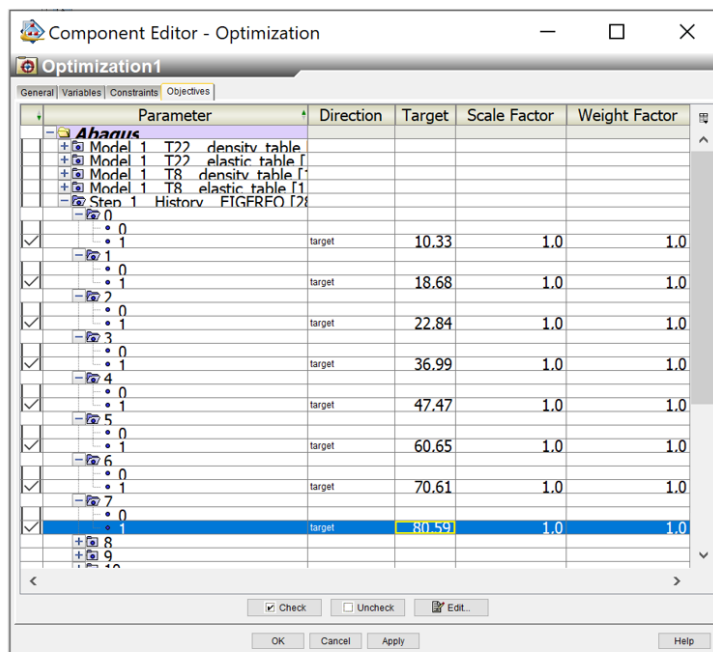
Huk av for samtlige frekvenser som er funnet ved eksperimentell metode som prosessen skal optimaliseres mot.

Sett alle til boksene i kolonnen *Direction* til *Target* slik at prosessen har et klart mål.

Legg så inn alle de eksperimentelle verdiene for frekvensene i kolonnen *Target*.

Tekstboksen skal nå se lik ut som figur 8.

Når alt er huket av for og lagt inn trykk *OK*.



Figur 8

VEDLEGG B. OPTIMALISERING - ISIGHT

Sette grenser for input-parameterne

For å ikke benytte negative eller usannsynlige parameter i modellen må alle parameterne tilegnes intervaller. Dette gjøres fra hovedsiden ved å gå inn i fanen som heter *Parameters*.

Her vil alle parameterne dukke opp og her skal tillatte verdier legges inn.

I kolonnen for *Allowed Values*, trykk på de tre prikkene, I tekstboksen som dukker opp endre *Type* fra *Continuous range* til *Discrete Set*. Dette gjør at parameterne kan ta et bestemt sett med tall og ikke hvilke som helst tall innenfor et intervall. Dette gjør prosessen mer tidseffektiv.

Tallene velges ved å legge inn en øvre og en nedre verdi og et inkrement. Ved å trykke på *Add* tillegges alle verdiene fra start til slutt med det valgte inkrementet. For samtlige verdier er det omtrent 10 ulike verdier som vist i figur 10.

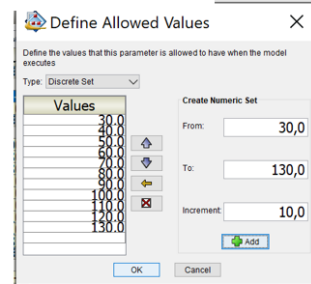
Når alle materialparametrene har fått ulike verdier som de kan ha er prosessen klar og kan startes. Trykk på *Run the Model* og la prosessen kjøre.

Ferdig prosess

Når prosessen er ferdig viser Isight den sammensetningen av parameter som er best for de innlagte *Target*-verdiene. Denne sammensetningen viser Isight med en grønn utheving.

Name	Mode	Value	Unit	Type	Allowed Values	Map...	Sav...
Model 1 T22 densitv. tab		4.7E-10		Real		✓	✓
Model 1 T22 elastic. tab		0.0		Real		✓	✓
Model 1 T8 densitv. tab		4.3E-10		Real		✓	✓
Model 1 T8 elastic. table		0.0		Real		✓	✓
Optimization1 Results				Integer			
Run #		0		Real		✓	✓

Figur 9



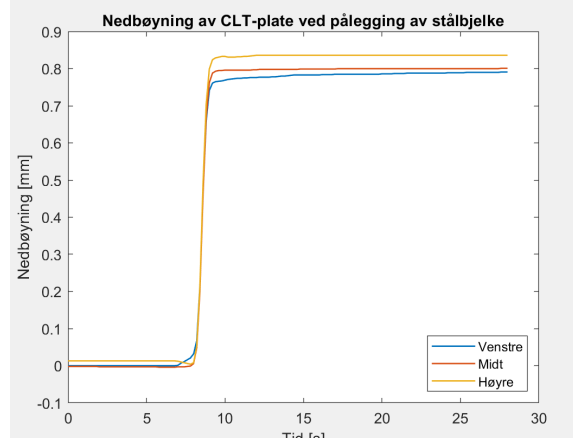
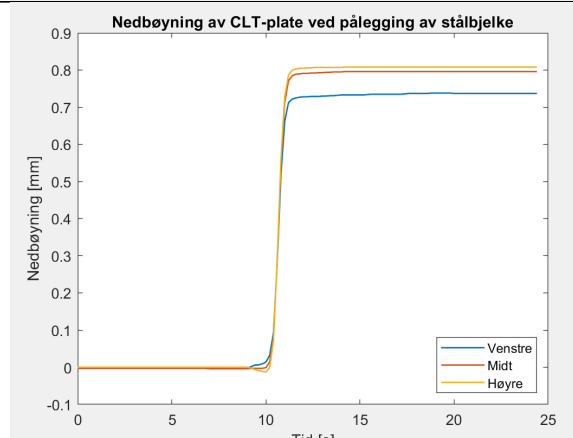
Figur 10

Run Path	Value	Model 1 T22 den...	Model 1 T22 ela...	Model 1 T22 ela...	Model 1
1	150	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	151	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	152	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	153	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	154	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	155	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	156	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	157	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	158	5.3E-10	0.0	12900.0	360.0
1	159	5.4E-10	0.0	12600.0	360.0
1	160	5.4E-10	0.0	13200.0	360.0
1	161	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	162	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	163	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	164	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	165	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	166	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	167	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	168	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	169	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	170	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	171	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	172	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	173	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	174	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	175	5.4E-10	0.0	12900.0	360.0
1	176	5.4E-10	0.0	12600.0	360.0
1	177	5.4E-10	0.0	13200.0	360.0

Vedlegg C

Tillegg til resultater

C.1 Nedbøyingsdata - LVDT

Nedbøyning [mm] fra LVDT-forsøk				
Plate	Venstre	Midt	Høyre	Plott
1	0,836	0,801	0,791	
1	0,808	0,796	0,737	

VEDLEGG C. TILLEGG TIL RESULTATER

Nedbøyning [mm] fra LVDT-forsøk				
Plate	Venstre	Midt	Høyre	Plott
1	0,797	0,796	0,744	
3	0,262	0,284	0,243	
3	0,258	0,286	0,236	

VEDLEGG C. TILLEGG TIL RESULTATER

Nedbøyning [mm] fra LVDT-forsøk				
Plate	Venstre	Midt	Høyre	Plott
2	0,301	0,333	0,287	
2	0,304	0,348	0,302	
2	0,310	0,351	0,296	

C.2 Frekvensdata - ANCO

Frekvensdata fra ANCO-forsøk			
Runde	Frekvens [Hz]	Demping [%]	Plott demping
1	25,17	1,51	
1	25,06	1,57	
1	25,18	1,61	

VEDLEGG C. TILLEGG TIL RESULTATER

Frekvensdata fra ANCO-forsøk			
Runde	Frekvens [Hz]	Demping [%]	Plott demping
2	25,78	1,51	
2	25,77	1,57	
2	25,78	1,61	

