

Alvseike, Jacob Ruud
Nilsen, Eirik Ukkelberg
Zapffe, Vilde

Konseptuell utvikling og optimalisering av komposittdekker i tre

Conceptual study and optimization of timber
composite floors

Masteroppgave i Bygg- og miljøteknikk
Veileder: Francesco Mirko Massaro
Juni 2022

Alvseike, Jacob Ruud
Nilsen, Eirik Ukkelberg
Zapffe, Vilde

Konseptuell utvikling og optimalisering av komposittdekker i tre

Conceptual study and optimization of timber
composite floors

Masteroppgave i Bygg- og miljøteknikk
Veileder: Francesco Mirko Massaro
Juni 2022

Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet
Fakultet for ingeniørvitenskap
Institutt for konstruksjonsteknikk



Kunnskap for en bedre verden



MASTEROPPGAVE 2022

FAGOMRÅDE: Konstruksjonsteknikk	DATO: 19.06.2022	ANTALL SIDER: 95+44
------------------------------------	---------------------	------------------------

TITTEL:

Konseptuell utvikling og optimalisering av komposittdykker i tre
Conceptual study and optimization of timber composite floors

UTFØRT AV:

Jacob Ruud Alvseike
Eirik Ukkelberg Nilsen
Vilde Zapffe



SAMMENDRAG:

Formålet med denne oppgaven har vært å optimalisere et dekkeelement av tre som har konkurransedyktige egenskaper sammenlignet med hulldekker av betong. Dekket skulle optimaliseres for CO₂-utslipp gjennom materialvalg og materialeffektivitet. Effekten av å benytte fast innspenning til søyler i dekkets hjørner samt feste flere dekker sammen skulle også utforskes.

I den innledende prosjektoppgaven for denne masteroppgaven ble det gjennomført et litteratursøk. Det la et grunnlag for å kunne sortere ut hva som var uviktig eller mindre gode løsninger, for så å arbeide videre med lovende eller allerede gode løsninger. Deretter ble det utviklet et script som kunne parametrisere variablene for hvilke materialsammensetninger og dimensjoner som skulle bli numerisk analysert i beregningsprogrammet Abaqus, som er benyttet underveis i masteroppgaven. Dette scriptet ble forbedret og kontinuerlig utviklet etterhvert som oppgaven beveget seg fremover i prosessen med å optimalisere dekket.

Etter å ha utforsket ulike opplagerbetingelser og antall sammenkoblede dekker, ble det besluttet å optimalisere et dekkensystem hvor to og to dekker hang sammen. Dekkene ble festet i fire søyler med fast innspenning i ytre hjørner, og støttet opp av bærende bjelker mellom søylene på tverrgående sider. Dette ga særlig gode resultater for vibrasjonskriterier og bidro til at dekkene kunne bli vesentlig slankere.

Etter en grundig optimaliseringsprosess hvor alle variabler sine effekter ble utforsket for dekkene, ble det arbeidet videre med et dekke bestående av limtre i steg og CLT i både topp og bunnflens. Komposittløsningen ga en slank konstruksjon samtidig som det tilfredstilte alle bruks- og bruddgrensekrav. Bruken av materialene ga også det laveste utslippet av CO₂ av de materialene som ble utforsket. Avslutningsvis ble dekket sammenlignet med et hulldekke i betong hvor man kunne se en reduksjon på 82 % i CO₂-utslipp med en kostnad på 39,15 kr per kg CO₂ spart.

Det har også blitt lagt mye arbeid i å utforske lydegenskaper for dekket og litteratur om emnet. Dette ble gjort fordi tidligere forskning har rapportert stor usikkerhet med hensyn på lydegenskapene til tredekker. Akustikkutfordringene har ofte blitt neglisjert i dimensjoneringen og henviset til som et tema for videre forskning. Denne oppgaven viser at akustikk er et stort og komplekst felt som er vanskelig å predikere med beregninger uten målinger, men presenterer også siste nytt på feltet og relevante funn om tiltak.

Avslutningsvis anbefales det å etablere en utvidelse av scriptet som vil ta for seg optimalisering av hele bygg på tvers av bygningskomponenter. I etterkant av helhetlig optimalisering ville det vært interessant og nødvendig å teste dekkene i et pilotprosjekt. Prosjektet kunne gi mulighet for å forta lyd- og vibrasjonsmålinger på ferdigbygde dekker i en fysisk konfigurasjon. En fysisk konstruksjon vil gi reelle resultater og viktige erfaringer, samtidig som det reduserer mye av usikkerheten rundt konseptet.

FAGLÆRER: Francesco Mirko Massaro

VEILEDER(E): Francesco Mirko Massaro

UTFØRT VED: Institutt for konstruksjonsteknikk

Forord

Denne masteroppgaven er utarbeidet av tre studenter som en avsluttende del av studiet bygg- og miljøteknikk ved Norges teknisk-naturvitenskaplige universitet (NTNU) i Trondheim. Oppgaven er gjennomført over en periode på 20 uker vårsemesteret 2022, ved institutt for konstruksjonsteknikk.

Opggaven i studiet omfatter utvikling og optimalisering av etasjeskillere i tre med spenn på 10 meter. Valg av oppgave har bakgrunn i en interesse og et ønske om å øke kunnskapsnivået rundt bærende konstruksjoner i tre, særskilt dekkelementer. For etasjeskillere med lengre spenn er trematerialet relativt lite brukt da det allerede er etablert gode økonomiske erfaringer ved bruk av hulldekker i betong. Med den økende miljøbevisstheten i byggebransjen og samfunnet generelt, kan kostnadsbildet endres og sette flere krav til valg av bygningskomponenter utover kostnad alene. Masteroppgaven har tatt for seg utvikling av dekkekonstruksjoner i tre som skal kunne prefabrikeres og innspennes i søyler for å gi mulighet til modulær konfigurasjon. Overordnet er studiet delt i to; et litteraturstudie, og en numerisk og analytisk optimaliseringsprosess.

Vi ønsker å rette en stor takk til veileder Francesco Mirko Massaro, og professor i trekonstruksjoner Kjell Arne Malo, som i oppstartsfasen og underveis i masteroppgaven har bidratt med gode diskusjoner, kyndig veiledning og henvisning til god litteratur og kontaktpersoner med nødvendig ekspertise. Tilgjengeligheten og den gode praten har blitt satt stor pris på. Videre vil vi rette en takk til alle på lesesalen som har vært gjennom frustrasjon, glede, koronasmitte og alle mulige sinnstilstander.

Trondheim, 2022



Jacob Ruud Alvseike



Vilde Zapffe



Eirik Ukkelberg Nilsen

Sammendrag

Formålet med denne oppgaven har vært å optimalisere et dekkelement av tre som har konkurransedyktige egenskaper sammenlignet med hulldekker av betong. Dekket skulle optimaliseres for CO₂-utslipp gjennom materialvalg og materialeffektivitet. Effekten av å benytte fast innspenning til søyler i dekkets hjørner samt feste flere dekker sammen skulle også utforskes.

I den innledende prosjektoppgaven for denne masteroppgaven ble det gjennomført et litteratursøk. Det la et grunnlag for å kunne sortere ut hva som var uviktig eller mindre gode løsninger, for så å arbeide videre med lovende eller allerede gode løsninger. Deretter ble det utviklet et script som kunne parametrisere variablene for hvilke materialersammensetninger og dimensjoner som skulle bli numerisk analysert i beregningsprogrammet Abaqus, som er benyttet underveis i masteroppgaven. Dette scriptet ble forbedret og kontinuerlig utviklet etterhvert som oppgaven beveget seg fremover i prosessen med å optimalisere dekket.

Etter å ha utforsket ulike opplagerbetingelser og antall sammenkoblede dekker, ble det besluttet å optimalisere et dekkesystem hvor to og to dekker hang sammen. Dekkene ble festet i fire søyler med fast innspenning i ytre hjørner, og støttet opp av bærende bjelker mellom søylene på tverrgående sider. Dette ga særlig gode resultater for vibrasjonskriterier og bidro til at dekkene kunne bli vesentlig slankere.

Etter en grundig optimaliseringsprosess hvor alle variabler sine effekter ble utforsket for dekkene, ble det arbeidet videre med et dekke bestående av limtre i steg og CLT i både topp og bunnflens. Komposittløsningen ga en slank konstruksjon samtidig som det tilfredstilte alle bruks- og bruddgrensekrav. Bruken av materialene ga også det laveste utslippet av CO₂ av de materialene som ble utforsket. Avslutningsvis ble dekket sammenlignet med et hulldekke i betong hvor man kunne se en reduksjon på 82 % i CO₂-utslipp med en kostnad på 39,15 kr per kg CO₂ spart.

Det har også blitt lagt mye arbeid i å utforske lydegenskaper for dekket og litteratur om emnet. Dette ble gjort fordi tidligere forskning har rapportert stor usikkerhet med hensyn på lydegenskapene til tredekker. Akustikkutfordringene har ofte blitt neglisjert i dimensjoneringen og henvist til som et tema for videre forskning. Denne oppgaven viser at akustikk er et stort og komplekst felt som er vanskelig å predikere med beregninger uten målinger, men presenterer også siste nytt på feltet og relevante funn om tiltak.

Avslutningsvis anbefales det å etablere en utvidelse av scriptet som vil ta for seg optimalisering av hele bygg på tvers av bygningskomponenter. I etterkant av helhetlig optimalisering ville det vært interessant og nødvendig å teste dekkene i et pilotprosjekt. Prosjektet kunne gitt mulighet for å forta lyd- og vibrasjonsmålinger på ferdigbygde dekker i en fysisk konfigurasjon. En fysisk konstruksjon vil gi reelle resultater og viktige erfaringer, samtidig som det reduserer mye av usikkerheten rundt konseptet.

Abstract

The objective of this masters's thesis has been to optimize a timber composite floor element that has competitive properties compared to the more established concrete hollow-core slabs. The floor elements would be optimized for CO₂-emissions through material selection and material efficiency. The effect of using fixed connections to columns to the corners of the elements were to be investigated, as well as connecting several elements together.

In preparation for this master's thesis, a literature search was conducted. It provided a basis for being able to sort out what were unimportant or less fortunate solutions, enabling the thesis to work with promising or already good solutions. A script was then developed that could parameterize the variables for which material compositions and dimensions were to be numerically analyzed in the calculation program Abaqus, which was used during the master's thesis. This script was improved and continuously developed as the work progressed in the process of optimizing the element.

After exploring several connection systems and the number of connected elements, it was decided to optimize elements in a system where two and two elements were connected. Each system was connected to four columns with rigid connection of the outer corners, and supported by load-bearing beams between the columns along the transverse sides. This yielded particularly good results regarding vibration criteria and contributed to the elements being significantly slimmer.

After a thorough optimization process where all variables' effects were explored for the elements, work continued on a composite element consisting of glulam in webs and CLT in both the top and bottom flange. The composite structure gave a slim construction whilst satisfying all serviceability and yielding strength requirements. This use of the materials also gave the lowest emissions of CO₂ of the materials explored. Finally, the element was compared with a hollow-core concrete slab where an 82 % reduction in CO₂ emissions was conducted with a cost saving of 39.15 NOK per kg CO₂.

A lot of work has also been put into exploring the sound properties of the element and literature on the subject. This was carried out due to previous research reporting great uncertainty regarding the sound properties of timber floor elements. The acoustic challenges have often been neglected in the designing and referred to as a topic for further research. This thesis shows that acoustics is a large and complex field that is difficult to predict with calculations without real life measurements, but also presents the latest findings on the field and relevant findings on measures.

A possible extension to this project would be to consider optimizations of entire buildings across the various building components. Such an optimization would then be tested in a pilot project. The project could provide an opportunity to perform sound and vibration measurements on constructed elements in a real configuration. A physical construction would give real results and provide important experience, as well as complement the theoretical and simulated findings.

Innhold

Forord	i
Sammendrag	iii
Abstract	iv
Figurer	viii
Tabeller	x
1 Introduksjon	1
1.1 Bakgrunn	1
1.2 Formål	1
1.3 Problemstilling og avgrensninger	1
1.4 Arbeidsgang	1
2 Metode	4
2.1 Litteraturstudier	4
2.2 Beregningsmetode og programvare	4
3 Teori	6
3.1 Tre som konstruksjonsmateriale	6
3.1.1 Historisk utvikling	6
3.1.2 Trematerialets oppbygning	7
3.1.3 Miljø	8
3.2 Materialer i tre	9
3.2.1 Limtre	9
3.2.2 Gitterbjelke	9
3.2.3 Massivtre	10
3.2.4 Trebaserte plater	10
3.3 Komposittelementer i tre	11
3.3.1 Komposittvirkning	11
3.3.2 Limte dekkeelementer	13
3.4 Vibrasjoner	15
3.4.1 Dynamisk modell	15
3.4.2 Bevegelseslikningen	15
3.4.3 Rayleighs metode	19
4 Akustikk	22
4.1 Generelt	22
4.1.1 Luftlydisolasjon	22
4.1.2 Trinnlydnivå	22
4.2 Akustikk og lovverk	23
4.3 Etasjeskiller og akustikk	24
4.4 FEM og SEA med akustikk	25
5 Dekkekonstruksjoner	30
5.1 Forskning på komposittdekker	30
5.1.1 Tre-tre	30
5.1.2 Tre-betong	32

6	Beregningsgrunnlag	35
6.1	Fra tidligere forskning	35
6.2	Beregningsmetoder	35
6.2.1	Analytiske beregninger	35
6.2.2	Numeriske beregninger	35
6.3	Dimensjonerende grunnlag	36
6.3.1	Gulv- og himlingsoppbygning	36
6.3.2	Materialer	37
6.3.3	Dimensjoner	37
6.3.4	Bruksgrense	38
6.3.5	Bruddgrense	41
6.3.6	Hulldekke i betong som sammenligningsgrunnlag	42
6.3.7	Miljøgrunnlag trematerialer	42
6.3.8	Prisgrunnlag	43
6.3.9	Miljøgrunnlag betonghulldekke	43
7	Resultater	45
7.1	Opplagerbetingelser	45
7.1.1	Konstruksjonsmessige egenskaper for opplagerbetingelser	45
7.1.2	Frie åpninger	46
7.1.3	Akustikk	46
7.2	Bredde på dekker	48
7.3	Sammenkoblede dekker	48
7.4	Effekt av geometri	51
7.4.1	Flenser	51
7.4.2	Steg	54
7.4.3	Bærebjelke	59
7.5	Materialer	60
7.5.1	Flenser	60
7.5.2	Steg	62
7.5.3	Effekten av ubalanse i flenstykkelser ved ulike materialer	64
7.5.4	Effekten av skjærmodul	65
7.6	Oppsummering av resultater del 1	66
7.7	Endelig løsning	67
7.8	Sammenligning med betong	68
7.9	Analytiske og numeriske resultater	68
7.10	Akustikk	71
8	Diskusjon	74
8.1	Generelt	74
8.2	Abaqus-modell	74
8.3	Resultater del 1	74
8.4	Endelig løsning	76
8.4.1	Analytiske og numeriske resultater	77
8.5	Miljø	78
8.6	Prisgrunnlaget	79
8.7	Akustikk	80
9	Konklusjon	83
9.1	Endelig løsning	83
9.2	Akustikk	84

10 Videre forskning	86
10.1 Akustikk	86
10.2 Forbindelser	86
10.3 Se på bygninger som en helhet	86
10.4 Pilotprosjekt	86
Referanser	88
Vedlegg	i
A Dimesjoneringsgrunnlag Eurokode	ii
A.1 Effektivt tverrsnitt	ii
A.2 Bruksgrenseanalyse	iii
A.3 Bruddgrenseanalyse	vi
A.4 Dimensjonerende laster	viii
B Analytiske beregninger	ix
B.1 Bruksgrenseanalyse	ix
B.2 Bruddgrensekontroll indre steg	xiv
B.3 Bruddgrensekontroll kantsteg	xx
B.4 Bruddgrensekontroll endesteg	xxvi
B.5 Kontroll ved brannforløp	xxxi
C Beregninger av hulldekke i betong for sammenligning	xl
C.1 Bruksgrensekraft	xl
C.2 Bruddgrensekraft	xliii
C.3 Valgt betonghulldekke	xliv

Figurer

3.1	Igangsatte boligprosjekter etter type	7
3.2	Treets materialretninger	7
3.3	Bjelker	9
3.4	Massivtre.	10
3.5	Illustrasjon komposittverrsnitt	11
3.6	Komposittvirkning	12
3.7	Delvis komposittvirkning	12
3.8	Full komposittvirkning	13
3.9	H-tverrsnitt bruddformer	13
3.10	Ikke-lineær spenningsfordeling	14
3.11	System med en frihetsgrad koblet med en fjær og en demper	16
3.12	Respons etter dempingsforholdet	17
3.13	Dynamisk forstørrelsesfaktor etter dempings- og frekvensforholdet	18
3.14	Formfunksjoner etter formel 3.19	20
4.1	Lydtransmisjon	22
4.2	Sammenlikning mellom målinger, SEA-beregning og FEM-analyse	27
5.1	Endelig tverrsnitt fra Hartnes og Åby's masteravhandling	30
5.2	Endelig tverrsnitt fra Bjørge og Kristoffersens masteravhandling	31
5.3	Endelig tverrsnitt fra Nesheims doktoravhandling	32
5.4	Utvikling av kryp over tid for tre og betong	33
6.1	Gulv- og himlingsoppbygning	36
7.1	Referansedekke	45
7.2	Etterklangstid ulike festemidler	47
7.3	Trinnlydsnivå ved ulike opplagerbetingelser	47
7.4	Nedsenket himling - flanketransmisjon	48
7.5	Illustrasjon av "tie"-forbindelse mellom flenser i Abaqus.	49
7.6	Første egenfrekvens for 2 dekker	50
7.7	Andre egenfrekvens for 2 dekker	50
7.8	Bærebjelke mellom søyler	51
7.9	Effekt flenstykkelser	52
7.10	Effekt flenstykkelser for Responsfaktor	53
7.11	Effekt steghøyder	54
7.12	Effekt stegbredder	56
7.13	Effekt kantstegbredder	57
7.14	Effekt endestegbredder	58
7.15	Effekt bærebjelke	59
7.16	Ulike materialer i flens med Responsfaktor og kg CO ₂ /m ²	60
7.17	Effekt materialer i flenser	61
7.18	Ulike materialer i steg med Responsfaktor og kg CO ₂ /m ²	62
7.19	Effekt materialer i steg	63
7.20	Effekten av flenstykkelser på egenfrekvens	64
7.21	Effekten av skjærmodul på Responsfaktor	65
7.22	Endelig tverrsnitt	67
7.23	Amplitude ved første egenfrekvens for to sammenkoblede dekker	70
7.24	Illustrasjon for antakelser ved beregning av nedbøyninger	71
8.1	Første egenfrekvens for 2 dekker	75
8.2	Andre egenfrekvens for 2 dekker	75
B.1	Snitt der rulleskjær kan oppstå	xix