VEDLEGG C. TILLEGG TIL RESULTATER

Frekvensdata fra ANCO-forsøk			
Runde	Frekvens [Hz]	Demping [%]	Plott demping
3	26,67	1,69	
3	26,60	1,81	
3	26,40	1,86	

VEDLEGG C. TILLEGG TIL RESULTATER

Frekvensdata fra ANCO-forsøk			
Runde	Frekvens [Hz]	Demping [%]	Plott demping
4	26,73	2,26	
4	26,73	2,00	
4	26,67	2,01	

VEDLEGG C. TILLEGG TIL RESULTATER

Frekvensdata fra ANCO-forsøk			
Runde	Frekvens [Hz]	Demping [%]	Plott demping
5	27,43	2,07	
5	27,0	1,97	
5	27,27	2,41	

VEDLEGG C. TILLEGG TIL RESULTATER

Frekvensdata fra ANCO-forsøk			
Runde	Frekvens [Hz]	Demping [%]	Plott demping
6	27,99	1,74	
6	27,61	1,81	
6	27,57	1,86	

Vedlegg D

Analytiske beregninger

D.1 Gamma-metoden

Her er gamma-metoden vist for en platelengde på 5940mm som er hentet fra forfatterens prosjektoppgave. Det er produsert et matlab-script for å automatisere prosessen med utregningen, men under følger en illustrasjon på fremgangsmåten.

$$\begin{aligned}EI_{eff} &= \sum_{n=1,3}^3 (E_i I_i + \gamma E_i A_i \alpha_i^2) \\ &= E \sum_{n=1,3}^3 (I_i + \gamma A_i \alpha_i^2) \\ &= E \left(2 * \frac{bt^3}{12} + 2 * \gamma * b * t * t^2 \right) \\ &= Ebt^3 \left(\frac{1}{6} + 2\gamma \right)\end{aligned}$$

$$E = 12519MPa$$

$$\begin{aligned}G_r &= \min\left(100, 30 + 17,5 * \frac{w_L}{w_t}\right) \\ &= \min\left(100, 30 + 17,5 * \frac{150}{33}\right) \\ &= \min(100, 109) \\ &= 100MPa\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\gamma &= \frac{1}{1 + \frac{\pi^2}{L_{ref}^2} * \frac{E * t_1 * t_2}{G_r}} \\ &= \frac{1}{1 + \frac{\pi^2}{5940^2} * \frac{12519 * 33 * 33}{100}} \\ &= 0,9633\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}EI_{eff}^{1m} &= 12519 * 1000 * 33^3 \left(\frac{1}{6} + 2 * 0,9633 \right) \\ &= 1,0167 * 10^{12} Nm^2 \\ &= 1,0167 * 10^6 Nm^2\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\rho_m * A &= \left(\frac{2}{3} * 470 + \frac{1}{3} * 430 \right) * 1,0 * 0,1 \\ &= 45,67 kg/m\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}f_{1,\rho_m} &= \frac{\pi}{2 * L^2} * \sqrt{\frac{EI_{eff}^{1m}}{\rho_m * A}} \\ &= \frac{\pi}{2 * (5,940m)^2} * \sqrt{\frac{1,0167 * 10^6 Nm^2}{45,67 \frac{kg}{m}}} \\ &= 6,64 Hz\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}f_{n,\rho_m} &= \frac{n^2 \pi}{2 * L^2} * \sqrt{\frac{EI_{eff}^{1m}}{\rho_m * A}} \\ f_{2,\rho_m} &= 4 * f_{1,\rho_m} \\ &= 6,64 Hz * 4 \\ &= 26,67 Hz\end{aligned}$$

D.2 Beregning av forbindelsesstivhet

D.2.1 TTN240

1) Aksial-stiffness

Fra ETA-11/0030

$$K_{ser.ax2} := 780 \cdot l^{\frac{4}{10}} \cdot d_1^{\frac{2}{10}}$$

$$K_{ser.ax2} = 5887.458 \frac{N}{mm}$$

$$\alpha := (90^\circ)$$

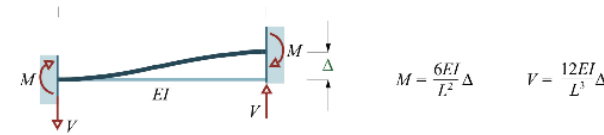
$$\rho_m := 470$$

2) Skjær-stiffness

$$K_{ser.v} := \frac{\rho_m^{1.5} \cdot d_1}{23} = 2215.078 \frac{N}{mm}$$

$$K_{ser.v2} := 2 \cdot K_{ser.v} = 4430.155 \frac{N}{mm}$$

3) Stivhet stålvinke



$$M = \frac{6EI}{L^2} \Delta$$

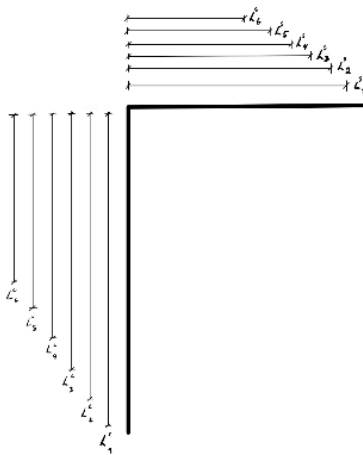
$$V = \frac{12EI}{L^3} \Delta$$

$$L := 83 = 83$$

$$I := \frac{240^3}{12} = 540$$

$$E := 210000$$

$$K_{vinkel} := 12 \frac{E \cdot I}{L^3} = 2379.907$$



VEDLEGG D. ANALYTISKE BEREGNINGER

Springs in series:

$$k_{eq.series} := \left(\frac{1}{4 \cdot (K_{ser.ax2})} + \frac{1}{4 \cdot (K_{ser.v2})} + \frac{1}{K_{vinkel}} \right)^{-1} = 1926.489 \quad \frac{N}{mm}$$

Videre er prosessen automatisert i excel slik at alle verdiene fortløpende blir beregnet. Nedenfor kan det ses et utdrag av excel-arket og her er det to ulike stivheter per fjær avhengig av modellen som er brukt. Notasjonen, D11, D22, D33 er notasjonen som brukes i Abaqus for stivheten langs hhv. x-,y- og z-akse. Verdien beregnet på toppen av denne siden kan ses for runde 1 -> Stivhet per bracket -> D22 per bracket. Verdiene i excel-arket er avhengig av kraftretning. Dermed vil kraft i x-retningen alle skruene i skjær og bracket i skjær, mens kraft i y- og z-retningen gir en skruerad i skjær og en i aksial, mens stivheten til vinkelen vil variere med kraftarmen.

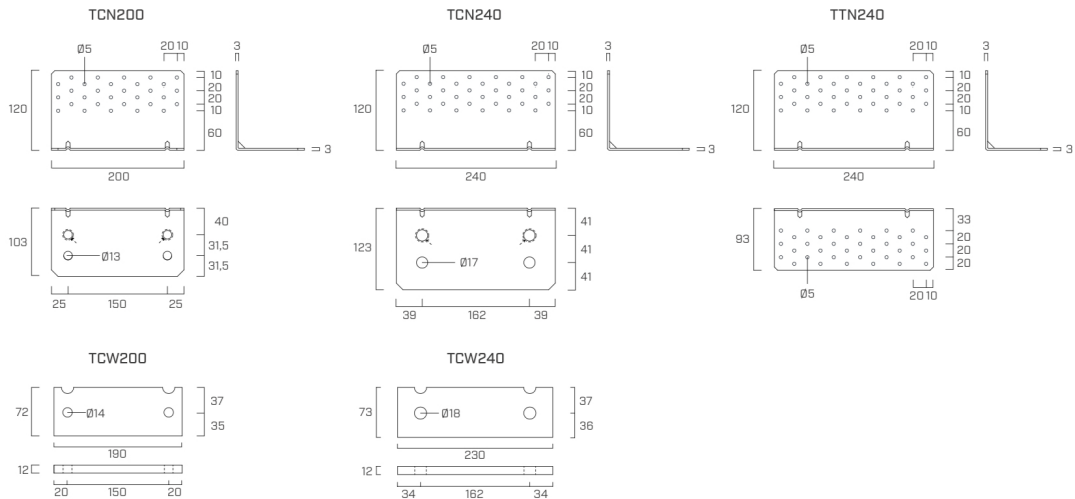
Runde	SKRUER		BRACKET		
	K_axial	K_skjær	K_bracket_skjær	K_bracket_kort_side	K_bracket_lang_side
1	23548	17720	1211441,222	2379,907203	1022,389181
2	47096	35440	1682038,628	3498,047643	1360,8
3	70644	53160	2431643,938	5442,176871	1866,666667
4	94192	70880	3701854,557	9140,431363	2657,8125
5	117740	88600	6035857,029	17115,47411	3967,346939
6	141288	106320	10827431,1	37866,26597	6300