Figurer

C.2	Huldekketverrsnitt	xl
C.3	Flytende gulvoppbygning betongdekke	xli
C.4	Egenfrekvens hulldekker	xlii
C.5	HD-Diagram	xliii

Tabeller

3.1	Igangsatte boligprosjekter	7
3.2	Kg CO_2 -ekvivalenter per kubikkmeter materiale	9
4.1	Lydklasser for ulike type bygninger hentet fra NS 8175:2019.	23
6.1	Gulv- og himlingsoppbygning	36
6.2	Materialegenskaper for trematerialer	37
6.3	Forslag til vibrasjonskrav i ny Eurokode 5	41
6.4	CO_2 -ekvivalenter for ulike materialer	42
6.5	Kostnad for ulike materialer	43
7.1	Ulike materialkombinasjoner for de fem modellene	45
7.2	Resultater for test av oppglagerbetingelser	46
7.3	Ulikt antall sammenkoblede dekker.	49
7.4	Flensmaterialer tykkelse	61
7.5	Stegtyper for test av materialer med utgangspunkt i Modell 1	63
7.6	Effekt av ulik skjærmodul i steg med utgangspunkt i Modell 1	66
7.7	Endelige tverrsnitt for ulike steghøyder	67
7.8	Endelige resultater for ulike steghøyder	68
7.9	Første egenfrekvens for analytiske og numeriske resultater	68
7.10	Responsfaktor for analytiske og numeriske resultater	69
7.11	Nedbøyning fra enhetslast for analytiske og numeriske resultater	70
7.12	Nedbøyning for analytiske og numeriske resultater	71
B.1	Materialparametre for dekke D	ix
C.2	Resultater fra betongelementforeningens regneark ved $L = 10$ m	xlii

1 Introduksjon

1.1 Bakgrunn

Det eksisterer en del forskning på bærende konstruksjonselementer i tre. Forskningsprosjektet WoodSol som blant annet finansieres av Norges forskningsråd, har som hovedmål å utvikle strukturelle løsninger i tre til bruk i urbane bygninger opp til ti etasjer (*Woodsol* 2022). Det eksisterer også doktoravhandlinger og masteroppgaver som tar for seg bærende konstruksjoner i tre og hvordan elementene presterer i forhold til eksisterende krav (Conta 2020, S. Ø. Nesheim 2021, Hartnes og Åby 2017, Bjørge og Kristoffersen 2017). Det er stor interesse å utvikle gode alternativer som kan konkurrere med de byggeskikkene man er best kjent med i dag, og det er derfor hensiktsmessig å kunne bidra med å videreutvikle kunnskapen innenfor emnet.

1.2 Formål

Formålet med denne oppgaven er å optimalisere et dekkelement i tre med konkurransedyktige egenskaper sammenlignet med hulldekker i betong. Oppgaven skal kunne bidra til å gi en bedre forståelse av og fremme bruken av tre som materiale i bæresystemer ved lengre spennvidder. Hensikten er å tilrettelegge for valg av fremtidsrettede løsninger av tre og rette søkelyset mot en miljøvennlig industri.

1.3 Problemstilling og avgrensninger

Oppgaven vil se på hvordan et komposittdekke i tre kan optimaliseres for CO₂-utslipp som henger sammen med å gjøre tverrsnittet materialeeffektivt. Det skal også utforskes om og hvordan sammenkobling av flere dekker kan gi positive innvirkninger på bruksgrensekraft. Samtidig vil oppgaven se på utfordringer ved bruk av tre som materiale og analysere hvilke tiltak som behøves for å håndtere disse, samt belyse hva slags løsninger som ikke er like gunstige.

Oppgaven avgrenses til å se på selve dekket der det primært vektlegges elementets konstruktive egenskaper, vibrasjoner og nedbøyning, samt innføring i akustiske faktorer basert på tidligere forskning. For forbindelser og konstruksjonene rundt vil det gjøres antakelser basert på funn fra litteraturstudier, men ikke dimensjoneres.

1.4 Arbeidsgang

Masteroppgaven startet med å gjennomføre et litteraturstudie hvor det ble bygget en forståelse av tidligere arbeid og studier, identifisere hva som er nyttig å ta med seg videre samt hvilke faktorer som er viktig å utforske videre. Dette la grunnlaget for kapittel 3 til 6 som omhandler teori, akustikk, kapittel om dekkekonstruksjoner og beregningsgrunnlag.

Videre ble innhentet informasjon brukt til å utvikle et script som kan kjøre ulike analyser og numeriske beregninger på dekkelementer. Resultatene fra scriptet indikerte utfordringer ved designløsning. Derfor kunne man bruke script til å identifisere mangel på spesifikk informasjon som kan løse utfordringer, og dermed spisse litteratursøkene.

Når nødvendig informasjon var innhentet og script fungerte parametrisert, kunne de analytiske og numeriske beregningene av dekket utføres og analyseres. Her ble effekter av ulike inputverdier for dimensjoner og materialer utforsket som sammen utgjør del 1 av resultatene. Kunnskapen fra del 1 ble så brukt i resultat del 2 hvor en endelig og detaljert optimalisering ble foretatt for ulike tverrsnittshøyder. Avslutningsvis ble resultatene sammenliknet med et alternativ i betong med samme forutsetninger.

Resultat, funn og usikkerheter blir så diskutert i diskusjonen før det konkluderes i konklusjonen. I siste kapittel, veien videre, vil det presenteres hvordan funn i oppgaven kan tas videre og hva som eventuelt står igjen før komposittdekker i tre kan bli en utfordrer i markedet.

2 Metode

2.1 Litteraturstudier

Det har blitt benyttet en kvalitativ litteraturstudie for å opparbeide kunnskap om emnene relatert til oppgavens problemstillingen. Litteratur har vært innhentet gjennom egne litteratursøk eller basert på informasjon fra veileder. Det ble gjennomført enkle og vide søk for å få et større perspektiv om aktuelle variabler, før søkene ble spisset mot sentrale elementer i oppgaven. Videre har relevante litteraturtreff sine egne referanser gitt ny litteratur gjennom kjedesøk, og dannet et bredere spekter av ulike teori og gjennomførte forsøk på etasjeskillere. Rapporter, universitetsoppgaver og fagfellevurderte artikler tilknyttet temaene er hentet fra søkemotoren Google Scholar eller gjennom NTNUs sider. Fagfeltet som omhandler etasjeskillere av trevirke er under stadig utvikling. Ved eldre referanser har man evaluert graden av relevant informasjon for utviklingen av en etasjeskiller tilpasset dagens utfordringer og marked.

2.2 Beregningsmetode og programvare

For å gjennomføre beregninger er det blitt hentet dimensjoneringskriterier fra forslag til ny Eurokode 5 (Standard Norge 2021b). Videre har man gjennomført analytiske utregninger etter disse gjennom egne håndberegninger eller ved hjelp av numeriske analyser gjennom programvaren Abaqus CAE (DassaultSystems 2021). Beregningene i programvaren er bygget på Finite Element Method som beregner fysiske egenskaper og responser til dekket gjennom numeriske simuleringer. Materialeegenskaper har blitt hentet fra ulike produsenter og standarder. I Abaqusmodellen har man brukt programmeringsverktøy gjennom et script i programmeringsspråket Python til å simulere flere analyser parallelt og for å innhente ønsket informasjon og analyser. Dette har bidratt til å effektivisere arbeidet. Scriptet har blitt koblet til Abaqus gjennom programvaren Visual Studio Code (Visual Studio Code 2022). Scriptet som er blitt utviklet og brukt er tilgjengelig i filene som er publisert sammen med masteroppgaven. Alle analytiske beregninger er vist i vedlegg B.

3 Teori

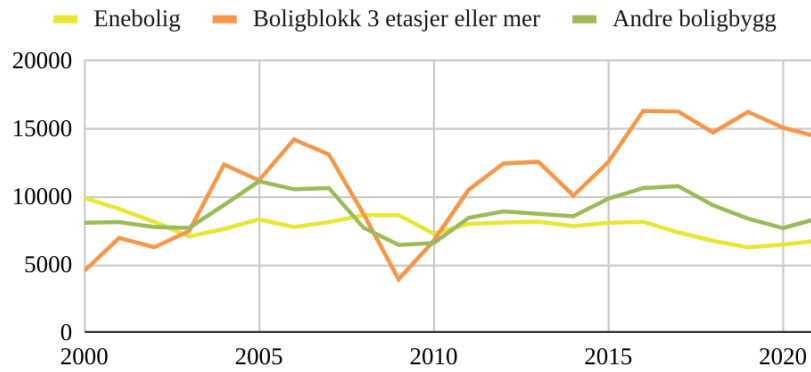
3.1 Tre som konstruksjonsmateriale

3.1.1 Historisk utvikling

Norge har lange tradisjoner med bruk av tre som byggemateriale, både i anlegg og bygninger (Narvestad mfl. 2011). Årsaken til dette er at trematerialet har hatt god tilgjengelighet, produseres lokalt mange steder, samt at materialet er enkelt og billig å bearbeide og utvikle til bygningsformål. Den første trebebyggelsen man finner i Norge kommer fra steinalderen, hvor det ble brukt takbærende stolper i tre som ble gravd ned i jorda. Tre var også primært benyttet i bygninger rundt resten av Europa tidlig i middelalderen. Store deler av Europa innførte imidlertid et forbud mot tre som byggemateriale grunnet hyppige branner i tettbebygde strøk, og det ble avgjort i flere og flere byer at mur og stein skulle benyttes i yttervegger. Dette skjedde derimot ikke i Norge, trolig grunnet manglende materielle eller økonomiske forutsetninger. Man fant også stor motstand mot det å bytte byggeskikk, benytte andre materialer og håndverksteknikker som ikke var like lett tilgjengelig og dyrere enn tilsvarende bygninger i tre.

Etter den store bybrannen i Ålesund i 1904 ble det imidlertid innført en offentlig murtvang i Norge (Narvestad mfl. 2011). Dersom man skulle bygge i tre måtte man bevege seg utenfor sentrale strøk, som medførte en drastisk reduksjon av tetthet i byene, økning av arealforbruket til utbygging og en reduksjon av kvaliteten i urbane strøk. Som følge av murtvangen fikk de fleste norske byene en omfattende utbygging av villastrøk i tre utenfor byområdene som ble omfattet av bestemmelsene. I de sentrale bystrøkene ble det derimot omtrent ikke bygget i tre i løpet av 1900-tallet grunnet byggeforskriftene fra 1904.

I Europa ble bruken av tre i høye bygninger strengt regulert frem til 90-tallet (Kuzman og Sandberg 2016), og det ble ikke tillatt å benytte tre i bygninger på over tre etasjer i Norge før 1997 (Statsbygg 2013). Etter endringer i plan- og bygningsloven ble det stilt funksjonsbaserte krav, og materialvalg i bygging kunne ikke lenger forbyes så lenge konstruksjonen tilfredsstilte krav til bæreevne, brannsikkerhet m.m. (Narvestad mfl. 2011). De fleste norske kommuner har i dag et mål om at nybygging skal forekomme innenfor dagens tettstedsgrenser, og karakteristisk for denne utbyggingen er bruk av betong, stål og tegl som materialer. Et ønske om fortetting og utnyttelse av tomt har medført et behov for å bygge mer i høyden. Dersom man ser på utviklingen av eksempelvis boligtyper, har trenden vært høyere bygninger som underbygger målet om fortetting. Ut i fra tall fra Statistisk Sentralbyrå presentert i figur 3.1 og tabell 3.1 har det også vært en reduksjon i antall igangsatte eneboliger og økning i høyere boligblokker - spesielt bygg over 5 etasjer.



Figur 3.1: Igangsatte boligprosjekter etter type.

Kilde: SSB 2022

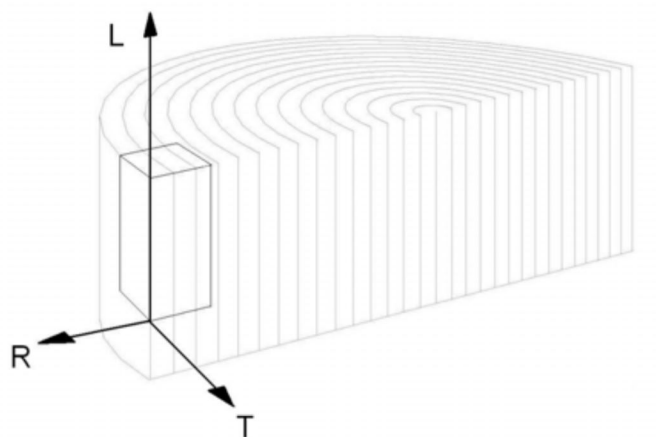
Tabell 3.1: Igangsatte boligprosjekter i Norge.

	2000	2005	2010	2015	2020
Enebolig	9919	8340	7289	8092	6479
Boligblokker 3 og 4 etasjer	2495	4992	2663	4250	3988
Boligblokker over 5 etasjer	2039	6227	4081	8310	11115
Andre boligbygg	8083	11147	6581	9867	7694

Kilde: SSB 2022

3.1.2 Trematerialets oppbygning

Treverk er et materiale oppbygd av fibre med ulike retninger og forskjellige fysiske egenskaper, som gjør at det karakteriseres som et anisotrop materiale (Bell 2017). Selv om trematerialet er anisotrop kan man ved en forenkling av de anisotrope karakteristikene se på trematerialet som et ortotropisk materiale med tre symmetriske plan stående vinkelrett på hverandre (Dahl 2009). De tre symmetriske planene deles inn i lengde-, radial-, og tangentiell retning etter treets årringer, som vist i figur 3.2.



Figur 3.2: Treets materialretninger.

Kilde: Dahl 2009

Egenskapene knyttet til de ulike materialretningene i trevirket er knyttet til hvordan treet vokser i naturen (Dahl 2009). Fordi treet trenger sollys for å vokse vil det vokse seg oppover for å søke mest mulig tilgang på sollys. Samtidig må treet holde seg stående og kunne tåle påkjenninger fra vær og vind og må derfor styrke sin lengderetning. Det gjør lengderetningen mye sterkere enn de andre retningene. Stivheten i lengderetning ligger 10-15 ganger høyere enn radialretningen og 20-30 ganger høyere enn tangentiellretningen. De store forskjellene gir trematerialet ulikt spennings- og deformasjonsforløp, og de tre retningene trenger derfor egne elastisitetsmoduler og styrkeegenskaper for beregninger. Formel 3.1 og formel 3.2 viser hvordan egenskaper knyttet til trematerialets fiberretninger overføres til et globalt aksesystem i form av tall fremfor bokstavene LRT ved bruk i analytiske beregninger og numeriske beregningsprogram som Abaqus. Parametrene E , G og ν står for henholdsvis elastisitetsmodulene, skjærmodulene og poissontallene til materialet.

$$C = [E_L \ E_R \ E_T \ G_{LR} \ G_{LT} \ G_{RT} \ \nu_{LR} \ \nu_{TL} \ \nu_{RT}]^T \quad (3.1)$$

$$C = [E_1 \ E_2 \ E_3 \ G_{12} \ G_{13} \ G_{23} \ \nu_{12} \ \nu_{13} \ \nu_{23}]^T \quad (3.2)$$

3.1.3 Miljø

Byggebransjen alene sto i 2020 for rundt 36% av verdens utslipp (United Nations 2021). På verdensbasis er betong det mest brukte materialet i byggebransjen, og det nest mest konsumerte materialet på generell basis, etter vann (Pomponi og Moncaster 2016). Det er estimert at bransjen vil utvikle omtrent 230 milliarder kvadratmeter nykonstruksjoner innen 2060, noe som kommer til å ytterligere øke utslippsmengden. Grunnet de internasjonale bestemmelsene om å redusere utslipp er det lagt frem en rekke ulike strategier. Hertwich mfl. (2019) konkluderte med at klimagassutslipp i byggebransjen kan reduseres dersom man erstatter tre med betong og stål i bærekonstruksjoner i større grad. Det er grunnet materialets gunstige klimaegenskaper at tre har hatt en økende popularitet i bransjen de siste årene. Tre har på generell basis et lavt klimagassavtrykk da produksjons- og byggefasen emitterer lave mengder karbondioksid (Mirdad mfl. 2021). I tillegg tillater noen livssyklusberegninger å ta i betraktning karbonlagring i løpet av treetts vekstperiode og byggenes levetid.

For å danne et sammenligningsgrunnlag for de ulike materialene tar man ofte i bruk en Environmental Product Declaration (EPD). En EPD tar utgangspunkt i Life-Cycle Assessment (LCA) som begge baserer seg på internasjonale standarder (EPD Norge 2022). Det er et dokument som deklarerer produktenes miljøprestasjon gjennom livssyklusen, og skal være tredjepartsverifisert og -registrert. Ved å ta utgangspunkt i de ulike materialenes EPD kan man derfor se i Tabell 3.2 fra et utvalg deklarasjoner at trebaserte materialer har lavere utslipp enn stål og tre. Særlig er forskjellene større dersom man betrakter karbonlagring i treverket fra vekstfasen. I oppgaven er det avgrenset til å se på fase A1-A3 som omfatter råmaterialer, transport og tilvirkning i produksjonsfasen. EPDer beskriver syv forskjellige miljøbelastninger, der man i denne oppgaven har sett på Global Warming Potensial (GWP) som vanligvis blir benyttet i byggeindustrien.

Tabell 3.2: Kg CO_2 -ekvivalenter per kubikkmeter materiale.

	GWP*	GWP-IOBC**
Konstruksjonsvirke	-675	59.5
Betong B35	269	-
Stål S355	7057	-

*Global Warming Potential

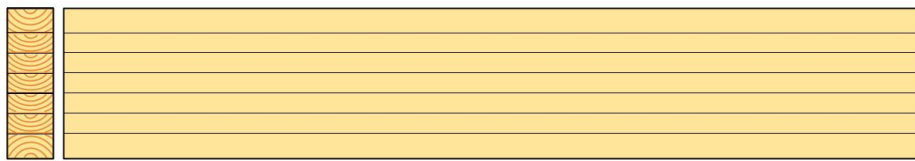
**Netto GWP, uten karbonlagring

Kilde: Inntre Kjeldstad 2021, Sylteosen Betong 2020, Tibnor 2021

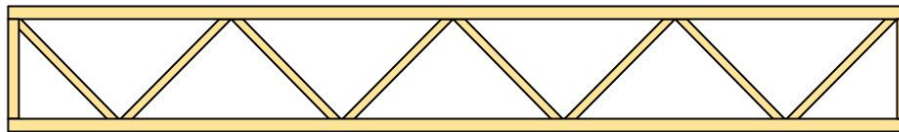
3.2 Materialer i tre

3.2.1 Limtre

Limtre er en konstruksjonskomponent av tre som består av to eller flere lameller, planker eller bord som er limt sammen (Norsk Limtreprodusenters Forening 2015). Disse lamellene kan ha en tykkelse fra 6mm og opp til 45mm. På denne måten kan man kombinere elementer med ulik størrelse for å danne ønsket tverrsnitt og styrkeegenskaper. På det norske markedet er de mest brukte materialene gran og furu, der lamelltykkelsene produseres med tykkelse 33mm eller 45mm. Limtre som bygges opp av lameller med lik styrkeklasse kalles homogent (h) limtre. Imidlertid vil en bjelke ofte utsettes for bøyning som medfører at det er mest hensiktsmessig å kombinere ulike styrkeklasser etter påkjenning på bjelketverrsnittet. Det utsatte området i bjelken kan ta opp disse påkjenningene med sterkere styrkeklasser imens de andre delene kan ha svakere styrkeklasser. Slike tverrsnitt kalles kombinert (c) limtre. Figur 3.3 a) viser hvordan et limtretverrsnitt kan se ut.



a) Limtrebjelke.



b) Gitterbjelke.

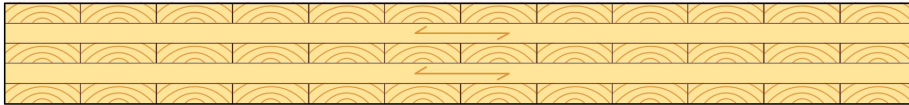
Figur 3.3: Ulike bjelketyper.

3.2.2 Gitterbjelke

Gitterbjelker er fagverksbjelker satt sammen av konstruksjonsvirke og spikerplater som vist i figur 3.3 b) (Pretre 2022). Dette gir en materialbesparende bjelke som kan brukes over lengre spenn. Den har også fordelen over andre bjelketyper ved å ha en åpen løsning med mulighet for kanalgjennomføringer. Gitterbjelken har også lav vekt sammenlignet med massive bjelker.

3.2.3 Massivtre

Massivtre er en komposittplate bestående av lag med sammenkoblede treplanker lagt vinkelrett på hverandre (Aarstad mfl. 2008). Som regel er lagene koblet sammen ved bruk av lim, men det kan også benyttes spiker, skruer, tredybler eller stålslag. Massivtre blir også omtalt forkortet som CLT (Cross Laminated Timber). Antall lag varierer primært mellom 3-9, og er som regel i oddetall for å skape symmetri om elementets nøytralakse. Grunnet den krysslagte geometrien får elementene en økt tverrstivhet, og redusert effekt av krymping og svelling. Konseptet oppsto ikke før på 90-tallet og standardiserte metoder for dimensjonering er nå i prosessen ved å inkluderes i den oppdaterte versjonen av Eurokode 5 som er under utvikling.



Figur 3.4: Massivtre.

3.2.4 Trebaserte plater

Trebaserte plater benyttet som stegplater i limte I- og kassebjelker, skivekonstruksjoner, og flens i bjelke- eller dekkekonstruksjoner.

Finérplater

Det finnes en rekke finérplater på markedet der de mest vanlige er kryssfinér og parallellfinér (PLV) (Solli og Glasø 2011). *Kryssfinér* består av minst tre lag og er bygget opp av tynne flak som skrelles av en trestokk og limes sammen vinkelrett på hverandre. Tykkelsen på kryssfinér som er ment til konstruksjonsformål har som regel en tykkelse på 10-30mm. *Parallellfinér* består av minst fem lag, og har finérlag som ligger parallell med fiberretningen. Det finnes imidlertid også PLV-produkter som har noen finérlag som ligger vinkelrett på hovedretningen. PLV-plater som brukes som konstruksjonsmateriale omtales ofte som LVL (Laminated Veneer Lumber), som er mest kjent i Norge under navnet Kerto. Kerto benyttes hovedsakelig til bjelker og som flenser i dekker. Finérlagene i Kerto er 3mm tykke og platene leveres med tykkelser opp til 75mm.

OSB

OSB - eller Oriented Strand Board - er bygget opp av små rektangulære spon som limes sammen orientert i én retning (Solli og Glasø 2011). Dette gir OSB-platene en vesentlig høyere stivhet i lengderetning enn på tvers. Dimensjonene på en slik plate leveres som regel med tykkelse mellom 5-25mm.

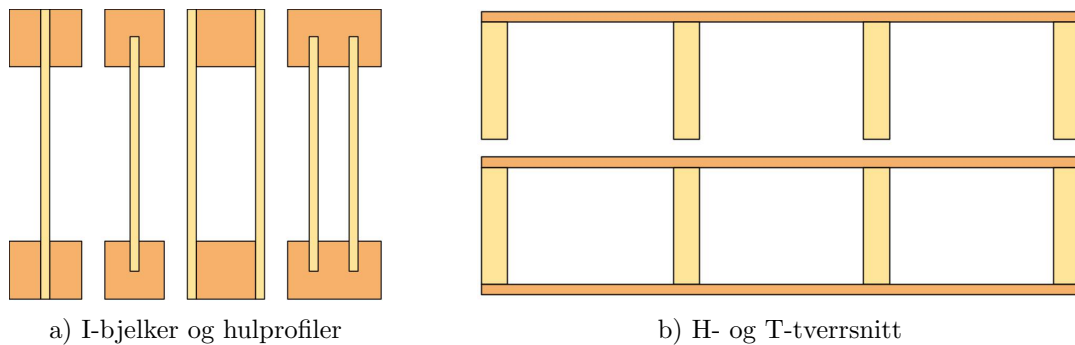
Trefiberplater

Trefiberplater omfatter et bredt spekter materialer hva gjelder densitet og produksjonsmetode, men består av tynningsvirke fra bartrær, samt biprodukter som sagflis (Solli og Glasø 2011). Som regel skiller man mellom porøse og harde trefiberplater. Porøse har en lavere densitet rundt 200-400 kg/m^3 og benyttes ofte som vindisolasjon og avstivning i mindre

bygninger. Harde trefiberplater har en høyere densitet på rundt $500\text{-}1000\text{ kg/m}^3$ og benyttes i større grad som steg og flens i limte bjelker, laminatgulv og møbler.

3.3 Komposittelementer i tre

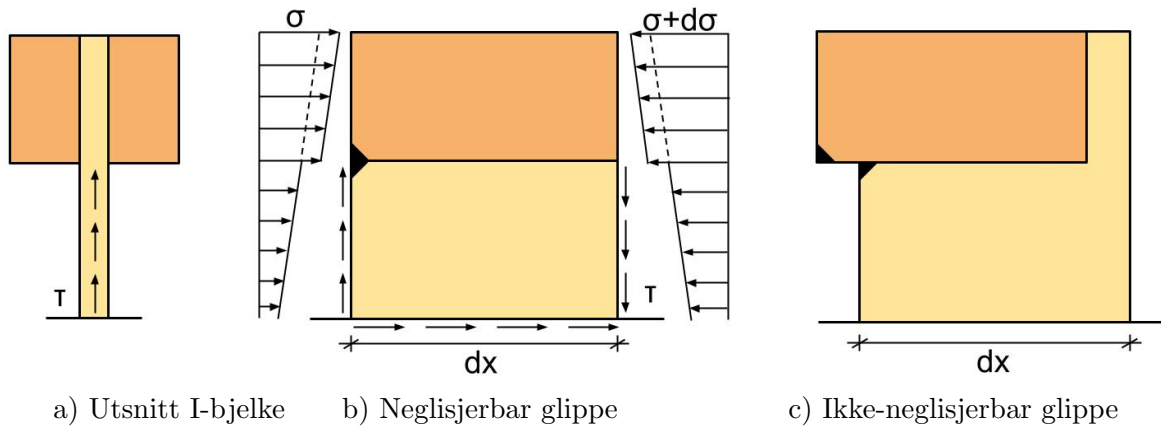
Komposittelementer i tre omfatter blant annet I-bjelker, hulprofiler og hulldekker, og består vanligvis av mer enn ett materiale (Norlin 2016). De vanligste trematerialene som benyttes er konstruksjonsvirke, limtre, finerplater (LVL), CLT, trefiberplater og OSB. Noen kompositter består også av andre materialer som stål, betong, aluminium og plastikk, men denne oppgaven begrenser seg til å primært betrakte trebaserte materialer. Felles for slike kompositter, som man kan se i figur 3.5, er at de er delt inn i brede ytre flenser med en mellomliggende stegdel. Når slike elementer utsettes for bøyning overføres dette til primært til flensene mens skjærkraften hovedsakelig bæres av stegene. Unntaket for dette er T-tverrsnittet som ikke har noe reelt skille mellom steg og flens.



Figur 3.5: Typiske tverrsnitt av kompositter.

3.3.1 Komposittvirkning

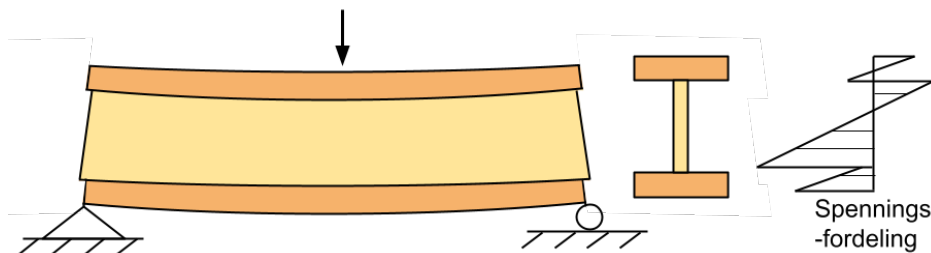
I Figur 3.6 er det vist et utsnitt av en I-bjelke. Aksialspenningene (σ) varierer noe når man forflytter seg fra en ende til en annen som et resultat av skjærspenninger (τ) i steget. Alle skjærspenningene må overføres til flensen for å kunne bygge opp aksialspenningene og vice versa. Dersom overgangen mellom steg og flens er sensitiv for skjærdeformasjon kan det oppstå en såkalt glippe mellom de to materialene slik som vist i Figur 3.6 b) og c). Hvis denne glippen er liten nok til at den kan neglisjeres vil man anta full heft mellom materialene, og man kan benytte vanlig bjelketeori for å beregne bjelkens stivhet og spenningsfordeling. Derimot om glippen er stor nok vil lastene fordele seg annerledes over tverrsnittet og flensene vil ta opp mindre av bøyemomentet gjennom aksialkraft. Opptrædende bøyemoment tas derfor opp mer individuelt av flenser og steg. Dette vil medføre i en redusert overføring av skjærspenninger over tverrsnittet, i tillegg til at flensene får en større påkjenning av moment som resulterer i økt nedbøyning (Norlin 2016). Som regel er forbindelsene i slike tverrsnitt limt, og man forutsetter derfor ingen eller neglisjerbar glidning.



Figur 3.6: Komposittvirkning.

Glipper mellom komponenter må betraktes dersom det benyttes mekaniske forbindelser eller kvaliteten på limet ikke er helt pålitelig, og man omtaler dette som delvis komposittvirkning. Slike forbindelser vil få ikke-neglisjerbare skjærdeformasjoner mellom de ulike elementene.

Delvis komposittvirkning



Figur 3.7: Delvis komposittvirkning.

Eurokode 5 har beregningsmetoder som tar høyde for glidning mellom elementene (Standard Norge 2010). Beregning av effektiv bøyestivhet forutsetter et tverrsnitt med tre komponenter slik som vist på Figur 3.7, og kan benyttes ved å beregne både I-bjelker og kontinuerlige hulldekker. Metoden tar utgangspunkt i Euler-Bernoulli bjelketeori, der elementene nummereres etter henholdsvis toppflens ($i=1$), steg ($i=2$) og bunnflens ($i=3$).

$$(EI)_{eff} = \sum_{i=1}^3 (E_i I_i + \gamma_i E_i A_i a_i^2) \quad (3.3)$$

γ_i -faktoren tar hensyn til graden av samvirke mellom flensene og steg og beregnes etter ligning 3.4:

$$\gamma_i = \left(1 + \frac{\pi^2 E_i A_i s_i}{K_i l^2} \right)^{-1} \quad (3.4)$$

Ved asymmetriske tverrsnitt må man ta hensyn til at nøytralaksen ikke sammenfaller med den lokale nøytralaksen for steget. De tre avstandene $a_{i=1,2,3}$ beregnes med utgangspunkt i

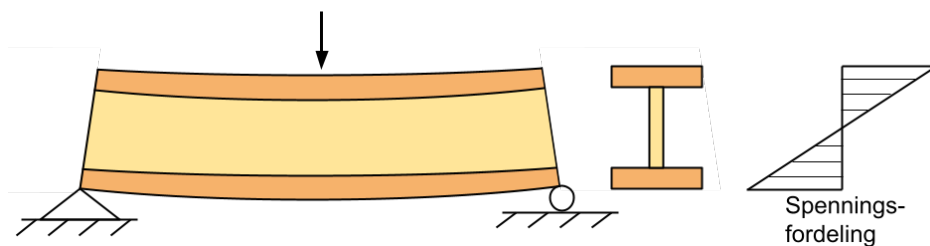
stegets eksentrisitet.

$$a_2 = \frac{\gamma_1 E_1 A_1 (h_1 + h_2) - \gamma_3 E_3 A_3 (h_2 + h_3)}{2 \sum_{i=1}^3 \gamma_i E_i A_i} \quad (3.5)$$

Full komposittvirkning

Ved full komposittvirkning, som vist i figur 3.8, vil det være mulig å neglisjere glidning, og K_i vil gå mot uendelig slik at γ_i går mot 1. Effektiv bøyestivhet vil derfor kunne beregnes etter følgende ligning:

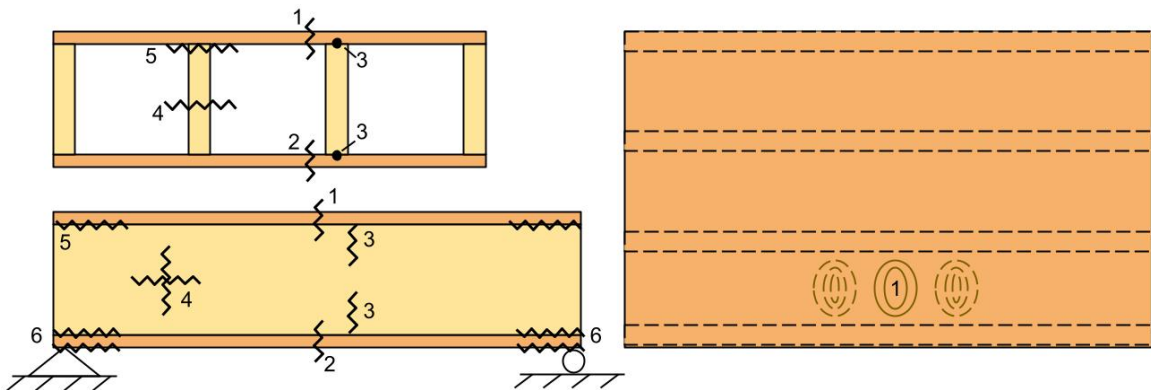
$$(EI)_{eff} = \sum_{i=1}^3 (E_i I_i + E_i A_i a_i^2) \quad (3.6)$$



Figur 3.8: Full komposittvirkning.

3.3.2 Limte dekkeelementer

Eksempler på ulike dekkelementer er vist i Figur 3.5 b). Figur 3.9 tar utgangspunkt i H-tverrsnittet som består av to tynne flenser og steg av rektangulære treelementer. Denne typen elementer benyttes som regel til gulvkonstruksjoner, dekker og bruer. Ved bruddgrensekonsroll vil det være flere steder i tverrsnittet som kan være kritiske og derfor må kontrolleres. De mest relevante bruddformene er beskrevet under.