STIVHET PER BRACKET			STIVHET PER FJÆR		
D11 per bracket	D22 per bracket	D33 per bracket	D11	D22	D33
8795,671948	1926,469323	928,5042644	2931,89065	642,156441	309,501421
17535,26883	2982,193198	1275,003169	5845,08961	994,064399	425,001056
26292,59884	4614,320765	1758,455383	8764,19961	1538,10692	586,151794
35103,92973	7455,50969	2493,925856	11701,3099	2485,1699	831,308619
43977,23038	12786,63924	3678,667169	14659,0768	4262,21308	1226,22239
52900,27279	23314,34914	5707,323799	17633,4243	7771,44971	1902,44127
STIVHET PER VEGG			STIVHET PER FJÆR		
D11 Per vegg	D22 per vegg	D33 per vegg	D11	D22	D33
26387,01585	5779,407969	2785,512793	1552,1774	339,965175	163,853694
52605,80649	8946,579595	3825,009507	3094,45921	526,269388	225,000559
78877,79653	13842,9623	5275,366149	4639,87038	814,2919	310,315656
105311,7892	22366,52907	7481,777567	6194,81113	1315,67818	440,104563
131931,6911	38359,91773	11036,00151	7760,68771	2256,46575	649,176559
158700,8184	69943,04743	17121,9714	9335,34226	4114,29691	1007,17479

Stivhet per fjær er vist for modell 1 i den øverste tabellen og modell 2 i den nederste tabellen.

D.2.2 TCN200

■ GEOMETRY



Figur D.1: Geometrien til TCN fra produsent.

	Runde 1	Runde 2	Runde 3	Runde 4	Runde 5	Runde 6
L_{D11}	110mm	100mm	90mm	80mm	70mm	60mm
L_{D22}	40mm	40mm	40mm	40mm	40mm	40mm

Tabell D.1

D.2.2.1 TCN - D11

$$K_{TCN,D11} = \frac{12EI}{L^3}$$

$$EI = 210000 * \frac{3 * 200^3}{12} = 4,2 * 10^{11} Nmm^2$$

$$K_{TCN,D11} = \frac{12EI}{L^3}$$

$$K_{TCN,D11} = \frac{12 * 4,2 * 10^{11}}{L^3}$$

$$K_{TCN,D11} = \frac{5,04 * 10^{12}}{L^3}$$

$$\begin{aligned}
 K_{TCN,D11,L_1} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 1} + \frac{1}{\frac{5,04 * 10^{12}}{110^3}} \right)^{-1} &= 17637 \frac{N}{mm} \\
 K_{TCN,D11,L_2} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 2} + \frac{1}{\frac{5,04 * 10^{12}}{100^3}} \right)^{-1} &= 35192 \frac{N}{mm} \\
 K_{TCN,D11,L_3} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 3} + \frac{1}{\frac{5,04 * 10^{12}}{90^3}} \right)^{-1} &= 52754 \frac{N}{mm} \\
 K_{TCN,D11,L_4} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 4} + \frac{1}{\frac{5,04 * 10^{12}}{80^3}} \right)^{-1} &= 70373 \frac{N}{mm} \\
 K_{TCN,D11,L_5} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 5} + \frac{1}{\frac{5,04 * 10^{12}}{70^3}} \right)^{-1} &= 88068 \frac{N}{mm} \\
 K_{TCN,D11,L_6} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 6} + \frac{1}{\frac{5,04 * 10^{12}}{60^3}} \right)^{-1} &= 105837 \frac{N}{mm}
 \end{aligned}$$

D.2.2.2 TCN - D22

$$K_{TCN,D22} = \frac{12EI}{L^3}$$

$$EI = 210000 * \frac{200 * 3^3}{12} = 94500000 Nmm^2$$

$$K_{TCN,D22} = \frac{12EI}{L^3}$$

$$K_{TCN,D22} = \frac{12 * 94500000}{40^3}$$

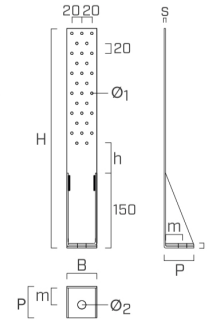
$$K_{TCN,D22} = 17718 N/mm$$

$$\begin{aligned}
 K_{TCN,D22,L_1} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 1} + \frac{1}{17718} \right)^{-1} &= 8859 \frac{N}{mm} \\
 K_{TCN,D22,L_2} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 2} + \frac{1}{17718} \right)^{-1} &= 11812 \frac{N}{mm} \\
 K_{TCN,D22,L_3} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 3} + \frac{1}{17718} \right)^{-1} &= 13288 \frac{N}{mm} \\
 K_{TCN,D22,L_4} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 4} + \frac{1}{17718} \right)^{-1} &= 14175 \frac{N}{mm} \\
 K_{TCN,D22,L_5} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 5} + \frac{1}{17718} \right)^{-1} &= 14765 \frac{N}{mm} \\
 K_{TCN,D22,L_6} &= \left(\frac{1}{4430 * 4 * 6} + \frac{1}{17718} \right)^{-1} &= 15187 \frac{N}{mm}
 \end{aligned}$$

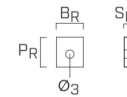
D.2.3 WHT340

GEOMETRY

WHT		WHT340	WHT440	WHT540	WHT620	WHT740
Height	H [mm]	340	440	540	620	740
Base	B [mm]	60	60	60	80	140
Depth	P [mm]	63	63	63	83	83
Thickness	s [mm]	3	3	3	3	3
Hole position in timber	h [mm]	40	60	40	40	-
Hole position in concrete	m [mm]	35	35	35	38	38
Flange holes	Ø ₁ [mm]	5,0	5,0	5,0	5,0	5,0
Base hole	Ø ₂ [mm]	18,0	18,0	22,0	26,0	29,0



WHTW WASHER		WHTW50	WHTW50L	WHTW70	WHTW70L	WHTW130
Base	B _R [mm]	50	50	70	70	130
Depth	P _R [mm]	56	56	77	77	77
Thickness	s _R [mm]	10	10	20	20	40
Washer hole	Ø ₃ [mm]	18,0	22,0	22,0	26,0	29,0



Figur D.2: Geometrien til WHT fra produsent.