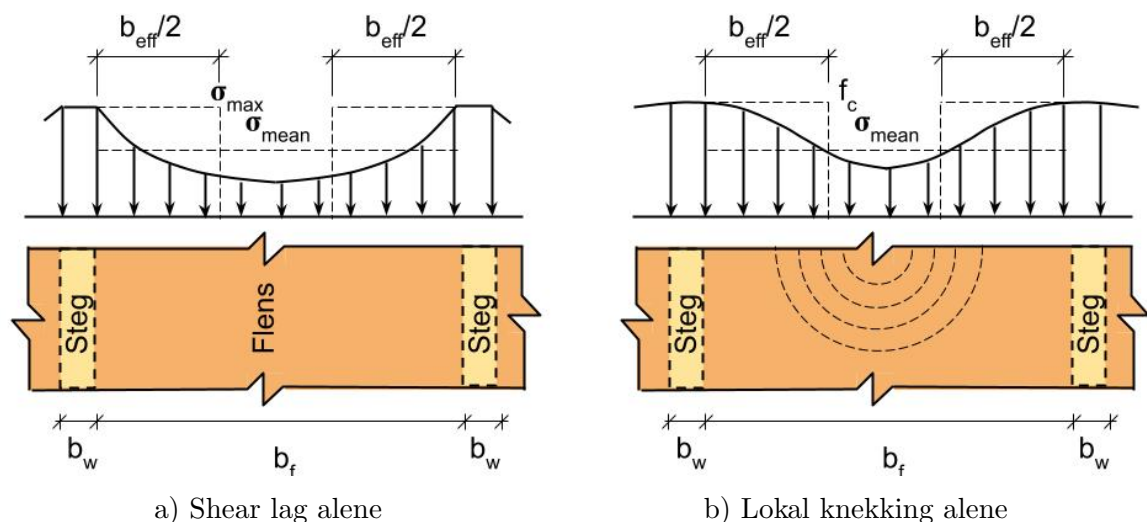


Figur 3.9: H-tverrsnitt med ulike bruddområder.

1. Trykkbrudd i toppflens, dette kan komme som en effekt av lokal knekking og “shear lag”.
2. Strekkbrudd i bunnflens som en konsekvens av shear lag.
3. Brudd i steg grunnet momentkraft.
4. Skjærbrudd i steg.
5. Skjærbrudd i forbindelsen mellom steg og flens.
6. Trykkbrudd i ytre sjikt av både topp- og bunnflens grunnet konsentrerte laster vinkelrett på fibre.

Flenser

I toppflensen kan det oppstå både lokal knekking og shear lag. Lokal knekking vil kun forekomme i trykkflensen, som i dette tilfellet er i toppflensen. Shear lag vil kunne forekomme i både topp- og bunnflens og er en forsinket oppbygging av aksialspenninger grunnet bøyemoment, som oppstår der skjærkreftene er størst. I et komposittdekke med tynne flenser vil dette skje i flensen over steget, og avtar mellom stegene. Både lokal knekking og shear lag forårsaker en ikke-lineær spenningsfordeling slik som illustrert i Figur 3.10. Ved dimensjonering blir denne spenningsfordelingen hensyntatt ved å basere en effektiv bredde på forholdet $\sigma_{mean}b_f = \sigma_{max}b_{eff}$. I Eurokode 5 blir en maksimal b_{eff} gitt i tabell 9.1 som skal ta høyde for både shear lag og plateknekkning. Ved å transformere tverrsnittet til et effektivt tverrsnitt vil man kunne fullføre en vanlig spenningskontroll uten å videre betrakte effektene som tidligere er beskrevet. Likevel diskuterer Norlin (2016) hvorvidt disse verdiene tilstrekkelig beskriver en presis effektiv bredde, særlig for korte spenn.



Figur 3.10: Ikke-lineær spenningsfordeling som følge av de to tilfellene beskrevet i a) og b).

Kilde: Figur besert på figurer fra Norlin 2016

3.4 Vibrasjoner

Ved dynamiske beregninger ser man på hvordan konstruksjonen responderer ved dynamiske laster (Bergan mfl. 1993). Dynamiske laster kan være bevegelser fra mennesker, bølger og vind, og betegnes som tidsvarige laster. Den dynamiske lasten medfører at konstruksjonen responderer med dynamiske vibrasjoner. Utviklingen av optimaliserte slankere konstruksjoner der materialfasthetene øker sin utnyttelse medfører større behov for å analysere de dynamiske egenskapene. Kjenner man til tiden en dynamisk last operer kalles den dynamiske lasten deterministisk. Ved ulike belastninger vil tidsvariasjonen være ukjent, og man innfører da stokastiske modeller for å beskrive lastforløpet. En viktig forskjell fra statiske responser ved statiske laster er at responsene forskyvninger, tøyninger og spenninger påvirkes over tid gjennom den dynamiske belastningen (Humar 2002). I tillegg vil dynamiske laster forårsake akselerasjon i konstruksjonen. Akselerasjon i massen medfører treghetskrefter i konstruksjonen som avhenger av variabelen tid og kan overskride menneskers toleransegrense eller gjeldene krav for konstruksjoner. Ved en dynamisk analyse anvendes en dynamisk modell til å karakterisere effektene av den dynamiske lasten. Videre utledes bevegelseslikningen for modellen samt løses denne og til slutt vurderes løsningen av bevegelseslikningen.

3.4.1 Dynamisk modell

Uttrykkes responsen i konstruksjonen som bevegelse i én retning kaller man systemet single degree of freedom systems (SDOF) (Humar 2002). SDOF består av en frihetsgrad og er som oftest en forenkling av systemet der graden av nøyaktighet avhenger av flere faktorer. Uansett vil systemet gi et innblikk i den dynamiske responsen ved en konstruksjon. Flere SDOF kan kombineres for å forstå større systemer med flere responser. Disse systemene kalles multi degree of freedom systems (MDOF) og består av flere frihetsgrader. I den dynamiske modellen bestemmes systemets stivhetsegenskaper, størrelse og fordeling av masse, demping og lastintensiteten.

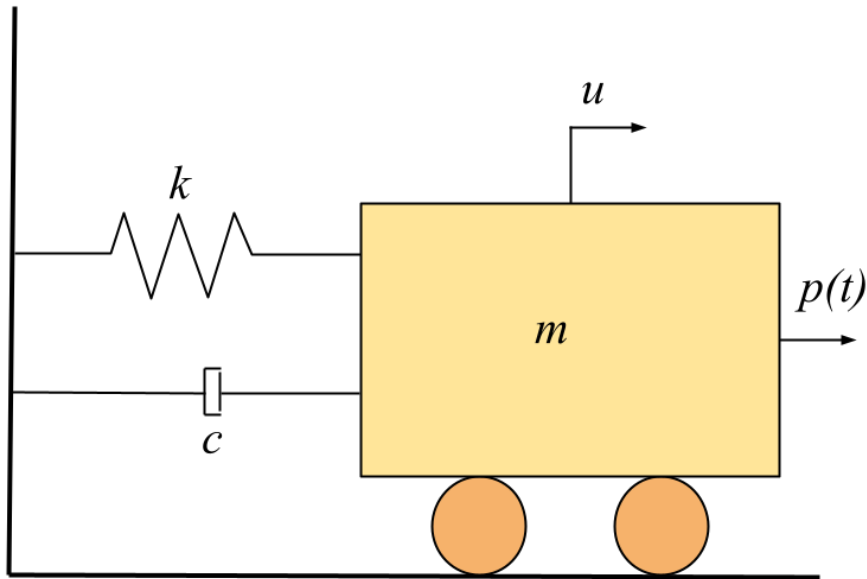
3.4.2 Bevegelseslikningen

Bevegelseslikningen stammer fra Newtons andre lov (Bergan mfl. 1993). Treghetskreftene kan karakteriseres som at kraft er lik massens bevegelse i endringen med tid:

$$P(t) = \frac{d}{dt} \left(m \frac{du(t)}{dt} \right) = m\ddot{u}(t), \quad (3.7)$$

der $P(t)$ er en tidsavhengig last og $u(t)$ er tidsavhengig forskyvning. Hvis massen er konstant skrives uttrykket som $m\ddot{u}(t)$, der \ddot{u} er akselerasjon i massen. I systemer er det ofte ikke bare massens akselerasjon som utgjør kraftlikevekten. Fra figur 3.11 ser man massen m være koblet til et system med en lineær fjær med fjærstivhet, k , og en viskøs demper med dempingsfaktor, c . Systemet består av en frihetsgrad med horisontal forflytning. Fjæren og demperen bidrar til kraftlikevekten der fjærkraften og dempekraften sammen med massetreghtskraften virker i motsatt retning som den ytre kraften $P(t)$.

Bevegelseslikningen for systemet blir en inhomogen differensiallikning som vist i likning 3.8.



Figur 3.11: System med en frihetsgrad koblet med en fjær og en demper.

Skal likningen være oppfylt må den totale forskyvningen ikke overskride en verdi slik at fjæren ikke oppfører seg elastisk.

$$P(t) = m\ddot{u} + c\dot{u} + ku \quad (3.8)$$

Fra likningen kan man si at responsen i konstruksjonen avhenger av dempingen, massen og stivheten til konstruksjonen.

Uttrykket for bevegelseslikningen avgjør hva slags vibrasjoner konstruksjonen er utsatt for (Bergan mfl. 1993). Konstruksjon er i fri svingning når lasten er lik 0 og gir en homogen likning. Eksisterer ikke dempingen vil bevegelsene aldri avta og kalles et udempet system. Ved et udempet system med frie svingninger vil bevegelseslikningen bli:

$$m\ddot{u} + ku = 0 \text{ eller } \ddot{u} + \omega_n^2 u = 0 \quad (3.9)$$

Her er ω_n den naturlige vinkelfrekvensen eller udempet resonansfrekvens målt i rad/s imens naturlig frekvens eller egenfrekvensen betraktes som f målt i Hz utledet som:

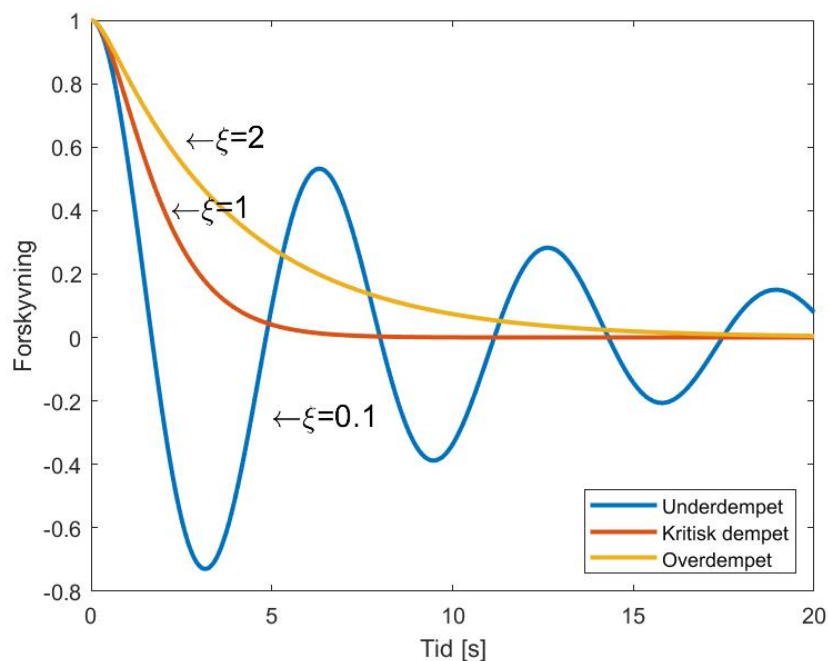
$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} = \frac{\omega_n}{2\pi} \quad (3.10)$$

I praksis vil alle systemer ha noe grad av demping og vil medføre at bevegelsene vil avta med tid og bli til 0 så lenge den dynamiske lasten avtar. Ved likningen for en fri dempet konstruksjon kan man utlede en grenseverdi for dempingen kalt kritisk demping $c_{cr} = 2m\omega_n$ som er avhengig av stivheten og massen i systemet. Dempesystemet blir ofte karakterisert som et forhold mellom den kritiske dempingen og dempingskoeffisienten, c fra likning 3.8 og

kalles dempingsforholdet:

$$\xi = \frac{c}{c_{cr}} = \frac{c}{2m\omega_n} \quad (3.11)$$

Hvis dempingsfaktoren er lik den kritiske dempingen kalles det kritisk demping og systemet vil bevege seg mot statisk likevekt uten svingninger. Overkritisk demping er når $c > c_{cr}$ og vil i dette tilfelle i likhet med kritisk demping ha bevegelser mot statisk likevekt uten svingninger. Slike dempingsforhold opptrer sjeldent i virkelige systemer. Når $c < c_{cr}$ kalles det underkritisk demping der systemet vil ha svingninger mot statisk likevekt. Verdien på ξ avgjør hvor fort svingningene avtar mot likevekt. Figur 5.4 viser hvordan responsen utvikler seg over tid ved kritiske, overkritiske og underkritiske dempinge med forskjellige ξ -verdier.



Figur 3.12: Respons etter dempingsforholdet

Analyseres et system utsatt for en harmonisk last, blir bevegelseslikningen:

$$P_0 \sin(\omega t) = m\ddot{u} + c\dot{u} + ku \quad (3.12)$$

Løsningen for likningen består av en homogendel u_h og en partikulærdel u_p . Den homogene delen kan løses ved å se på et udeмпet system i fri svingning (uten last). Den partikulære delen kan løses ved å innføre:

$$u_p = \frac{P_0}{k} \frac{1}{(1 - \beta^2)^2 + (2\xi\beta)^2} [(1 - \beta^2)^2 \sin\omega t - 2\xi\beta \cos\omega t] \quad (3.13)$$

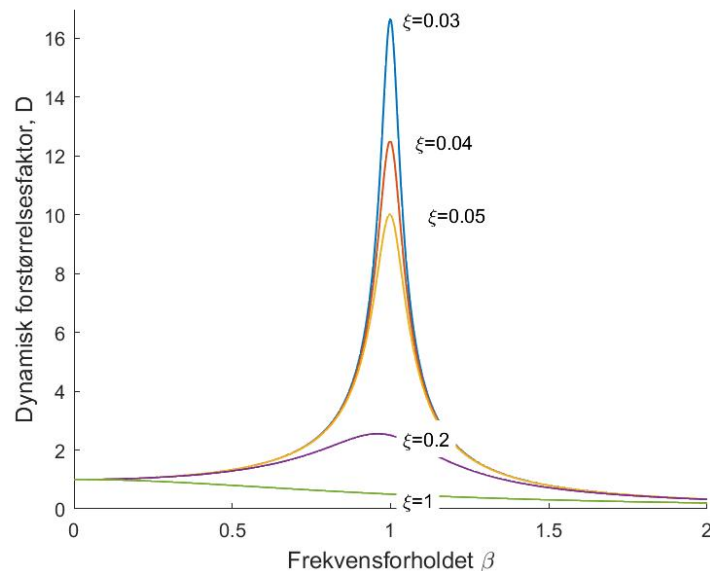
Fra likningen beskrives $\frac{P_0}{k}$ som den statiske responsen, u_{st} . Forholdet mellom lastens vinkel-frekvens og systemets vinkelfrekvens beskrives som

$$\beta = \frac{\omega}{\omega_n} \quad (3.14)$$

Den homogene delen av likningen vil til slutt dempes ned. Her innføres det en dynamisk forstørrelsesfaktor som viser forholdet mellom maksimal dynamisk og statisk forskyvning:

$$D = \left| \frac{u_{maks}}{u_{st}} \right| = \frac{1}{[(1 - \beta^2)^2 + (2\xi\beta)^2]} \quad (3.15)$$

Ser man på formelen for dynamisk forstørrelsesfaktor at verdien vil øke drastisk når β nærmer seg verdien 1 for små ξ -verdier. Når β nærmer seg verdien 1 vil vinkelfrekvensen til lasten nærme seg verdien på systemets vinkelfrekvens. Utsvingningene i systemet vil vokse og det tilføres energi til bevegelsene til et maksimalnivå. Dette kan medføre at systemet kan gå til brudd ved et viss antall lastsvingninger. Fenomenet heter resonans og er et uønsket fenomen ved konstruksjoner. Maksimalnivået ved resonans avhenger av dempingen i systemet. Resonansfrekvensen blir antatt å være lik egenfrekvensen til systemet, ω_n , for lavt dempete systemer. Man ønsker her at lastens frekvens ikke skal ligge i området til systemets egenfrekvens. Forholdet mellom den dynamiske forstørrelsesfaktoren og dempingsforholdet er vist i figur 3.13 med ulike verdier for demping. I figuren ser man grafen gjør et hopp når ω_n er lik ω ($\beta = 1$). Som figuren viser vil lastfaktoren ha høyere verdi når β nærmer seg 1 for systemer med lite demping. Konstruksjonsmaterialer som betong, stål og trevirke har demping i de lavere sjiktene.



Figur 3.13: Dynamisk forstørrelsesfaktor etter dempings- og frekvensforholdet

3.4.3 Rayleighs metode

Likningene og metodene fra forrige kapittel kan overføres til å løse mer kompliserte problemer med bruk av Rayleighs metode (Bergan mfl. 1993). Rayleighs metode brukes for å finne den første egenfrekvensen i systemet. Dette er av interesse for å anslå resonansfrekvensen til systemet. Prinsippet i Rayleighs metode er å se på et system som er i fri svingning uten demping der den totale energien i systemet er konstant. Bevegelsene i systemet beskrives med en formfunksjon, ψ , som må tilfredsstille de kinematiske randbetingelsene. Valg av formfunksjon må antas og det er essensielt for metodens virkning at formfunksjonen er lik den virkelige svingningsformen på systemet. Begrenser formfunksjonen systemets reelle bevegelse vil systemet ha høyere stivhet enn den reelle stivheten og systemet vil ha en høyere egenfrekvens enn den reelle egenfrekvensen. Systemets vinkelfrekvens beregnes etter grunnlaget om at tøyingsenergien er lik den kinematiske energien og kalles Rayleigh-kvotienten:

$$\omega_n^2 = \frac{K^*}{M^*} \quad (3.16)$$

der stivheten og massen i systemet er beskrevet på en generalisert metode gjennom formfunksjonen til systemet. Generalisert form for bjelker er angitt som :

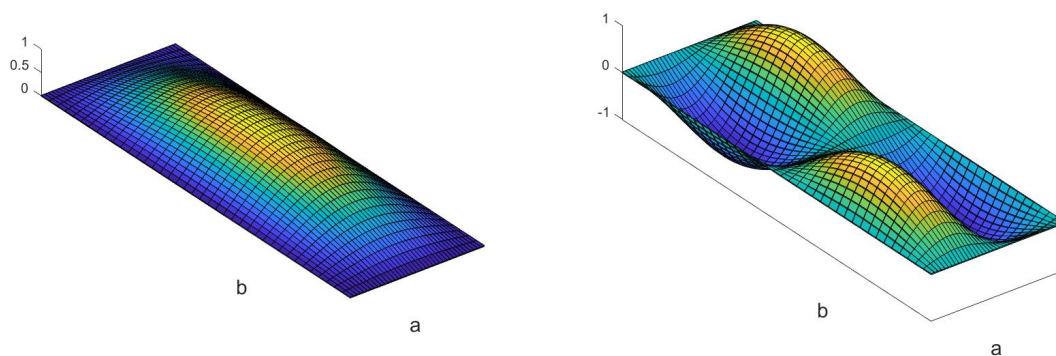
$$K^* = \int_l EI(x)\psi_{xx}(x)dx \quad (3.17)$$

$$M^* = \int_l m(x)\psi(x)dx \quad (3.18)$$

Formfunksjoner bestemmes etter randbetingelser og antatt dynamisk respons i systemet etter påkjent frekvens ved analytisk beregning. Ved flere frihetsgrader vil systemet bli delt opp i ulike formfunksjoner etter hva slags lastfrekvens som tiltrer. For en plate med opplager langs randene kan Naviers formel for klassisk plate brukes:

$$\psi(x, y) = \sin\left(\frac{m\pi x}{a}\right)\sin\left(\frac{n\pi y}{b}\right) \quad (3.19)$$

Formfunksjon fyller randbetingelsene med 0 forskyvning langs rendene. Ulike formfunksjoner for to ulike verdier på m og n er vist i figur 3.14. For m og n lik 1 vil vi anta første formfunksjon for første egenfrekvens. For å utlede vinkelfrekvensen for dekket må platestivheten, D, være kjent. Er platen rektangulær der den ene lengden kan karakteriseres som mye lengre enn den andre kan bjelkeanalogi benyttes da stivheten i den ene retningen er mye større enn den andre.



a) Formfunksjon for m og $n = 1$

b) Formfunksjon for m og $n = 2$

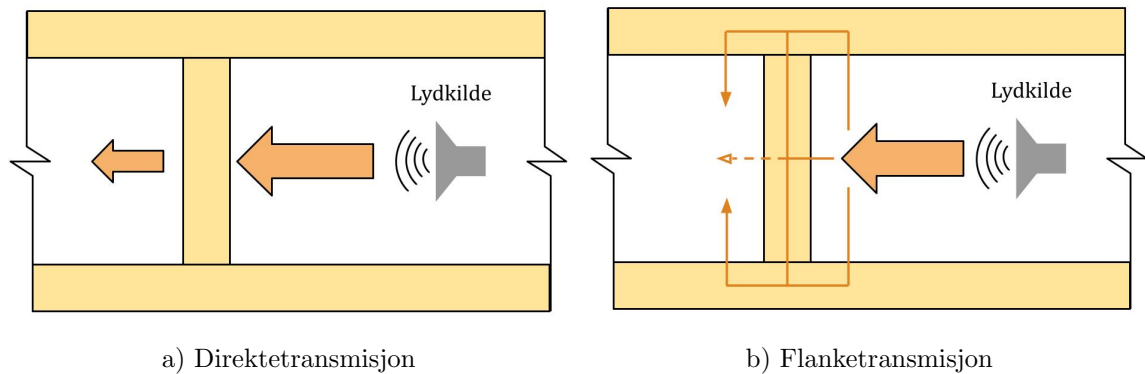
Figur 3.14: Formfunksjoner etter formel 3.19 plottet i Matlab.

Kilde: Bergan mfl. 1993

4 Akustikk

4.1 Generelt

Både lyd og vibrasjoner er et dynamisk fenomen, der hørbar lyd er forekomsten av bølger som et resultat av trykksvinginger i luft. Innenfor akustikk finner man både luftlyd, trinnlyd og lydtransmisjon. Særlig i bygningskomponenter som består av tre vil akustikk være spesielt utfordrende. Dette er grunnet materialets lave vekt som medfører store responser ved lavere frekvenser, særlig i sammenligning ved tilsvarende konstruksjoner i betong. De mest kritiske lydvibrasjonene har en lav frekvens på under 100Hz (Conta 2020). I bygninger er det primært to måter lyd kan transmitteres, direktetransmisjon og flanketransmisjon (Glasø 2011). Direktetransmisjon finner man ofte som luftlyd og trinnlyd. Flanketransmisjon forekommer som lydoverføring gjennom tilstøtende (flankerende) konstruksjonsdeler, eller gjennom utettheter, mekaniske sammenkoblinger og over himling.



Figur 4.1: Transmisjon av lyd i konstruksjoner.

4.1.1 Luftlydisolasjon

Luftlyd forekommer der en lydkilde utstråler lydbølger som treffer en bygningsdel og setter denne i svingninger (Glasø 2011). Noe utstrålt lyd på baksiden vil forekomme, og differansen mellom utstrålt og innfallende effekt utgjør lydreduksjonstallet R . Etersom mennesker ikke hører lyder i alle frekvensområder benyttes det derfor et veid reduksjonstall R_w , som ofte brukes for å karakterisere luftlyd fra laboratiormålinger. På samme måte har vi veid feltmålt reduksjonstall i ferdig bygg R'_w .

4.1.2 Trinnlydnivå

Trinnlyd forekommer der gangtrafikk utstråler lyd, og måles direkte som lydnivå i mottakerrommet (Glasø 2011). Lydtryknivået ønskes så lavt som mulig og betegnes som L . Slik som ved reduksjonstallet, har lydtryknivået et veid trinnlydnivå for laboratiormålte verdier L_w , og feltmålte verdier $L'_{n,w}$ i ferdig bygg. Ved tradisjonell bygningsakustikk blir som regel kun frekvensområdet mellom 100Hz til 3150Hz betraktet (Conta 2020). Senere forskning har vist at $L_{n,w}$ korrollerer dårlig med faktisk oppfattet lyd, og det kan derfor være nødvendig å sjekke frekvensområder ned til 50Hz eller 20Hz.

4.2 Akustikk og lovverk

Funksjonskrav for byggverk omfatter blant annet lyd klima, der europeisk standard legger føring for teknisk godkjenning (Vigran 2002). I NS 8175 beskrives lyd klassifisering av ulike typer bygninger, med referanse til en rekke internasjonale standarder for måling og evaluering av lydforhold. Lydklassene består av klasse A, B, C og D, der klasse A angir best lydforhold for konstruksjonen (Standard Norge 2021d). Standarden ble revidert i 2019, men er ikke implementert i Byggteknisk forskrift (TEK17) som henviser til standardutgaven fra 2012 (Standard Norge 2021c). TEK17 henviser til minstekrav på lyd klasse C etter standardutgaven fra 2012. Minstekravet, klasse C, viser til at 90 % av brukere vil være lite eller ikke plaget for luftlyd og 80 % vil være tilsvarende for trinnlyd (Standard Norge 2021d). I klasse C er det krav om kontrollere frekvensområdet 100 Hz til 3150 Hz. Grenseverdiene for de ulike klassene varierer etter bruksområde for konstruksjonen og vist i tabell 3.3.

Tabell 4.1: Lydklasser for ulike type bygninger hentet fra NS 8175:2019.

Bruksområde	Målestørrelse	Klasse A	Klasse B	Klasse C
Mellom boenheter	$R'_w + C_{50-5000} \geq$	62	58	54
	$L'_w + C_{50-2500} \leq$	46	50	54
Mellom rom internt i boenhet	$R'_w \geq$	54	58	-
	$L'_w \leq$	48	52	56
Skole mellom klasserom	$R'_w \geq$	56	52	48
	$L'_w \leq$	53	58	63
Mellom spesialrom og klasserom	$R'_w + C_{50-5000} \geq$	75	75	70
	$L'_w \leq$	43	48	53
Kontorer	$R'_w \geq$	44	40	37
	$L'_w \leq$	53	58	63

I den reviderte utgaven av NS 8175 har endringene fra utgaven i 2012 inkludert lavfrekvent lyd som bass og gange i større grad, og dermed inkludert frekvenser ned til 50 Hz for lyd klasse C i stedet for bare klasse A og B. Her har man introdusert andre måter å føre krav på reduksjonstallet, R'_w og trinnlydsnivået, $L'_{n,w}$. Det er å innføre C-korreksjonene, $C_{50-5000}$ for R'_w og $C_{I,50-2500}$ for $L'_{n,w}$. Det anbefales av både Norsk Treteknisk Institutt og Sintef å inkludere C-korreksjonen ved beregninger av lydforhold selv om dette ikke er pliktig ved dagens krav (Norsk Treteknisk Institutt 2016 og Byggforskserien 2010). Det er også anbefalt å klassifisere bygninger etter type B i stedet for minstekravet som er C, da flere bygg oppført etter klasse B får betydeligere bedre resultater Gyproc 2018. Det er mulig å måle C-korreksjon på klasse C, men da ikke krav om dette. Tilfredsstillende de lavere frekvensområdene, vil treelementet automatisk tilfredsstillende de høyere frekvensområdene da trevirke har bedre lydegenskaper ved høyere frekvenser (Gerrertsen mfl. 2012).

Måleteknisk kontroll av bygningsakustiske forhold, som eksempelvis lydisolasjon, etterklang og støy, kan være en komplisert oppgave. Målinger skal følge standardene NS-EN ISO 10140, NS-EN ISO 16283 og NS-EN ISO 717 som tar for seg henholdsvis laboratoriemålinger, feltmålinger og vurdering av målinger. I tillegg har man måling for flanketransmisjon i NS-

EN ISO 10848. Ved målinger undersøkes frekvensområdet 100-3150 Hz, men ved behov for nøyaktigere vurderinger evalueres frekvenser ned til 50 Hz i tillegg til nevnte krav om klasse A og B. Store deler av vurderingen av lydforløp i konstruksjoner er basert på målinger eller erfaringstall (Santoni mfl. 2016). Selv om det er krevende å gjøre målinger er det en enda større utfordring å predikere slike forhold, selv med en rekke datatekniske hjelpemidler til disposisjon. NS-EN 12354 beskriver beregning av akustisk ytelse i bygninger og bruker målte data til å beregne lydforhold (Gerrertsen mfl. 2012, Bard mfl. 2017). Beregningsgrunnlaget er prinsipielt likt med grunnlaget som anvendes i Statistical Energy Analysis (SEA). SEA er en beregningsmetode for å forutse lydstyrke og vibrasjoner i konstruksjoner som transportmidler, bygninger og maskiner. SEA er egnet ved middels eller høye frekvenser, men er ikke like godt egnet ved lavere frekvenser enn 100 Hz. I tillegg er SEA tilpasset homogene og tyngre materialer der det antas at lyden beveger seg i et diffust felt. Diffust felt er når lydbølgene opptrer likt i alle retninger og opptrer like sannsynlig (Schoeps 2022). En slik tilnærming er ikke aktuelt ved treets ortotropiske egenskaper ved lavere frekvenser, da utregninger ikke vil være pålitelige nok og ikke kan beskrive lydforløpet i bygningsdelene (Qian 2020).

4.3 Etasjeskiller og akustikk

For etasjeskillere er det primært to lydegenskaper som er viktig å betrakte; selve konstruksjonens lydisolasjonsevne, og koblingen mellom elementet og den øvrige bærekonstruksjonen (Glasø 2011). For elementet er det essensielt å oppnå en høy nok stivhet for å oppnå gode nok luftlydisolerende egenskaper. Betrakter man trinnlyd kan det ofte være nødvendig å tilføre ekstra lag på etasjeskilleren. Dette kan være i form av flytende overgulv, økt tyngde, nedsenket eller frittstående himling.

Tre er et lett materiale sammenliknet med betong og stål, i tillegg har tre ortotropiske egenskaper (Santoni mfl. 2016). Trematerialets lette vekt medfører utfordringer i dimensjonering av etasjeskillere. Massen av bærekonstruksjonen vil ikke kunne gi nødvendige akustiske egenskaper knyttet til lydkrav for bygninger. Den store utfordringen ligger i de lavere frekvensområdene som setter trematerialet i uønskede responser. Når lovverket ikke legger føringer for lavere frekvenser enn 100 Hz eller at metodikken ikke er tilpasset tre har dette resultert i at flere oppførte bygg mottar klager fra brukere selv om bygget er godkjent etter lydkrav (Qian 2020). Samtidig har det tidligere blitt vist at flere unngår å gjøre tiltak for å håndtere frekvenser lavere enn 100 Hz (Hveem 2010). Ved å innføre C-korrelasjon kan det medføre økte tilleggs kostnader som man ikke er pålagt å gjennomføre. Undersøkelser på lavere frekvenser viser at målte verdier er mye mer nøyaktige om standardene tar med frekvenser helt ned til 50 Hz (Qian 2020). Videre viser det at målte og evaluerte verdier korresponderer med en økning på 74 % hvis man inkluderer frekvenser helt ned til 20 Hz. Flere studier antar at frekvenser helt ned til 20 Hz har stor betydning på akustikken i trekonstruksjoner. Derfor anbefales det å utvikle metodikk for å kunne beregne med frekvenser helt ned til 20 Hz for enda mer nøyaktige verdier (Olsson og Linderholt 2021). Fra tidligere studier er det flere punkter som bør forbedres i utarbeidelsen av lydforløp i konstruksjoner. En State of the Art-undersøkelse fra 2008 viste at ulike målinger som ble gjennomført i de samme bygningene gav for ulike svar (SP Sveriges Tekniska Forskningsinstitut 2008). Målinger kunne variere med hele 10 dB. Dette medførte både for underdimensjonerte og overdimensjonerte bygg. Overdimensjonerte

bygg gir naturligvis unødvendig høyere kostnader på trekonstruksjoner. Man ønsker derfor flere parallelle målinger for å få bedre estimater av gjennomsnitt og variasjon. Det andre problemet er at interiøret i rom vil påvirke lydforholdene, men de er vanskelig å forutse. For eksempel kan skap med glass og annet kjøkkenutstyr kan ha mye å si på lydopplevelsen for brukerne. Varierende grad av produksjon, materialulikhet og installasjon på byggeplass vil være vanskelig å predikere ved lyd dimensjonering. Beregningene må være nøyaktige med hensyn til materialegenskapene til komponentene samt produsere tredekkene nøyaktig etter beskrivelsene. Dårlig lydisolasjon kan komme fra skade på bygninger. Endringer i konstruksjonen kan medføre et annet lydforløp enn først beregnet selv om endringene er små.

Et annet problem med trekonstruksjoner og etasjeskillere er at designet på elementene varierer fra de forskjellige produsentene. Erfaringstall kan ikke brukes fra etasjeskillere for etasjeskillere selv etter små endringer (Qian 2020 Olsson og Linderholt 2021). Valg av materiale, knutepunkt og dimensjoner er avgjørende variabler for lydforløp. Ved enhver endring i designet må gjennomføres nye målinger og undersøkelser for å kunne kontrollere lydegenskapene ved etasjeskilleren. Målinger og vurderinger av data er en dyr og tidskrevende prosess sammenlignet med om prosessen kunne vært beregnet allerede i design- og modelleringsfasen. I dagens marked har man verktøy som Statistical Energy Analysis (SEA), men dette blir som nevnt tidligere mindre nøyaktig ved lavere frekvenser som er essensielt å vurdere for trekonstruksjoner. Til sammenlikning har betong bedre erfaringstall og designløsninger med tanke på lyd (Olsson og Linderholt 2021). Grunnene til dette er at betong er et homogent materiale og varierer mindre i design med færre variabler. I tillegg kan man være mindre varsom og nøyaktig ved lavere frekvensområder. Med ugunstige egenskaper ved trekonstruksjoner med tanke på lyd og et varig prispress i markedet, kan trevirke sannsynligvis sjeldnere bli foretrukket av flere aktører (Gerrertsen mfl. 2012). Skal trematerialet bli mer konkurransedyktig enn betong er det viktig at det utvikles verktøy som kan predikere lydegenskapene ved dekket etter ønskede dimensjoner og geometrier.

4.4 FEM og SEA med akustikk

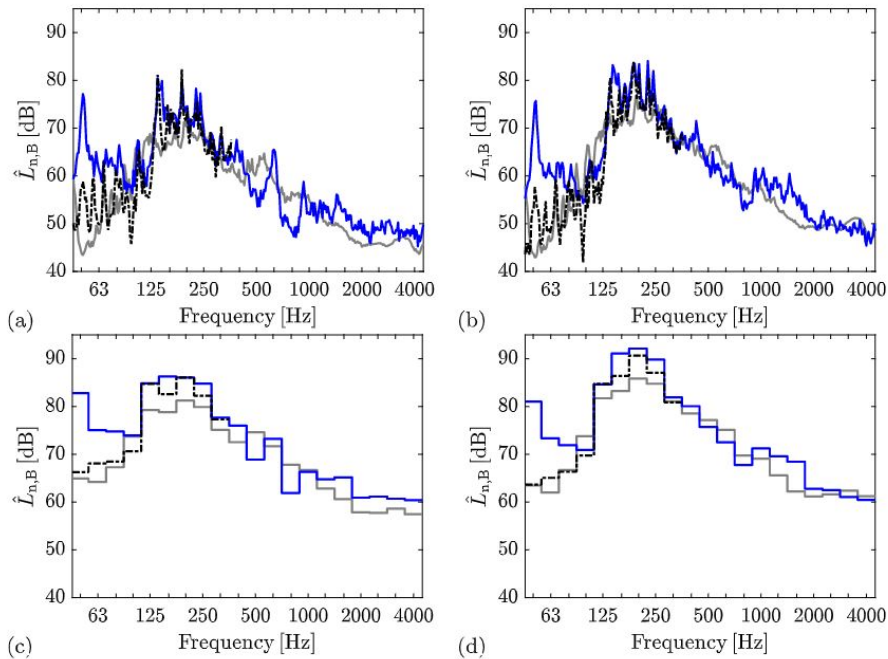
For å kunne lage numeriske modeller til å kunne framstille lydegenskaper ved konstruksjoner er det flere faktorer som må tilfredsstilles og belyses i arbeidet. Det ene er de ikke-lineære egenskapene til trevirke ved påkjent lydforløp (Jayalath mfl. 2021). Her må man også karakterisere de fysiske egenskapene til de ulike trematerialene som LVL, CLT og limtre. I en etasjeskiller vil man kunne ved ulike design dele elementene i tre forskjellige materialer (Bard mfl. 2017). I tillegg til valgt tremateriale vil det være porøselastiske materialer som isolasjon og fluidmaterialer som luftspalter i etasjeskilleren. Konstruksjonene kan være komplekse da inndelingen av disse materialene kan variere fra ulike design. Her vil også omliggende elementer som romstørrelse, vinduer, dører og opplagerbetingelser mellom disse elementene påvirke lydforløpet.