	Runde 1	Runde 2	Runde 3	Runde 4	Runde 5	Runde 6
L	340mm	310mm	280mm	250mm	220mm	190mm

Tabell D.2

D.2.3.1 WHT - D11

$$K_{WHT,D11} = \frac{12EI}{L^3}$$

$$EI = 210000 * \frac{3 * 60^3}{12} = 1,134 * 10^{10} Nmm^2$$

$$K_{TCN,D22} = \frac{12EI}{L^3}$$

$$K_{TCN,D22} = \frac{12 * 1,134 * 10^{10}}{L^3}$$

$$K_{TCN,D22} = \frac{1,3608 * 10^{11}}{L^3}$$

$$\begin{aligned}
 K_{WHT,D11,L_1} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 1} + \frac{1}{\frac{1,3608 * 10^{11}}{340^3}} \right)^{-1} && = 2489 \frac{N}{mm} \\
 K_{WHT,D11,L_2} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 2} + \frac{1}{\frac{1,3608 * 10^{11}}{310^3}} \right)^{-1} && = 3631 \frac{N}{mm} \\
 K_{WHT,D11,L_3} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 3} + \frac{1}{\frac{1,3608 * 10^{11}}{280^3}} \right)^{-1} && = 5027 \frac{N}{mm} \\
 K_{WHT,D11,L_4} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 4} + \frac{1}{\frac{1,3608 * 10^{11}}{250^3}} \right)^{-1} && = 6991 \frac{N}{mm} \\
 K_{WHT,D11,L_5} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 5} + \frac{1}{\frac{1,3608 * 10^{11}}{220^3}} \right)^{-1} && = 9919 \frac{N}{mm} \\
 K_{WHT,D11,L_6} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 6} + \frac{1}{\frac{1,3608 * 10^{11}}{290^3}} \right)^{-1} && = 14448 \frac{N}{mm}
 \end{aligned}$$

D.2.3.2 WHT - D22

$$\begin{aligned}
 K_{WHT,D22,L_1} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 1} \right)^{-1} && = 8860 \frac{N}{mm} \\
 K_{WHT,D22,L_2} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 2} \right)^{-1} && = 17720 \frac{N}{mm} \\
 K_{WHT,D22,L_3} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 3} \right)^{-1} && = 26580 \frac{N}{mm} \\
 K_{WHT,D22,L_4} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 4} \right)^{-1} && = 35440 \frac{N}{mm} \\
 K_{WHT,D22,L_5} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 5} \right)^{-1} && = 44300 \frac{N}{mm} \\
 K_{WHT,D22,L_6} &= \left(\frac{1}{4430 * 2 * 6} \right)^{-1} && = 53160 \frac{N}{mm}
 \end{aligned}$$

D.3 Xylofon-stivhet

$$\sigma = E * \epsilon$$

$$E_{xylofon} = 2,74 \text{MPa}$$

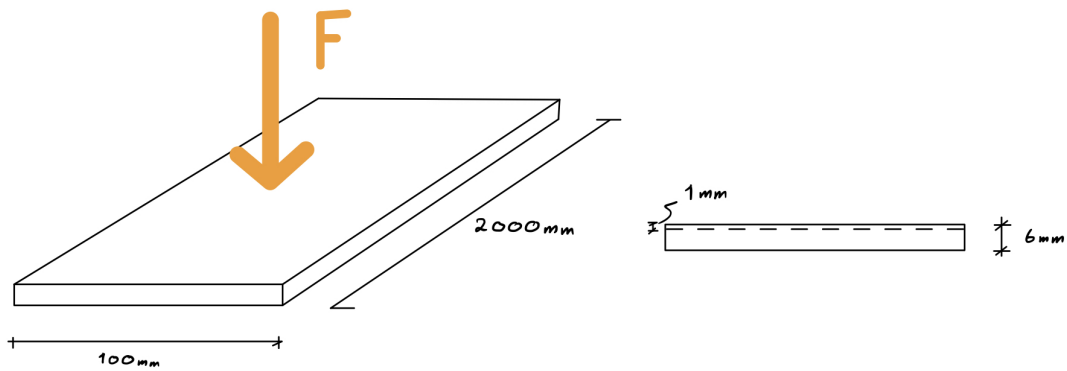
$$\frac{F}{A} = E * \frac{\Delta L}{L}$$

$$\frac{F}{\Delta L} = \frac{2,74 \text{MPa} * 200000 \text{mm}^2}{6 \text{mm}}$$

$$K_{xylofon} = 91333 \text{N/mm}$$

$$K_{xylofon,perspring} = \frac{91333 \text{N/mm}}{17}$$

$$K_{xylofon,perspring} = 5372 \text{N/mm}$$



Vedlegg E

Matlab-koder

E.1 Nedbøyning og bøyestivhet

```
E = 12519;
k=1/6;
G_r=100;
t_1=33;
t_2=33;
P=2026;
b=2000;

L = 3200;
gamma = 1/(1+((pi^2)/(L^2))*(E*t_1*t_2/G_r))
I = b*33^3*(k+2*gamma);

delta = (P*L^3)/(48*E*I)
%EI = E*I

%plot(L,delta)

l_0=2000;
l=[];
D=[];
k=100;
dt = (6000-2000)/k;

for i=1:k+1
    gamma = 1/(1+((pi^2)/(l_0^2))*(E*t_1*t_2/G_r));
    I = b*33^3*((1/6)+2*gamma);
```

```
D(i)=(P*l_0^3)/(48*E*I);
l(i)=l_0;
l_0 = l_0+dt;
end
%% Faktisk nedbøyning
L_IRL = [2000,3200,6000];
d_IRL = [0.293,0.795,3.376*(1+(1-0.8))];

%% ABAQUS nedbøyning

L_aba = [2000,2500,3200,4000,4500,5000,5500,6000];
d_aba = [0.222,0.402,0.774,1.437,2.004,2.701,3.564,4.583];

%% PLOTT
plot(l,D,'LineWidth',1.2)
hold on
plot(L_IRL,d_IRL,'LineWidth',1.2)
hold on
plot(L_aba,d_aba,'LineWidth',1.2)
grid on
legend({'Gamma','Forsøk','ABAQUS'})
xlabel('Lengde [mm]')
ylabel('Nedbøyning [mm]')
% create a new pair of axes inside current figure
axes('position',[.63 .165 .25 .25])
box on % put box around new pair of axes
indexOfInterest = (L < 1 ) & (L > 0); % range of t near perturbation
plot(l,D)
hold on
plot(L_IRL,d_IRL)
hold on
plot(L_aba,d_aba) % plot on new axes
grid on
axis tight
```

E.2 importfile.m

```
function [Time,disp] = importfile(filename, startRow, endRow)
%IMPORTFILE1 Import numeric data from a text file as column vectors.
% [TIME,LEFT_DISP,RIGHT_DISP,MID_DISP,ROT_MID] = IMPORTFILE1(FILENAME)
% Reads data from text file FILENAME for the default selection.
```

```
%  
% [TIME,LEFT_DISP,RIGHT_DISP,MID_DISP,ROT_MID] = IMPORTFILE1(FILENAME,  
% STARTROW, ENDROW) Reads data from rows STARTROW through ENDROW of text  
% file FILENAME.  
%  
% Example:  
% [Time,left_disp,Right_disp,Mid_disp,Rot_mid] =  
%importfile('Decay_hor_response.txt',1, 69066);  
%  
% See also TEXTSCAN.  
  
% Auto-generated by MATLAB on 2020/03/29 12:43:58  
  
%% Initialize variables.  
delimiter = ',';  
if nargin<=2  
    startRow = 1;  
    endRow = inf;  
end  
  
%% Read columns of data as strings:  
% For more information, see the TEXTSCAN documentation.  
formatSpec = '%q%q%q%q%q%q%[\n\r]';  
  
%% Open the text file.  
fileID = fopen(filename,'r');  
  
%% Read columns of data according to format string.  
% This call is based on the structure of the file used to generate this  
% code. If an error occurs for a different file, try regenerating the code  
% from the Import Tool.  
dataArray = textscan(fileID, formatSpec, endRow(1)-startRow(1)+1, ...  
    'Delimiter', delimiter, 'HeaderLines', startRow(1)-1, ...  
    'ReturnOnError', false);  
for block=2:length(startRow)  
    frewind(fileID);  
    dataArrayBlock = textscan(fileID, formatSpec, endRow(block)- ...  
        startRow(block)+1, 'Delimiter', delimiter, 'HeaderLines', ...  
        startRow(block)-1, 'ReturnOnError', false);  
    for col=1:length(dataArray)  
        dataArray{col} = [dataArray{col};dataArrayBlock{col}];  
    end  
end
```

```
    end
end

%% Close the text file.
fclose(fileID);

%% Convert the contents of columns containing numeric strings to numbers.
% Replace non-numeric strings with NaN.
raw = repmat({''},length(dataArray{1}),length(dataArray)-1);
for col=1:length(dataArray)-1
    raw(1:length(dataArray{col}),col) = dataArray{col};
end
numericData = NaN(size(dataArray{1},1),size(dataArray,2));

for col=[1,2,3,4,5]
    % Converts strings in the input cell array to numbers.
    % Replaced non-numeric
    % strings with NaN.
    rawData = dataArray{col};
    for row=1:size(rawData, 1);
        % Create a regular expression to detect and remove
        % non-numeric prefixes and
        % suffixes.
        regexstr = '(?<prefix>.*?)(?<numbers>([-]*(\d+[\,]*)+[\.]{0,1} ...
        \d*[eEdD]{0,1}[-+]*\d*[i]{0,1})|([-]*(\d+[\,]*)*[\.]{1,1}\d+...
        [eEdD]{0,1}[-+]*\d*[i]{0,1}))(?<suffix>.*?);
        try
            result = regexp(rawData{row}, regexstr, 'names');
            numbers = result.numbers;

            % Detected commas in non-thousand locations.
            invalidThousandsSeparator = false;
            if any(numbers==' ');
                thousandsRegExp = '^\\d+?(\\,\\d{3})*\\. {0,1}\\d*$';
                if isempty(regexp(numbers, thousandsRegExp, 'once'));
                    numbers = NaN;
                    invalidThousandsSeparator = true;
                end
            end
            % Convert numeric strings to numbers.
            if ~invalidThousandsSeparator;
```



```

        numbers = textscan(strrep(numbers, ',', ' '), '%f');
        numericData(row, col) = numbers{1};
        raw{row, col} = numbers{1};
    end
catch me
end
end
end
end