Flere studier har sett på utvikling av analyser basert på Finite Element Method (FEM) for å forutse lyd i konstruksjoner uten hjelp fra målinger. Formålet er å kunne forutse og modellere flere lydforløp som trinnlyd og luftlyd som kan bidra til besparelser i tid og kostnader ved prosjektering. Qian (2020) så på hvordan man kunne implementere trinnlydsberegning for

en CLT-plate i Abaqus ved bruk av FEM-analyser. Her beskrives flere steg som må oppfylles for at trinnlyd skal kunne brukes i Abaqus. Det første steget er å beskrive hammermaskinen beskrevet i ISO-standarder som skaper bevegelsene i konstruksjonen. Da finner man den dynamiske lasten og responsen i trematerialet. Den dynamiske lasten kan beregnes når vekt, høyde og periodene for hvert slag fra hammermaskinen er kjent. Hammermaskinen skal forestille gange eller objekter som faller på dekket, der plasseringen på slagene fra hammermaskinen spres utover forskjellige steder på dekket. Siden CLT består av limte elementer og de dynamiske egenskapene kan ha variasjon innenfor samme produkter bruker Qian en stokastisk modell for å modellere inn usikkerheter og sannsynligheter i programvaren. Her antas det også at det kan oppstå luftrom mellom de limte elementene som kan påvirke lydforløp i konstruksjon. Når man har modellert hammeren kan man måle akselerasjonen i bevegelsene til tredekket som antas å være proporsjonal med trykket som opptrer i dekket. For å beregne akselerasjonen må egenfrekvenser, egenmoder og dempekoeffisientene til dekket være kjent gjennom målinger eller estimeringer. Til slutt må man kunne beskrive lydbølgene som trer gjennom bygningskomponenten. Den numeriske modellen i Abaqus ble validert med fysiske målinger. Resultatene viste at beregning av ISO-hammermaskinen og akselerasjonen i dekket viste samsvarende resultater, men for bedre samsvarende resultater kan hammermaskinen plasseres i flere posisjoner for å dekke flere områder og mulige situasjoner tilsvarende prosedyren på laboratorium- eller feltmålinger. Den dynamiske stivheten til både trevirket og tilhørende lag vil påvirke den dynamiske bevegelsen i etasjeskilleren og dermed også lydforløpet. For mer samsvarende resultater bør man endre den dynamiske stivheten fra å ha en konstant verdi på hvert element, men heller være avhengig av frekvensen. I lavere frekvensområder kan man også vurdere å bruke en annen lydkilde enn ISO sin hammermaskin. Det anbefales også for videre arbeid å utarbeide FEM-modeller for mindre komplekse løsninger for å kunne utvikle et mer nøyaktig verktøy. På denne måten kan FEM-verktøyet utvikles gradvis etter kompleksitet. Ved videre modeller bør materialegenskaper og randbetingelser defineres i detalj for å utvikle nøyaktige verdier.

Liknende resultater fant også Wang mfl.(2020) i sin casestudie på trinnlydsberegninger (Wang mfl. 2020). Dekket var designet med en kvadratisk plate som toppflens og syv bjelker festet under. For å kunne beregne trinnlydsisolasjon må nøyaktigheten på de ortotropiske egenskapene til trevirke være relativt presist predikert slik at de dynamiske materialegenskapene blir riktige. Slike opplysninger får man ikke alltid vite fra produsenter eller de kan variere innad i samme trevirkeprodukt. Wang mfl. trakk også frem at opplagerbetingelser må analyseres riktig for å få samsvarende resultater som ved målinger. For eksempel ville bjelkene i etasjeskilleren fått en liten løftekraft ved endene hvis toppflensen ble festet til bjelkene med skruer. De antok i stedet en blanding av frie bjelker eller fritt opplagte bjelker for å modellere etter riktige formfunksjoner på dekket. I forsøket gjennomførte de, i likhet med Qian, en trinnlydsanalyse med bruk av FEM. ISO-hammeren ble beskrevet ved en Fourierrekke før responsen og vibrasjonene i dekket ble analysert. En antagelse de brukte er at lyden beveger seg i et diffust felt som medfører at man kan anta kraften som stråler inn i systemet er lik den utstrålte lydeffekten. Qian (2020) mener dette ikke vil gi nøyaktige svar på grunn av treets inhomogene og anisotrope egenskaper ved lavere frekvenser. Wang mfl.(2020) påpeker også dette og har brukt nøyaktigere FE-analyser for de laveste frekvensområdene ved å lage

en rommodell. Resultatene viser at en kombinasjon av disse to, med antagelsen om diffust felt ved høyere frekvensområder (fra 125 Hz) og en rommodell ved lavere frekvenser vil gi resultater nærmere fysiske målinger. Sammenlikningen mellom målinger, SEA-modell og FEM-modell er vist i figur 5.4. En fordel ved antagelsen om diffust felt er at lydberegningene blir mer effektive. Forsøket viser også at designet på rommet kan være av stor betydning ved lavere frekvenser.



Figur 4.2: Sammenlikning mellom målinger, SEA-beregning og FEM-analyse. Grå linje er målinger, blå linje er SEA og svart stiptet linje er FEM. Figur c og d) har delt opp frekvensspekteret i større deler enn måling a og b). Måling a og c) måler samme situasjon og måling b og d) måler samme situasjon.

Kilde: Wang mfl. 2020

Prosjektet Silent Timber Build har kommet med et forslag på FEM- og SEA-beregninger på luftlydisolasjon og trinnlydisolasjon (Bard mfl. 2017). Resultatene bak FEM-analysene indikerer gode resultater ved frekvenser høyere enn 31.5 Hz. Under denne frekvensen vil ikke enklere antagelser på randbetingelser respondere tilfredsstillende med målte verdier. Det anbefales for videre arbeid å se på nøyaktigheten ved randbetingelser og knutepunkt for nøyaktigere svar under 31.5 Hz. I likhet med Wang m.fl.(2020), foretrekkes det å bruke ved beregning av trinnlyd både en detaljert FEM-analyse ved lavere frekvenser og prinsippene bak SEA ved høyere frekvenser enn 100 Hz med antagelsene om vibrasjoner i et diffust felt. Silent Timber Build poengterer nøyaktigheten av hammerens plassering i modellene som avgjørende for nøyaktige resultater da resultatene kan gi variasjon på 6 dB etter hammerens plassering. Ved å simulere flere posisjoner på hammeren kan man oppnå resultater nærme resultater fra målinger. Luftlydsberegninger er basert på målinger der man i NS 12354 baserer utregningen på vibrasjoner i diffust felt. Som andre studier indikerer er dette problematisk ved lavfrekvente vibrasjoner og man kan oppnå feil verdi på lydreduksjonstallet,

R. Ved FEM-modellering på luftlyd foreslås en fremgangsmåte som har behov for videre utvikling, men kan fungere som for utregninger av luftlyd i konstruksjoner. Modelleringen består av å dele et helt system opp i flere dynamiske delsystemer. Det første dynamiske systemet er et rom med en lydkilde som sender ut lydbølger. Summen av disse bølgene utgjør lydtrykket fra kilden som varierer etter en bestemt bølgefunksjon og koordinatfunksjon. Da kan man beregne og anta trykkfeltet fra lydkilden. Ved å beregne energien som presses mot skillekonstruksjonen kan forskyvningene i skillekonstruksjonen analyseres ved FEM. Mottakerrommet er et nytt dynamisk system. Lydtrykket som trer inn i mottakerrommet baseres på forskyvningene i skillekonstruksjonen. Fra Silent Timber Build har Lignum verifisert, ved målinger av ulike dekkelementer, publisert en åpen katalog med flere sammensetninger med tilhørende lydisolasjonsdata (Lignum 2022). Videre har en av samarbeidspartnerne i Silent Timber Build, InterAC, utviklet et beregningsprogram kalt SEAWood. Resultater herfra viser godt sammenlignbare resultater med målte verdier (Bard mfl. 2017).

5 Dekkekonstruksjoner

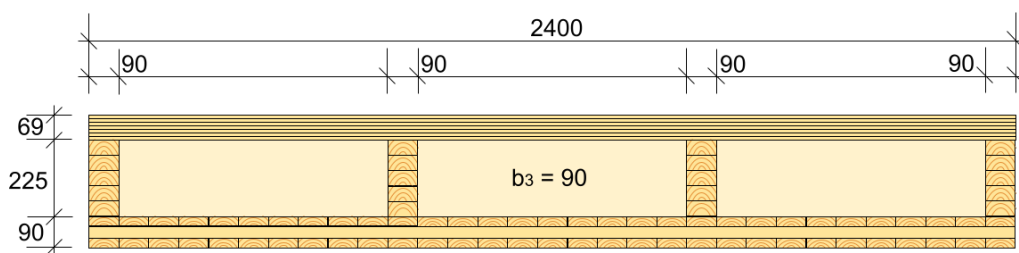
Deler av dette avsnittet er en oppsummerende del fra forstudie. Materialet er bearbeidet i den hensikt å danne et grunnlag for denne oppgaven.

5.1 Forskning på komposittdykker

5.1.1 Tre-tre

Komposittdykker i tre er relativt nytt på det norske markedet og ble først tilgjengelig fra produsenten Jatak i 2009 (Bygg.no 2009). Denne tidlige versjonen fra Jatak besto av gitterbjelker med tverravstivere og et spaltegulv som øvre flens. Siden den gang er det gjort flere fremskritt for komposittdykker i tre gjennom blant annet master- og doktoravhandlinger.

I Hartnes og Åby's masteravhandling fra 2016 ble det sett på et hulldekke på mellom 8 og 9 meter bestående av en øvre- og nedre flens med steg av limtre festet imellom (Hartnes og Åby 2017). Avhandlingen så blant annet på effekten av antall steg mellom flensene og fant at ved å gå fra 3 til 5 steg og øke bredden fra 2000 til 2400 mm, gikk utnyttelsesgraden i flensene fra 76 til 93 %. I dekket avhandlingen landet på ble det imidlertid valgt en løsning med 4 steg og en flensutnyttelse på 87 %. Materialene som ble sett på for bruk i flensene var CLT og Kerto-Q. I første omgang kom de frem til at det var gunstigst med CLT i begge flenser, men etter en avgjørelse utifra et vagt argument ble det i stedet for valgt Kerto-Q for øvre flens i den endelige løsningen. Dette fordi de fikk en 1,9 % større materialutnyttelse ved bruk av Kerto-Q, men samtidig av CO₂-utslippet mer enn dobbelt per m³ ved bruk av EPD-ene de hadde tilgjengelig. Brukes det EPD-er tilgjengelig i 2022, er forskjellen i CO₂-utslipp enda større (Metsä Wood 2022). I tillegg endte Harnes og Åby med en høyere pris med bruk av Kerto-Q (Hartnes og Åby 2017). Videre fant de også ut at innspente forbindelser ga muligheter for å oppnå et 10 % lengre spenn. I den endelige løsningen landet de på massivtre av kvalitet C24 i nedre flens, bjelker av GL30c og Kerto-Q i øvre flens for en dekkelengde på 8 meter. Dimensjonene til dekket vises i figur 5.1.

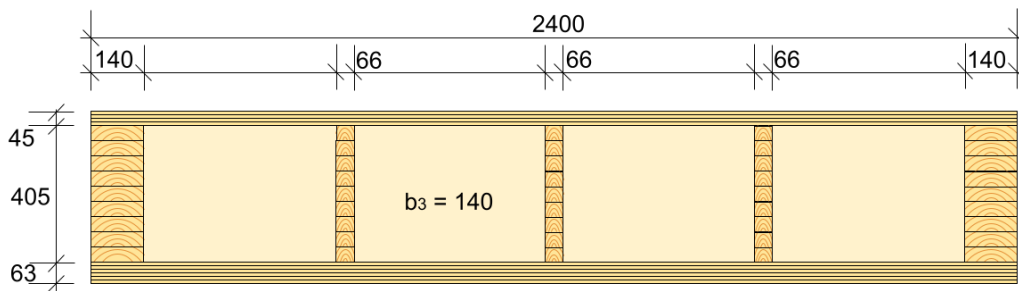


Figur 5.1: Endelig tverrsnitt fra Hartnes og Åby's masteravhandling.

Bjørge og Kristoffersen skrev året etter, i 2017, en masteroppgave som så på trebaserte komposittdykker med mulighet for innspenning til limtresøyler, og var en del av WoodSol prosjektet (Bjørge og Kristoffersen 2017). De sammenlignet i første omgang ulike løsninger fra både produsenter og tidligere forskning, blant annet masteravhandlingen til Hartnes og Åby. Fra dette fant de ut at det var særlig gunstig med en kontinuerlig bunnflens i motsetning til ingen bunnflens eller bunnflenser som er oppstykkede plater for hvert steg.

Det optimaliserte dekket de endte opp med var oppbygd av Kerto-Q i flensene og limtre i stegene, med mange likhetstrekk til Hartnes og Åby's løsning, med litt andre dimensjoner og høyere steg. Kantstegene ble satt som standard til 140 mm fordi det hadde blitt utført stivhetsmålinger på en momentstiv forbindelse hvor 140 mm vist seg å være tilstrekkelig.

De laget så dekket i en fullskala modell på laboratoriet hvor de testet det med hensyn på egenfrekvens, vibrasjoner og nedbøyning for ulike oppleggsbetingelser. Resultatene fra laboratoriet ble sammenlignet med resultater fra Abaqus og de fant at Abaqus reproduiserte et stivere dekke enn målte verdier ga, og at det var en økende forskjell mellom målte og modellerte verdier ved økende grad av innspenning. Det er dog litt usikkert om det ble tatt riktige hensyn til forlenget spennvidde ved bruk av ulike opplagerbetingelser for det samme dekket. Bjørge og Kristoffersen så også på muligheten for å bytte ut limtrestegene med tynne platebaserte materialer med høyere skjærestivhet. Her ble det konkludert med at det ikke ga signifikante fordeler samtidig som det skapte en fordyrende produksjon. Fordyrende fordi platene ble for tynne til at lim og spiker kunne brukes, og platene måtte derfor ha fått frest inn spor i topp- og bunnflens for å kunne festes sammen. På laben ble også bøyestivhet målt. Denne viste seg å være 19 % mindre enn anslaget fra analytiske formler gitt i Eurokode 5, men ga en feilmargin på kun 2-3 % sammenlignet med numeriske beregninger i Abaqus. Figur 5.2 viser det 9 meter lange endelige tverrsnittet til Bjørge og Kristoffersen hvor kantsteg og endebjelke (b_3) er i limtrekvalitet GL30c, midtre steg i GL28c splittet limtre og flenser av Kerto-Q.

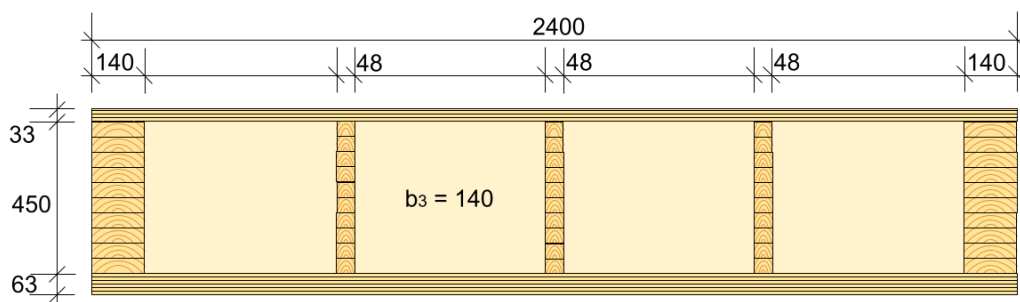


Figur 5.2: Endelig tverrsnitt fra Bjørge og Kristoffersens masteravhandling.

I 2021 leverte Sveinung Ørjan Nesheim sin doktoravhandling som tok for seg optimalisering av hulldekker i tre for fleksible bygg (S. Ø. Nesheim 2021). Han så at det ved optimalisering av et tredekke fort ble veldig mange konfigurasjoner hvor manuell beregning ble lite hensiktsmessig. Det ble derfor utviklet et script som tok inn ulike variabler som materialer, dimensjoner, opplagerbetingelser og geometri. Dataene ble analysert i analyseprogrammet Abaqus. Dekket skulle optimaliseres med hensyn på miljø og kostnader. Nesheim fant ut at tredekket nesten ble dobbelt så dyrt sammenlignet med å benytte hulldekker i betong. Klimautslippene ble drastisk redusert ved bruk av tre, men det var ifølge Nesheim ikke et godt nok argument i byggebransjen per dags dato. Nesheim testet også platematerialene LVLS, trefiberplater og OSB i stegene med antall indre steg på opp til 7, men endte opp med å bruke limtre som stegmateriale med 3 indre steg. I flensene er det kun presentert at det ble testet ulike typer Kerto-Q. Med denne materialkombinasjonen fant Nesheim ut at man kan lage hulldekker i tre helt opp til 12,6 meter basert på analytisk bestemte egenskaper mot vibrasjoner, men

at dekkelenger på over 10 meter medførte store merkostnader. Grunnlaget for å teste og eventuelt produsere så lange dekkespenn er behovet for å oppnå store spennlengder for å øke konkurransedyktigheten til tre og for å øke fleksibiliteten for planløsninger.