```

```

%% Replace non-numeric cells with NaN
R = cellfun(@(x) ~isnumeric(x) && ~islogical(x), raw);
% Find non-numeric cells
raw(R) = {NaN}; % Replace non-numeric cells

%% Allocate imported array to column variable names
Time = cell2mat(raw(:, 1));
disp = cell2mat(raw(:, 2));

```

Det gjøres oppmerksomhet på at '...' må fjernes på linjen ved 'regexstr=' samt å føre alt dette på en linje for å få koden til å fungere.

E.3 createfigure.m

```

function createfigure(X1, Y1, peakTime1, peak1)
%CREATEFIGURE(X1, Y1, peakTime1, peak1)
% X1: vector of x data
% Y1: vector of y data
% PEAKTIME1: vector of x data
% PEAK1: vector of y data

% Auto-generated by MATLAB on 29-Mar-2020 15:46:25

% Create figure
figure1 = figure;

% Create axes
axes1 = axes('Parent', figure1);
hold(axes1, 'on');

% Create plot

```

```
plot(X1,Y1);

% Create plot
plot(peakTime1,peak1,'DisplayName','peak vs peakTime','Marker','hexagram');

% Create xlabel
xlabel({''},'HorizontalAlignment','center');

% Create title
title('Title','HorizontalAlignment','center','FontWeight','bold');

box(axes1,'on');
grid(axes1,'on');
```

E.4 createfit.m

```
function [fitresult, gof] = createFit(n, rn)
%CREATEFIT(N,RN)
% Create a fit.
%
% Data for 'Exp fit' fit:
%     X Input : n
%     Y Output: rn
% Output:
%     fitresult : a fit object representing the fit.
%     gof       : structure with goodness-of fit info.
%
% See also FIT, CFIT, SFIT.

% Auto-generated by MATLAB on 29-Mar-2020 15:55:10

%% Fit: 'Exp fit'.
[xData, yData] = prepareCurveData( n, rn );

% Set up fitype and options.
ft = fitype( 'exp(delta*x)+c', 'independent', 'x', 'dependent', 'y' );
opts = fitoptions( 'Method', 'NonlinearLeastSquares' );
opts.Display = 'Off';
opts.StartPoint = [0.927145669961537 0.278498218867048];
```

```

% Fit model to data.
[fitresult, gof] = fit( xData, yData, ft, opts );

% Plot fit with data.
figure( 'Name', 'Exp fit' );
h = plot( fitresult, xData, yData );
legend( h, 'rn vs. n', 'Exp fit', 'Location', 'NorthEast', ...
'Interpreter', 'none' );
% Label axes
xlabel( 'n', 'Interpreter', 'none' );
ylabel( 'rn', 'Interpreter', 'none' );
grid on

```

E.5 myscript.m

```

%% This is my analysis

%% importing data
% using autogenerated code

%[Time,disp] = importfile('opp_og_ned.txt',30000, 36000); %VISER
%EGENFREKVENSEN
%[Time,disp] = importfile('opp_og_ned.txt',23200,30000); %VISER DEMPINGEN
[Time,disp] = importfile('opp_og_ned.txt',100,30000);
%[Time,disp] = importfile('runde1.txt',1650, 6000);
%[Time,disp] = importfile('runde2.txt',1380,4000);
%[Time,disp] = importfile('runde3.txt',2100,6000);

% Fixing the problem with to few desimals in the textfile and also plotting
% from 0.
t = 0;
for n=1:length(Time)
    Time(n)= t;
    t = t + 1/1200;
end

%% Filter the data

windowSize = 6;
b = (1/windowSize)*ones(1,windowSize);
a=1;

```

%Find moving average of the data and plotting it against the original data

```
y = filter(b,a,disp);
```

```
plot(Time,disp)
```

```
hold on
```

```
plot(Time,y)
```

```
legend('Input Data','Filtered data')
```

%% finding peaks

% using signal toolbox function

```
[peak,peakLocs] = findpeaks(disp,'minpeakdistance',15, 'minpeakheight' ...  
    , 0.2);
```

```
peakTime = Time(peakLocs);
```

```
createfigure(Time, disp, peakTime, peak)
```

```
rn = peak(1)./peak(2:end);
```

```
n = 1:length(rn);
```

%% fitting curve

% Using curve fitting toolbox

```
[fitresult, gof] = createFit(n, rn);
```

```
dRatio = fitresult.delta/sqrt((2*pi)^2+fitresult.delta^2);
```

%% Damping ratio 2

```
k = 5;
```

```
DELTA = 1/k*log(peak(1)/peak(k));
```

```
damp_ratio = DELTA / (sqrt(4*pi^2+DELTA^2))
```

```
frequency1 = 1/((1/(k-1)) *(peakTime(k+3)-peakTime(1+3)));
```

%% Damping book

```
j= 20;
```

```
delta1 = (1/j)*log((peak(1)/peak(j+1)));
```

```
damp2 = delta1/(2*pi);
```

```
%% Last damp check
```

```
delt = 0;  
damp_vec = [];  
freq = [];  
frequency = 0;
```

```
for p = [4,5,6,7,8,9,10,11,12,13,14,15]  
    delt1 = (1/p)*log((peak(1)/peak(p+1)));  
    delt = delt + delt1;  
    freq(p-3) = 1/(peakTime(p-1)-peakTime(p-2));  
    frequency = frequency + freq(p-3);  
end
```

```
frequency = frequency/12;  
damp1 = (delt/(p-3))/(2*pi);
```

```
A1 = [frequency, dRatio*100];  
A2 = [frequency1, damp1*100];
```

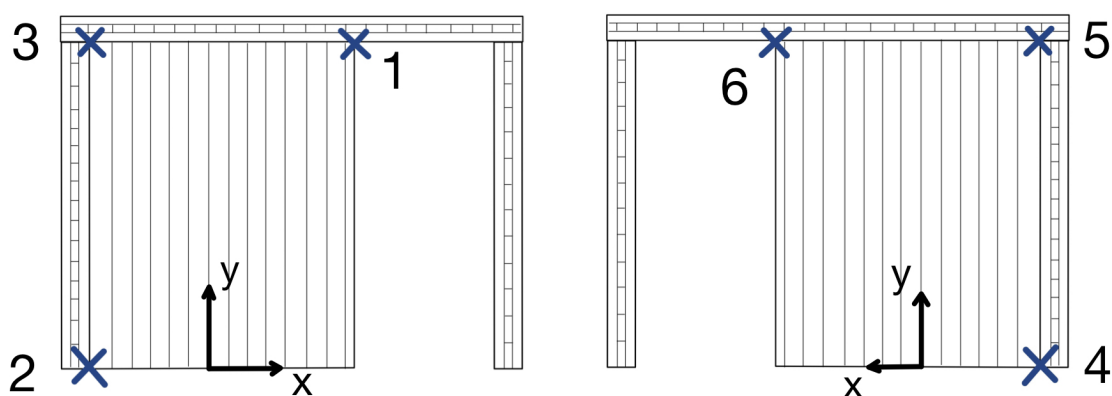
```
%% Printer
```

```
formatSpec = 'Frekvensen er %4.2f Hz og dempingen er %2.2f prosent \n';  
fprintf(formatSpec,A1,A2)
```


Vedlegg F

Dokumentering av uønskede avstander i CLT-konstruksjonen

Ettersom platene hadde deformasjoner grunnet uttørking medførte dette uønskede avstander i CLT-strukturen. Disse avstandene er dokumentert ved 6 ulike punkter i strukturen som vist i figur F.1.