For opplagerbetingelser ble det konkludert med at det ville la seg gjøre å oppnå tilstrekkelige momentstive opplagere festet i søyler som kunne bidra til å blant annet øke spennvidden. I en av artiklene i doktoravhandlingen ble elementtyper undersøkt med Abaqusmodellen. Fra denne kom det frem at det var gunstig for nøyaktigheten av resultatene og mengde nødvendig datakraft å benytte seg av skallelementer av typen S4 (S. Nesheim og Malo 2018). Endelig tverrsnitt i Nesheims avhandling ble optimalisert for et spenn på 9 meter og dimensjonene ble som vist i figur 5.3 nedenfor (S. Ø. Nesheim 2021). Det ble også her benyttet limtrekvalitet GL30c i kantsteg og endebjelke (b3), GL28c splittet limtre i midtre steg og Kerto-Q i flensene.

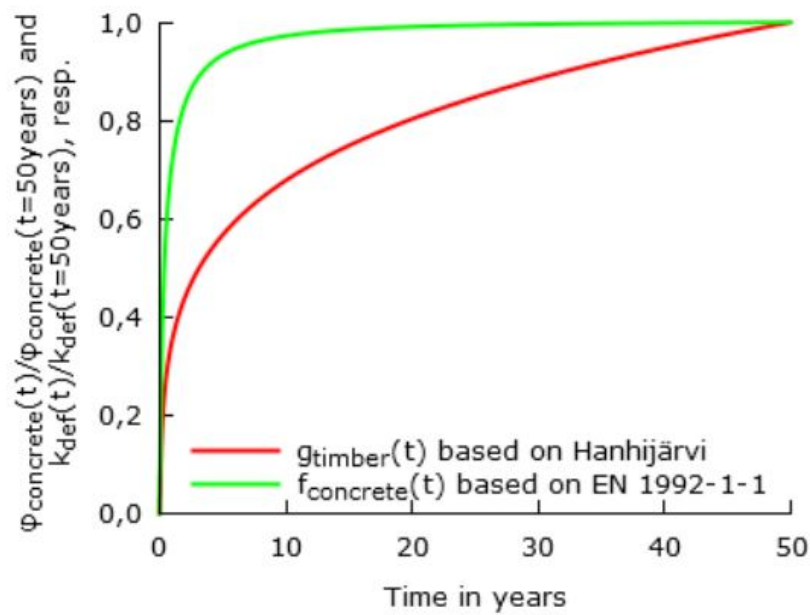


Figur 5.3: Endelig tverrsnitt fra Nesheims doktoravhandling.

5.1.2 Tre-betong

Dekkeelementer bestående av lag med tre og betong i samvirke, ofte betegnet som Timber Concrete Composite (TCC), har blitt utviklet de siste tiårene (Dias mfl. 2016). Bakgrunnen for kombinasjonen av tre og betong er å kunne inkludere trevirke i konstruksjoner der trevirke ikke fungerer alene eller trebaserte løsninger ikke er konkurransedyktige med rene betong- og stålløsninger (FP1402 2018). I en dekkekonstruksjon ligger betongen i trykksonen imens trevirke vil ligge i strekksonen i tverrsnittet. På grunn av betongens tetthet og styrke vil et TCC-dekke ha større stivhet med større lastbærende egenskaper og kontrollere vibrasjonssvarer som dynamiske og akustiske bevegelser. Med bruk av tre vil dekkekonstruksjonen ha mindre karbonutslipp sammenliknet med en ren betongløsning.

Skal et TCC-dekke være gunstig er det avgjørende at samvirkegraden mellom betong og tre holdes over tid. På NTNU i Trondheim har det blitt utført tester og utvikling av TCC-dekker i tre ulike masteroppgaver. Konklusjonen fra oppgavene var at langtidseffekten svinn i betongen medfører synkende samvirke mellom betong og tre. I oppgaven til Åby og Hartnes (2016) så man at bøyestivheten hadde sunket 34% på grunn av svinn i betongen fra modellen produsert i masteroppgaven året før (Åby og Hartnes 2016). Svinn og kryp er langtidseffekter som påvirker materialets indre krefter og deformasjoner (FP1402 2018). Prosessen for slike effekter varierer mellom tre og betong som vist i figur 5.1. Dette medfører ulik lastfordeling og større spenninger enn først tiltenkt i dekkeelementet.



Figur 5.4: Utvikling av krep over tid for tre og betong.

Kilde: FP1402 2018

En løsning for å minimere svinn i betongen er å armere betongdekket. Skal dette gjennomføres må betongdekket ha større tykkelser for å unngå avskalling. Ved tykkere betongdekker forsvinner dermed idealet bak TCC som er å utvikle dekker med mindre karbonutslipp. I prosjektoppgaven skrevet høsten 2021 ble det konkludert med å ikke gå videre med en TCC-løsning på bakgrunn av nevnte utfordringer. Likevel pågår forskning på TCC-løsninger. Studier viser at T-tverrsnitt mellom betong og tre gir større utfordringer med svinn enn solide dekker i både tre og betong (FP1402 2018). Studiet Timber Tower Research Project har sett på mulighetene ved å bruke solide treelementer med betonglag eller støtte av betongbjelker langs kantene. Studiet skal prøve å utvikle en 42-etasjers bygning hovedsakelig av treelementer som kunne redusere utslipp med 60-75% sammenliknet med en betongløsning.

6 Beregningsgrunnlag

6.1 Fra tidligere forskning

Tidligere forskning på dekkekonstruksjoner i tre, presentert i kapittel 5.1.1, legger et grunnlag for beregninger av etasjeskillere av tre. Konstruksjonen det vil tas utgangspunkt i vil bestå av to kantsteg og tre indre steg, endebjelker som lukker tverrsnittet, en kontinuerlig øvre flens og en kontinuerlig nedre flens. Tykkere kantsteg med tilstrekkelig plass til gjengestenger for en fast innspent forbindelse til søyler tas også med videre, ettersom det hjelper med å kunne forlenge dekkets spenn. Det er i masteravhandlingen til Bjørge og Kristoffersen og doktoravhandlingen til Nesheim benyttet kantsteg på 140 mm av denne grunn. Bredden på 140 mm ble satt som minimum i disse avhandlingene ettersom det er utført tester på en slik forbindelse i WoodSol-prosjektet. I skrivende stund (2022) er det dog en modifisert versjon av forbindelsen med bredde 115 mm under utvikling. Forbindelsen indikerer lovende resultater og det vil derfor i denne oppgaven bli brukt 115 mm som minste bredde for kantsteg. Lengde på dekkespennet er viktig for å øke konkurransedyktigheten til tre og fleksibiliteten for planløsninger, samtidig som kostnadene øker mye ved dekkelengder over 10 meter. Dekkelengden settes derfor til maks 10 meter. Materialer undersøkt i tidligere forskning blir også videreført, spesielt limtre for stegene og massivtre og Kerto-Q for flensene.

Abaqus har vist seg å gi mer korrekte resultater i forhold til målte og testede resultater fra bygde modeller. Bruken av script koblet til Abaqus for å kunne beregne flere typer dekker med forskjellige konfigurasjoner raskere vil også benyttes i denne oppgaven. I Abaqus beregninger vil det bli brukt elementtype S4 som var en av de anbefalte elementtypene i Nesheims doktoravhandling.

6.2 Beregningsmetoder

6.2.1 Analytiske beregninger

Analytiske beregninger er foretatt for å vurdere hvor nøyaktig de enkle metodene er sammenliknet med avanserte elementmetodeprogrammer. Beregningene er et produkt av regler gitt i Eurokode 5 (2010) og det nye forslaget til Eurokode 5 (2021) som er presentert i vedlegg A.

6.2.2 Numeriske beregninger

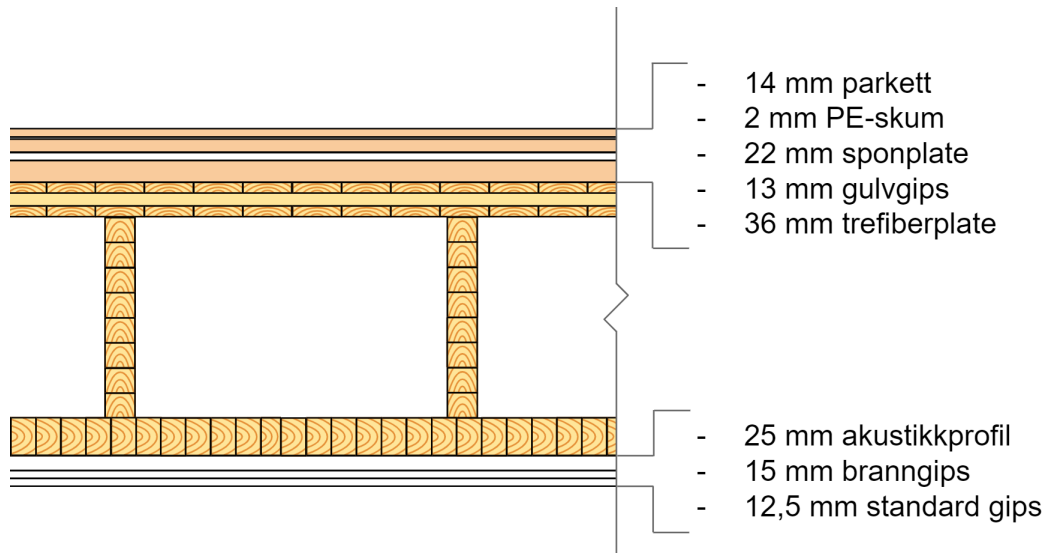
Numerisk analyse er foretatt i programvaren Abaqus CAE. Analyseverktøyet er benyttet for å vurdere hvorvidt ulike parametre påvirker dekkets prestasjon. For å gjøre dette har det vært nødvendig å kjøre relativt mange analyser for å avdekke hva slags innvirkning små endringer får. Det er derfor utarbeidet et parametrisert script som kommuniserer med Abaqus og kan kjøre flere analyser uten å måtte modellere direkte i programvaren.

På bagrunn av funnene til Nesheim (2021) ble det valgt å benytte 4-noders skallelement av typen S4 i flensene. Dette er et Mindlin-Reissner element som gir gode løsninger på bøyning i planet og som inkluderer skjærkrefter. I stegene er det også valgt å bruke skallelementer av typen S4 da dette forkorter analysetiden ettersom stegtykkelsene skal variere gjennom

en optimaliseringsprosess. Ved én enkelt modellering kan det også være nyttig å benytte et lineært solid element av typen C3D8.

6.3 Dimensjonerende grunnlag

6.3.1 Gulv- og himlingsoppbygning



Figur 6.1: Gulv- og himlingsoppbygning

Tabell 6.1: Gulv- og himlingsoppbygning

Lag	Tykkelse [mm]	Vekt [kg/m ²]
Parkett	14	8
PE-skum	2	0
Sponplate	22	15
Gulvgips	13	10,7
Trefiberplate	36	9
Total gulv	87,5	42,7
Akustikkprofil	25	1,2
Branngips	15	13
Gipsplate standard	12,5	8,7
Total himling	52,5	22,9
Totalt	140	65,6

Kilde: (Coop 2022, Norgips 2022)

I bestemmelsen av gulv- og himlingsoppbygning er det viktig å velge en konfigurasjon som er med på å ivareta lyd- og brannkrav. Etasjeskilleren kan beregnes etter brannkrav fra standard, der man ved eventuelle mangler kan tilegge etasjeskilleren ekstra lag for å innfri

nødvendig brannmotstand. Når det gjelder lydkrav er dette vanskeligere å predikere ved analytiske eller numeriske beregninger. Det er derfor valgt å ta utgangspunkt i en oppbygning som det har blitt gjennomført fysiske målinger på. Oppbygningen er en lignende oppbygningen tiltenkt i oppgaven. Norske Takstolprodusenters Forening har fått produsert en teknisk godkjenning fra SINTEF som har testet ut lyd- og brannegenskaper for en konstruksjonsoppbygning av etasjeskillere med gitterbjelker av tre (SINTEF 2021). I rapporten presenteres det tabeller med ulike alternativer for gulv- og himlingsoppbygning med tilhørende tabeller som oppgir lydegenskaper og brannmotstand. Oppbygningen i figur 6.1 som og er mer detaljert forklart i tabell 6.1, er lik gulvalternativ 2 og himlingsalternativ 1 i den tekniske godkjenningen. Himlingen har en oppgitt brannmotstand tilsvarende REI 60 og gulvet sammen med bærende konstruksjon og himling har forventet luftlydisolasjon $R'_w + C_{50-5000} \geq 60$ dB og trinnlydisolasjon $L'_{n,w} + C_{I,50-2500} \leq 51$ dB. Lydegenskapene tilsvarer Klasse B for kontorer og innad i boenheter, mens de oppfyller Klasse C mellom boenheter som er lydklassekrav etter TEK17. Det antas at å velge gulv- og himlingsoppbygningen lik gitterbjelkekonstruksjonen skal gi oss liknende eller bedre lydegenskaper ettersom gitterbjelken er en mer åpen konstruksjon enn dekkeforslaget i denne oppgaven. Likevel poengteres det i kapittel 4 at lydegenskapene kan variere ved bare små designforskjeller.

6.3.2 Materialer

De fleste materialene som er undersøkt i denne oppgaven er modellert som homogene med henholdsvis individuelle elastitetsmoduler, skjærmoduler og tverrkontraksjonstall. I Abaqus er disse lagt inn som lineært elastiske materialer med egendefinerte “*engineering constants*”. Dette ville imidlertid ikke vært en realistisk gjengivelse av massivtreets egenskaper, og dette er derfor modellert som “*composite*” som ifølge Labonnote og Malo (2010) gjenspeiler virkeligheten på en god måte. For analytiske beregninger er styrkeegenskapene for massivtre beregnet etter gamma-metoden som ligger tilgjengelig i Eurokode 5, Annex B (Standard Norge 2010).

Tabell 6.2: Materialelegenskaper for trematerialer.

	ρ	E_1	E_2	E_3	G_{12}	G_{13}	G_{23}	ν_{12}	ν_{13}	ν_{23}
	[kg/m ³]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]			
GL28c	430	12 500	300	300	650	650	65	0,39	0,49	0,64
GL30c	430	13 000	300	300	650	650	65	0,39	0,49	0,64
Gitterbjelke	262	9 875	300	300	300	300	35	0,39	0,49	0,64
K-Bjelke	460	11 000	370	370	690	690	65	0,39	0,49	0,64
I-bjelke	420	13 800	2400	2400	2100	2100	120	0,39	0,49	0,64
C24	420	11 000	370	370	690	690	100	0,11	0,33	0,33
Kerto-Q	510	10 500	2000	130	600	120	22	0,11	0,81	0,07

6.3.3 Dimensjoner

Limtre dimensjoner til bruk i optimalisering av komposittdekket er hentet fra Martinsons materialguide for limtre. Denne ble valgt fordi de er en stor produsent av limtre, og de har en god og oversiktlig tabell over hvilke dimensjoner som kommer i de ulike tilgjengelige

standard materialkvalitetene. I tabellen oppgis breddene 42, 45, 48, 56, 66 og 78 mm for limtrekvalitet GL28c splittet limtre og breddene 90, 115 og 140 mm for GL30c standard limtre (Martinsons 2021). Aktuelle høyder for oppgaven er 225, 270, 315, 360, 405 og 450 mm, og er likt intervallene som blandt annet den norske produsenten Moelven Limtre opererer med. For høyder 360, 405 og 450 vil noen av breddene overskride et høyde/bredde forhold på 8 som gir redusert kapasitet. Disse vil ikke bli brukt i optimaliseringen.

For **CLT** er det valgt å gå litt vekk fra de mest vanlige standarddimensjonene som ofte er fra 60 mm og oppover i tykkelse, med lagtykkelser på 20-40 mm (Martinsons 2022). For å få mer stivhet i lengderetning er det ønskelig med mer materiale i lagene som går i lengderetning av dekket. Det er observert CLT-plater som produseres med lagtykkelser helt ned i 10 mm og med 5 mm intervaller oppover, så lenge det er symmetriske sammensetninger (Steiger mfl. 2008). Oppgaven vil derfor operere med et minstetverrsnitt for CLT på 10/10/10 med 5 mm intervaller i lagtykkelser hvor platen holder seg symmetrisk.

Kerto, Gitter-, I- og K-Bjelke dimensjoner er hentet fra sine produsenter, henholdsvis Metsä Wood, NTF, Hunton og Inntre Kjeldstad. Kerto produseres i tykkelser mellom 21 og 75 mm med 3 mm intervaller (Metsä Wood 2022). Bjelkene produseres med 50 mm intervaller mellom høyder og starter på 200 mm for I- og K-Bjelken, mens gitterbjelken starter på høyde 250 mm (Hunton 2018, InnTre Kjeldstad 2022, NTF 2022).

6.3.4 Bruksgrense

Vibrasjoner

Menneskelig indusert bevegelse vil skape vibrasjoner med en frekvens som kan skape utfordringer ved utformingen av trekonstruksjoner (Toratti og Talja 2006). Når menneskelige aktiviteter skaper vibrasjoner i frekvenssjiktet 0 - 8 Hz, kan en lav egenfrekvens møte lastfrekvensen og man kan oppnå resonans. I Europa brukes Eurokode 5 for å beregne akseptable vibrasjoner i konstruksjoner. I en oppdatert versjon av standarden som er under utvikling fremkommer det nye kriterier og metoder for vibrasjonsberegninger (Standard Norge 2021b). Fra kriteriene er det komfortabilitetskravet som ofte blir dimensjonerende for tredekker, der lengre dekkespenn er særlig utsatt. Kravet omhandler at vibrasjoner i dekket ikke skal oppleves ubehagelig for brukere og skape frykt for kollaps eller vanskeligheter med å gjennomføre oppgaver. I beregningene må første egenfrekvens, nedbøyning fra enhetslast og hastighetsrespons fra enhetsimpuls analyseres.