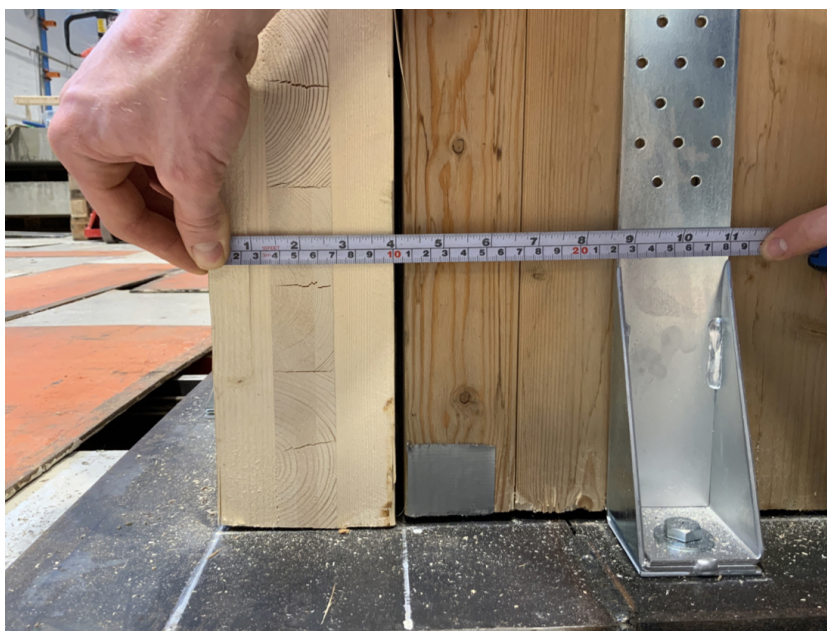


Figur F.1: Lokasjon for dokumenterte avstander

F.1 Første skruerad



Figur F.2: Punkt 1



Figur F.3: Punkt 2

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur F.4: Punkt 3



Figur F.5: Punkt 4

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur F.6: Punkt 5



Figur F.7: Punkt 6

F.2 Andre skruerad



Figur F.8: Punkt 1



Figur F.9: Punkt 2

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur F.10: Punkt 3



Figur F.11: Punkt 4

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur F.12: Punkt 5

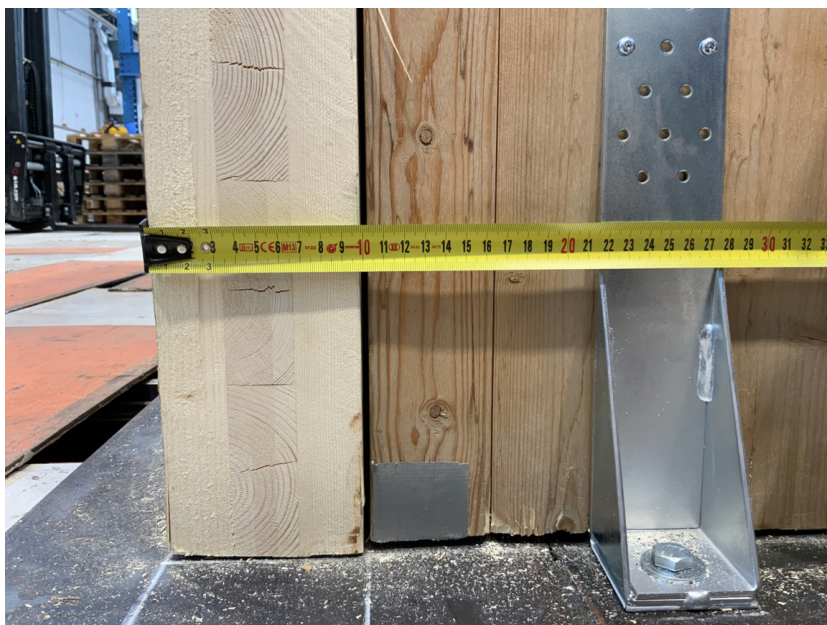


Figur F.13: Punkt 6

F.3 Tredje skruerad



Figur F.14: Punkt 1



Figur F.15: Punkt 2

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur F.16: Punkt 3



Figur F.17: Punkt 4

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur F.18: Punkt 5



Figur F.19: Punkt 6

F.4 Fjerde skruerad



Figur F.20: Punkt 1



Figur F.21: Punkt 2

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur F.22: Punkt 3



Figur F.23: Punkt 4

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur F.24: Punkt 5



Figur F.25: Punkt 6

F.5 Femte skruerad



Figur E.26: Punkt 1



Figur E.27: Punkt 2

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur E28: Punkt 3



Figur E29: Punkt 4

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur E30: Punkt 5



Figur E31: Punkt 6

F.6 Sjette skruerad



Figur E32: Punkt 1



Figur E33: Punkt 2

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur E34: Punkt 3



Figur E35: Punkt 4

VEDLEGG F. DOKUMENTERING AV UØNSKEDE AVSTANDER I
CLT-KONSTRUKSJONEN



Figur E36: Punkt 5

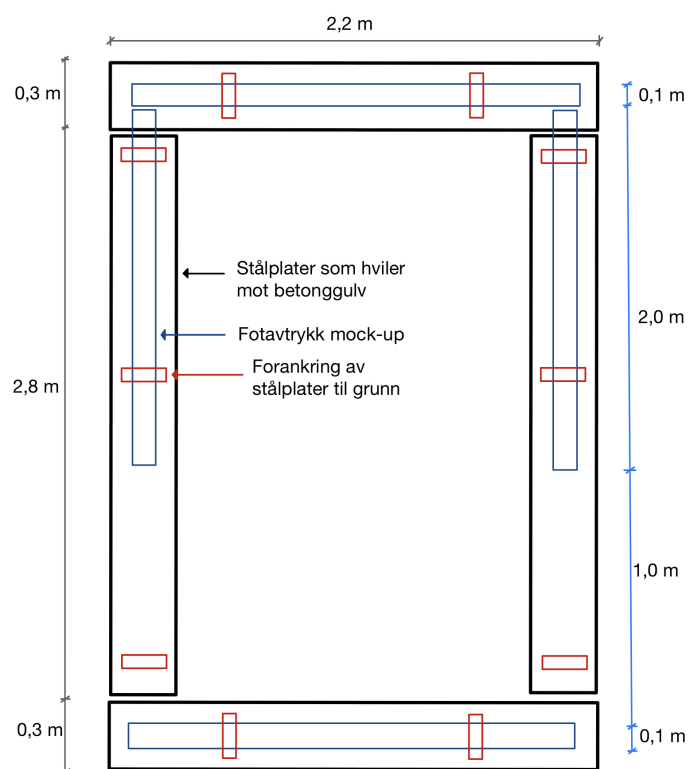


Figur E37: Punkt 6

Vedlegg G

Plantegninger for CLT-konstruksjonen

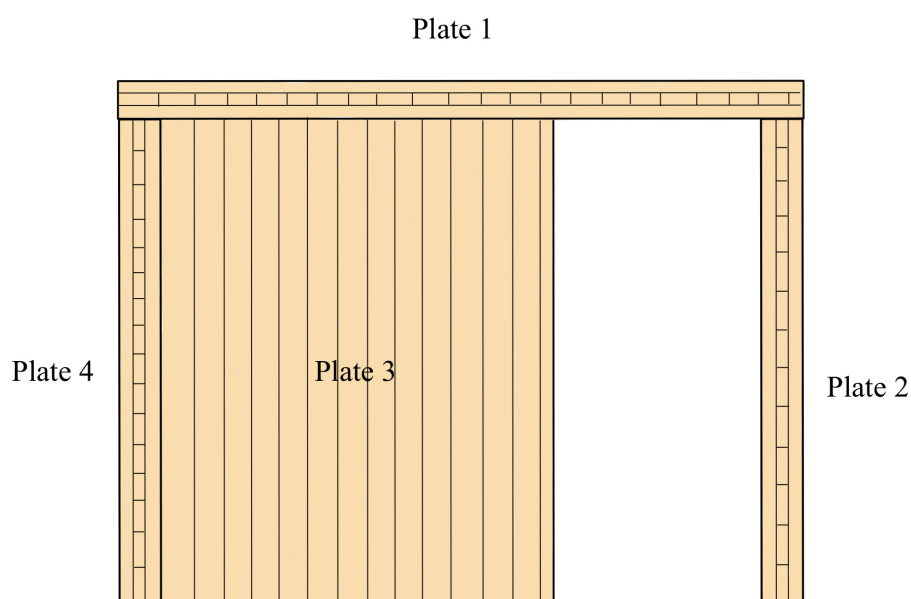
G.1 Fundamentering



Figur G.1: Plantegning for fundamenteringen av stålrammen mot gulv

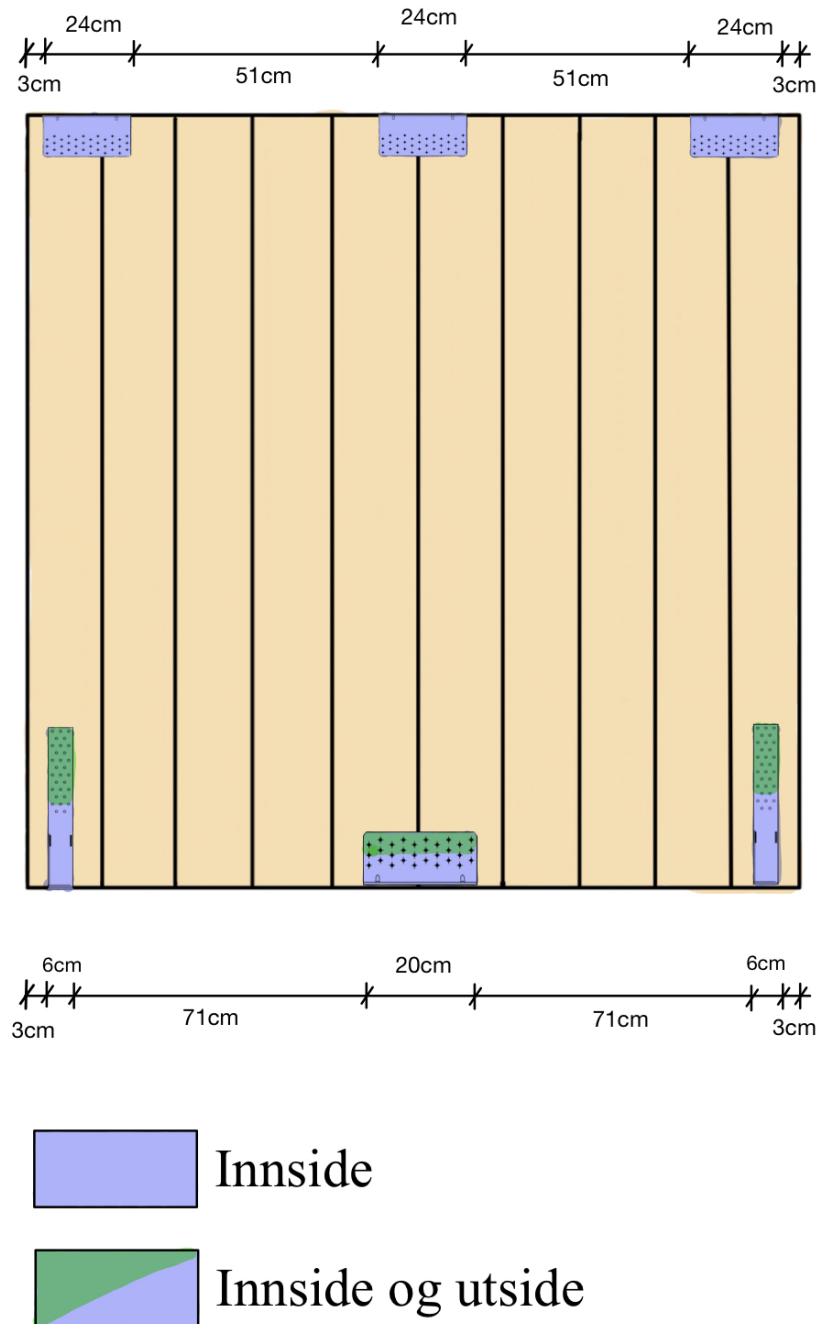
G.2 Plassering av forbindelser

På utsiden er alle forbindelsene mot stålfundamentet plassert likt. WHT er dermed plassert 3cm fra kanten og TCN er plassert på midten av vegg. På innsiden er det litt andre mål ettersom TTN-forbindelsene også skal få plass.



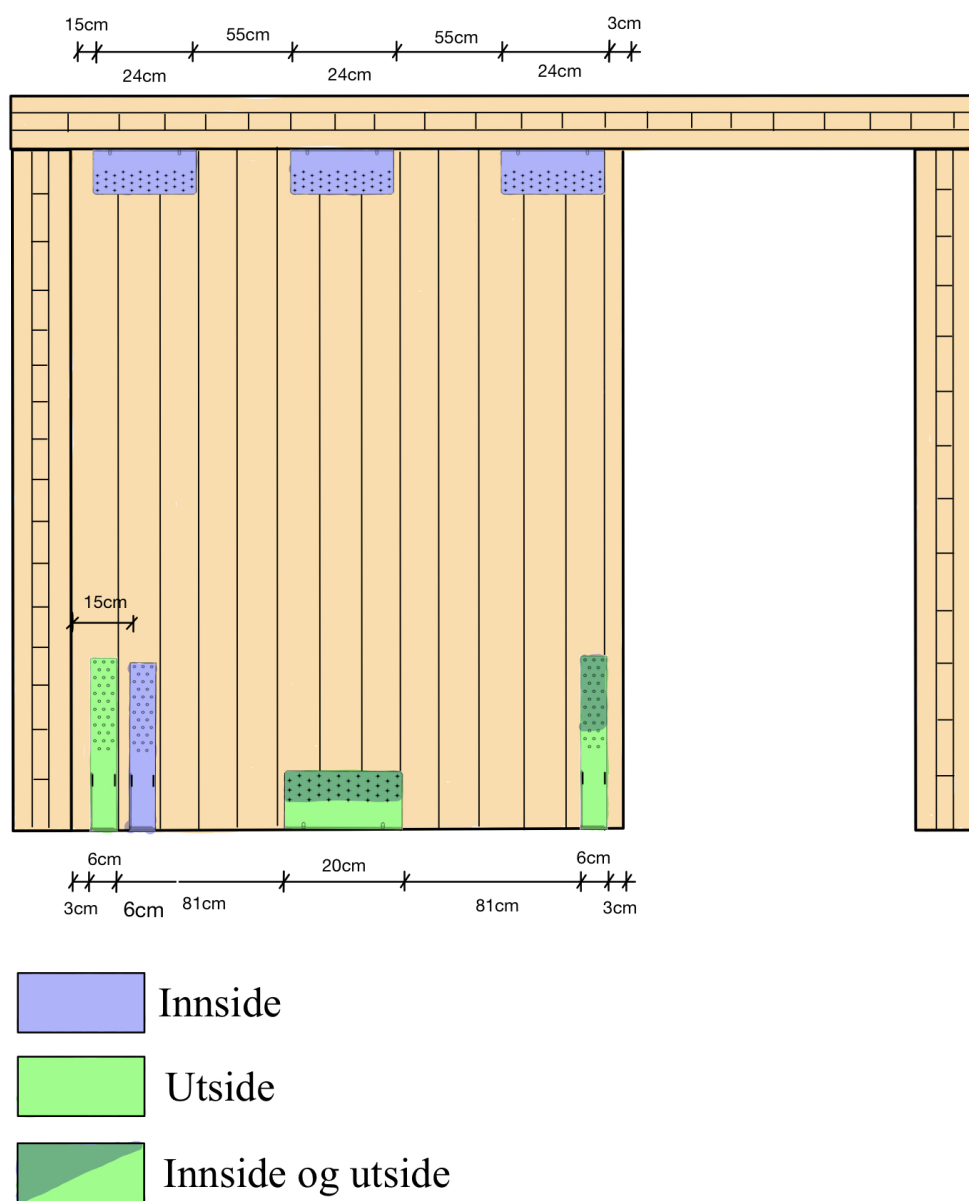
Figur G.2: Illustrasjon av CLT-konstruksjon med plasseringen av de ulike nummererte platene. Plate 5 ligger på tilsvarende plass som plate 3, men på baksiden.

G.2.1 Plate 2



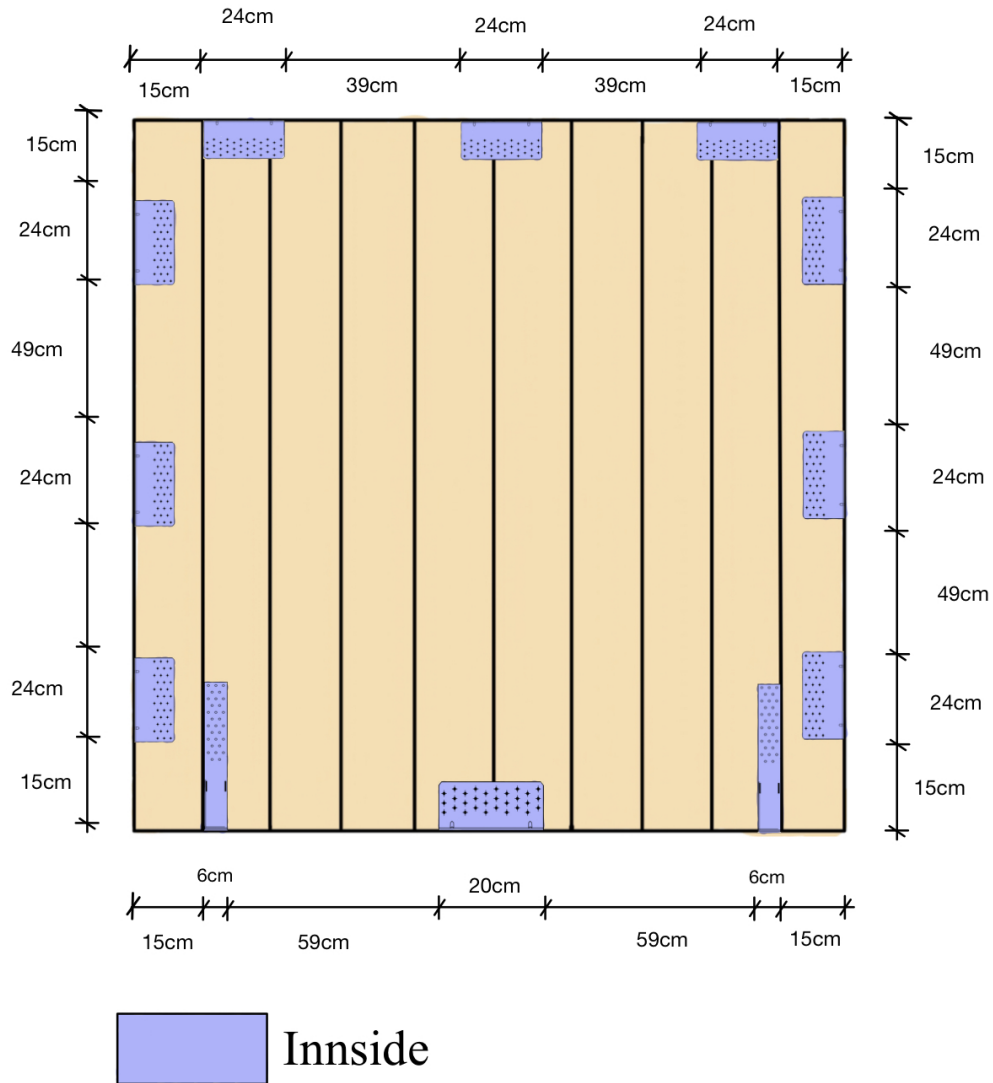
Figur G.3: Plassering av forbindelser på plate 2.

G.2.2 Plate 3/5



Figur G.4: Plassering av forbindelser på plate 3/5.

G.2.3 Plate 4



Figur G.5: Plassering av forbindelser på plate 4.

Vedlegg H

Lab-dagbok

DATO	Beskrivelse av arbeid	Antall timer
02.02.2021	Møte med Terje på Lab angående gjennomføring.	1
05.02.2021	Testing av plate 1 (Tak).	7
08.02.2021	Testing av plate 1 og 2.	6
10.02.2021	Testing av resterende plater.	8
03.03.2021	LVDT-testing av platene.	7
04.03.2021	Møte med Haris på labben angående montering av CLT-strukturen.	6
23.03.2021	Møte angående sveising og festing av platen til gulvet	4
25.03.2021	Festing av TCN og WHT til platen, samt inn-heising av CLT-platene	6
26.03.2021	Møte med veileder. Festing av TTN til CLT-strukturen. Én test-gjennomkjøring	6
07.04.2021	Start av testing på strukturen (1. gjennomføring). Montering av ANCO og start dokumentering av avvik.	7
08.04.2021	Testing (2. gjennomføring)	7
09.04.2021	Testing (3. gjennomføring)	6
13.04.2021	Testing (4. gjennomføring)	6
14.04.2021	Innsetting av fjerde skruerad.	1
15.04.2021	Testing av runde 5 og 6	9
SUM		87

Vedlegg I

Kommentarer til digitalt vedlegg

Ettersom det har blitt produsert store mengder filer fra forsøk, en mengde Abaqus-modeller og matlab-koder kan disse oversendes etter ønske. Veileder til denne oppgaven har materialet, eller så har veileder kontaktinformasjon slik at data kan bli oversendt. Under følger en liste over data som det ses hensiktsmessig å inkludere.

- Filer og filbeskrivelse
 - Her er ligger alle datafilene fra alle forsøkene. Det er totalt 101 filer med slaghammer, 15 filer med LVDT og 25 filer fra ANCO. Det medfølger et Word-dokument hvor alle filene er beskrevet med all nødvendig informasjon.
- Matlab-koder
- Abaqus-modeller
- Optimaliserings-prosessen i Isight
- ExCel-ark med alle slaghammer data
- Catman-fil
 - I programmet Catman trengs det noe kalibrering av akselerometer før bruk ved ANCO. For fremtidige oppgaver er også denne filen vedlagt slik at kalibreringen er ferdig og korrekt for fremtidige masterstudenter.