I forslag til ny Eurokode 5 anbefales det at den første egenfrekvensen, også kalt fundamentalfrekvens, for etasjeskillere i boliger bør være større enn 8 Hz (Standard Norge 2021b). Ved lavere frekvenser må man innføre ekstra beregninger for vibrasjoner. Grenseverdien på 8 Hz kommer fram i standarden, da det beregnes at resonansresponsen kan komme ved opptil fire ganger frekvensen indusert fra mennesker. Gangfrekvensen antas å ligge mellom 1,5 og 2 Hz. En fundamentalfrekvens over denne verdien vil ikke skape problemer, men det blir kritisk når flere utfører samme gange med samme frekvens, for eksempel når flere danser til samme rytme. Her ganger man frekvensen med antall harmoner. I Eurokode opererer man med 1-4 harmoner. Ved dekker på en lengde over 10 m der en person kan bevege seg uhindret betegnes lastfrekvensen som 2,5 Hz, altså grenseverdi på $2.5 \text{ Hz} \times 4 = 10 \text{ Hz}$. Er dekkets lengde

mindre eller lik dette antas det at lastfrekvensen ligger mellom 1,5 og 2 Hz, og grenseverdien blir 8 Hz. 8 Hz er minimal grenseverdi hvis ikke noe annet er oppført, så vanligvis vil 8 Hz bli grenseverdi for fundamental frekvens, $f_{1,lim}$. Man antar at resonansresponsen ikke opptrer i dekker med fundamental frekvens over denne verdien. I dekker med høyere egenfrekvens enn grenseverdien vil svingningene dø ut i en såkalt transient respons. Likevel bør man være varsom ved fundamental frekvensen. På grunn av treets store forskjell på stivhet i tverr- og lengderetning kan det forekomme egenfrekvenser med liten forskjell i verdi. I mange tilfeller vil sammenfallende moder være sensitiv for imperfeksjoner, og man vil ikke alltid få presise analyser av kritiske laster (Cameron og Ashley 2004). Ofte vil man si at egenfrekvenser sammenfaller dersom to moder sammenfaller innen 10% av snittet mellom de to (Sisemore og Harvie 2017).

I det nye forslaget til Eurokode 5 er det tatt større hensyn til vibrasjoner med nye forslag til beregningsmetoder (Standard Norge 2021b). Forslaget presenterer også et nytt klassifiseringssystem for vibrasjoner som med sine kriterier kan klassifisere dekker fra performance level I til VI. Videre forteller standarden hvilke nivåer som brukes i ulike typer bygg og hvilket nivå som skal til for å oppnå economy, base og quality level. For kontorbygg og boligblokker settes Base choice til level IV. Level I, II og III går under Quality choice og level V går som Economy choice. Level VI oppfyller i denne tabellen kun krav for bruk som et economy choice for eneboliger. For oppgaven er det valgt å gå for Quality choice og med det skal minimum level III oppfylles. Dette medfører blant annet at dekket skal ha en fundamental frekvens over 8 Hz. Oversikt over de ulike nivåene med tilhørende krav er presentert i tabell 6.3.

Forslag til ny Eurokode 5 foreslår første fundamental frekvens å være som (Standard Norge 2021b):

$$f_1 = k_{e,1}k_{e,2}\frac{\pi}{2L^2}\sqrt{\frac{(EI)_L}{m}} \quad (6.1)$$

Formelen antar faste innspenninger på enden og har samme formfunksjon som en fritt-opplagt bjelke:

$$\psi(x) = \sin\left(\frac{\pi x}{L}\right) \quad (6.2)$$

Ved bruk av denne formfunksjonen med formel 3.17 og 3.18, og innsatt i formel 3.16 og 3.10 vil man få helt likt svar som fundamental frekvens utregnet i standarden hvis $k_{e,i}$ kan settes lik 1 ($i = 1,2$). Faktorene $k_{e,i}$ kan settes lik 1 for etasjeskillere bestående av et spenn for $i = 1$ eller ensidig plate for $i = 2$. Er tverrstivheten av betydning vil verdien på $k_{e,2}$ bli større enn 1 og dermed gi større fundamental frekvens. Dette avhenger av at man kjenner tverrstivheten $(EI)_T$. Eksakt løsning for frekvens kan gjennomføres analytisk for visse enkle opplagerbetingelser (Bergan mfl. 1993). For mer kompliserte opplagerbetingelser i en reell situasjon er det derimot vanskeligere å beskrive eksakt løsning. Her kan Rayleigh Ritz-metoden anvendes for å gi omtrentlig riktige løsninger for disse betingelsene. Likevel kan det være nødvendig å bruke numeriske beregninger med bruk av FEM-analyser for å beregne fundamental frekvens og andre responser. En annen metode beskrevet i standarden er å beregne fundamental frekvensen basert på nedbøyningen fra massen i dekket som vist i formel 6.3.

$$f_1 = k_{e,1} k_{e,2} \frac{18}{\sqrt{w_{sys}}} \quad (6.3)$$

Eurokode 5 opplyser om at det som et alternativ til analytisk beregning med formler, kan dekket verifiseres med bruk av en dynamisk analyse gjennom FEM-analyser. Her gjelder fortsatt samme kriteriene i tabell 6.3. Et tredje alternativ er å verifisere dekkets vibrasjonsegenskaper gjennom fysiske tester på bygde modeller, noe som kan være aktuelt å utføre for videre verifisering og forskning på dekket. I oppgaven er fundamentalfrekvensen blitt beregnet numerisk i Abaqus ved å foreta en modal analyse, der de fem første modene ble hentet ut. Dette er gjort da de første egenmodene vil være mest kritiske ettersom det vil være potensiale for at disse sammenfaller. Første egenfrekvens vil imidlertid være den dimensjonerende da denne kan falle under kritisk grense. Modal beregning i Abaqus er et produkt av konstruksjonens stivhet og masse. Dekkets stivhet er et produkt av materialenes parametre som ble definert i tabell 6.2 og geometri. Beregning av fundamentalfrekvens er også beskrevet analytisk i vedlegg A.

Fra tabell 6.3 presenteres det krav for hastighetsrespons, v_{rms} . For dekker med fundamentalfrekvens under 8 Hz er man pliktig å sjekke akselerasjonsresponsen, a_{rms} . Dekkets masse som skal brukes i vibrasjonsberegninger skal inneholde masse fra permanente laster (gulv- og himlingskonstruksjon) og egenvekt. Dette vil gi en positiv effekt på resultatene av vibrasjonssjekkene ettersom mer vekt gir lavere verdier for v_{rms} og a_{rms} . Formlene for utregning av v_{rms} og a_{rms} i forslag til ny standard er justerte sammenlignet med dagens standard. Testberegninger av gamle og oppdaterte formler viser at dekkene håndterer a_{rms} lettere og uten store problemer, mens v_{rms} virker å være noe skjerpet i den nye standarden.

For dekkekonstruksjoner i massivtre og limtre med en flytende gulvkonstruksjon kan man anta dempingen til å være $\zeta = 0,04$ (Standard Norge 2021b). Dette er til stor forskjell fra gjeldene standard som ikke sier noe om forskjeller mellom gulv og ber om at det brukes en demping på $\zeta = 0,01$ med mindre det er påvist at andre verdier er mer korrekte eller at man kan ta en test av dempingen på et ferdigbygd dekke (Standard Norge 2010).

Det settes krav i den nye standarden for maks nedbøyning i den mest ugunstige lastplasseringen for en punktlast $F = 1$ kN. Denne nedbøyningen w_{1kN} skal ikke være større enn tillatt verdi for gitt performance level, som vil være $w_{lim,max}$ for nivå I-III og 150R/L for IV-VI.

For dekkekonstruksjoner i performance levels I til VI trengs det ikke videre vibrasjonstesting dersom kravene om egenfrekvens, stivhet (nedbøyning), akselerasjon og hastighetsrespons i tabell 6.3 er oppfylt.

Tabell 6.3: Krav til vibrasjon fra forslag til oppdatert Eurokode 5.

Floor performance levels						
Criteria	I	II	III	IV	V	VI
Response factor R	4	8	12	24	36	48
Upper deflection limit $w_{lim,max}$ [mm]	0,25	0,25	0,5	1,0	1,5	2,0
Stiffness criteria for all floors w_{1kN} [mm] \leq	$w_{lim,max}$				150R/L	
Frequency criteria for all floors f_1 [Hz] \geq				4,5		
$f_{1,lim}$ [Hz] \geq	8	8	8	8	8	7
Acceleration criteria for resonant vibration ($f_1 <$ $f_{1,lim}$) design situations a_{rms} [m/s ²] \leq				0,005 * R		
Velocity criteria for all floors v_{rms} [m/s] \leq				0,0001 * R		

Kilde: Standard Norge 2021b

Nedbøyning

Nedbøyninger ble kalkulert i Abaqus ved å foreta lineær statisk analyse. Det blir i denne oppgaven beregnet to ulike typer nedbøyning, lokal nedbøyning fra enhetslast og global nedbøyning fra egenlast og påført nyttelast. Ved lokal nedbøyning skal enhetslasten påføres i det punktet som gir størst nedbøyning, der amplituden er størst for første sammenfallende mode, og fungerer som en vurdering av dekkets stivhet. En global nedbøyning vil komme som et resultat av dekkets egenlast og nyttelast påført som et felt med størrelse 5,0 kN/m², der dette er tiltenkt å beregne øyeblikkelig nedbøyning hvor langtidseffekter neglisjeres.

6.3.5 Bruddgrense

Med utgangspunkt i oppgavens hensikt vil det avslutningsvis presenteres et forslag til dekkekonstruksjon basert på tidligere analyser. Dette forslaget vil kontrolleres ved en spenningsanalyse, utført både analytisk og numerisk. Lastene på dekket vil i dette tilfellet inkludere egenlast og lastfelt på 5,0 kN/m² med tilhørende lastfaktorer basert på mest ugunstig kombinasjon. Den analytiske metoden baserer seg på manuelle beregninger av opptredende spenninger i kritiske punkter over tverrsnittet med tilhørende grenseverdier beregnet fra Eurokode 5. Det vil i tillegg bli foretatt en branndimensjonerende kontroll analytisk for å verifisere dekkets kapasitet for brannbæreevne R90. En oversikt over bruddgrenseberegninger presenteres i vedlegg B. Numeriske beregninger baserer seg på innhentede spenningsverdier fra analyse som også vil kontrolleres opp mot grenseverdier fra Eurokode 5, og en sammenligning mellom analytiske og numeriske beregninger vil danne et grunnlag for vurdering av resultatenes nøyaktighet.

6.3.6 Hulldekke i betong som sammenligningsgrunnlag

For å sette resultatene av komposittdekkene i tre inn i en kjent kontekst, trengs det et sammenligningsgrunnlag. I sammenligningen med et komposittdekke i tre er det naturlig å sammenligne med det mer kjente og mer brukte alternativet, hulldekke i betong. I oppgaven vil betonghulldekket HD-340 brukes i sammenligningen. Hvordan det ble bestemt å bruke dette kommer frem i vedlegg C. Vedlegget tar for seg hvordan dimensjoneringen er gjennomført og hvilke valg og antakelser som er tatt.

6.3.7 Miljøgrunnlag trematerialer

Dekkene vil underveis i bestemmelses og optimaliseringsprosessen bli vurdert etter utslippsmengder av CO₂. Tallene for miljøpåvirkningene til materialene hentes stort sett fra EPD-Norge, men også noen fra leverandør. CO₂-utslippene beregnes fra volum materiale som benyttes i dekkekonstruksjonen multiplisert med utslippsmengde hentet ut fra EPD-ene for de gitte materialene i konstruksjonen.

K-Bjelken og Kerto-Q har kun én EPD tilgjengelig hvor utslippstallene ble hentet direkte fra Inn Tre Kjeldstad (2017) og Metsä Wood(2015), og ble på henholdsvis 91,9 kg CO₂/m³ og 329 kg CO₂/m³. For gitterbjelken fra NTF(2022), og I-Bjelken fra Hunton(2018) var det også én EPD tilgjengelig for hver, men her ble utslippstallene regnet om fra å gjelde én meter til å kunne overføres til kubikkregnskapet som blir brukt til å beregne utslippene i denne oppgaven. For CLT og limtre var det derimot flere tilgjengelige EPD-er. Her ble det valgt å bruke et gjennomsnitt av de tilgjengelige EPD-ene. Det ble for limtre brukt to EPD-er fra Moelven limtre(2018b,2018c) og en fra hver av de svenske produsentene Holmen(2021), Martinssons(2015) og Setra(2018). Disse varierte mellom 33 og 79,3 kg CO₂/m³ og ga et gjennomsnittet på 53,5 kg CO₂/m³ som videre vil brukes for GL30c og splittet limtre (S-Bjelken, GL28c). CLT fikk et utslipp på 51,7 kg CO₂/m³, som er gjennomsnittet av EPD-ene fra de svenske produsentene Holmen(2019) , Södra(2020), Stora Enso(2021) og Setra(2022), og den danske produsenten Træ.dk(2021). EPD-ene for CLT varierte mellom 34 og 67 kg CO₂/m³.

Tabell 6.4: CO₂-ekvivalenter for ulike materialer.

Materiale	kg CO₂/m³
GL30c	53,5
Gitterbjelke	108,5
GL28c	53,5
K-bjelke	91,9
I-bjelke	195,2
CLT-C24	51,7
Kerto-Q	329

6.3.8 Prisgrunnlag

Det er anskaffet priser for de trematerialene som senere i oppgaven viser seg å være i den endelige løsningen, og betongelementet som skal være med i en avsluttende sammenligning. Prisene ble hentet fra Norsk Prisbok versjon 01 for 2022 (Prisbok 2022). Prisene for CLT og limtre var oppgitt for ulike dimensjoner og oppgitt pris i tabell 6.5 er satt etter en vurdering av prisen til flere av disse dimensjonene.

Tabell 6.5: Kostnad for ulike materialer.

Materiale	kr/m ³	kr/m ²
Limtre	21 000	
CLT-C24	14 500	
HD-340		1 350

Kilde: (Prisbok 2022)

6.3.9 Miljøgrunnlag betonghulldekke

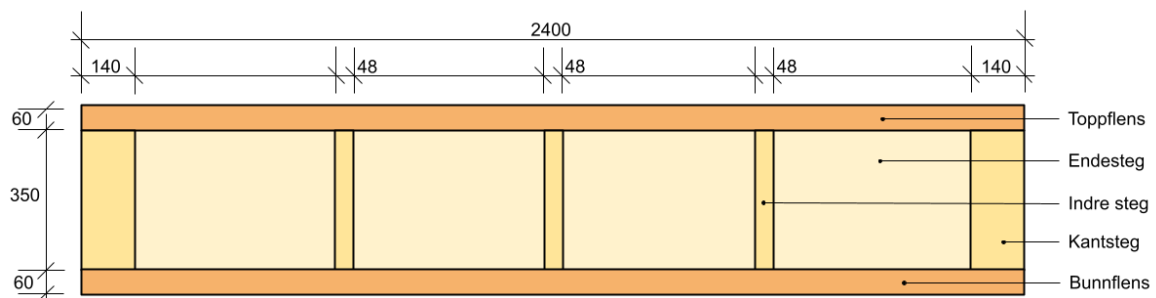
På EPD-Norges nettside finnes det mange tilgjengelige EPD-er for hulldekker i betong. Mange av disse omhandler hulldekker hvor det er benyttet seg av lavkarbonklasse A for betongdelen av dekket. Dette er nok gjort fordi bruken av den type betongsammensetning gir en lavere total utslipp per tonn hulldekke i EPD-en. Likevel er det ikke slik at lavkarbonklasse A er normalen for betong i hulldekker, men derimot lavkarbonklasse B (Multiconsult 2019). Derfor må det brukes EPD-tall fra deklarasjoner som omhandler lavkarbonklasse B dersom for eksempel priser som er hentet fra Norsk Prisbok skal kunne brukes i sammenligningen. En rapport utarbeidet av Multiconsult i 2019 forteller også at det er liten betalingsvillighet i prosjekter til å ta ekstrakostnaden for å gå over til lavkarbonklasse A. Dette hadde med prisforskjellen som var på 5-10 % i 2019. Rapporten forteller også at dersom det blir en dobling av sementpris vil lavkarbonklasse A bli 40-50 % dyrere. Dette ble skrevet i rapporten fra 2019 og bare det siste året (april 2021 - april 2022) har byggekostnadindeksen for betong økt med over 10 prosent (Statistisk Sentralbyrå 2022). Samtidig har det nylig kommet meldinger fra sementprodusenter som varsler om kraftig prisøkning også i 2022 (Brekkehus 2021, Homleid 2021). Det kan med det antas at spriket i prisen mellom lavkarbonklasse A og B vil øke ytterligere, og med det bidra til at flere holder seg til lavkarbonklasse B. På EPD-Norge varierer EPD-ene for klasse B mellom 100 og 126 kgCO₂/tonn hulldekke. For et hulldekke HD-340 med vekt 416 kg/m² gir det ved å velge median EPD-en på 117,4 kgCO₂/tonn hulldekke, et utslipp på 48,8 kgCO₂/m² HD-340 hulldekke (EPD-Norge 2019a).

7 Resultater

For resultatenes beregninger er det tatt utgangspunkt i fem ulike dekker der flensenes og stegenes dimensjoner er satt som vist på figur 7.1, og materialkombinasjoner som angitt i tabell 7.1. For hver av de ulike analysene fremkommer det i hvert avsnitt hvilke forklaringsvariabler som inngår. Årsaken til at det er valgt fem ulike modeller er å minimere usikkerheten ved ulike materialer og hvorvidt en variasjon av materialer påvirker resultatene. I tillegg til dimensjonene som vises i figur 7.1, er kantbjelker og endebjelker i utgangspunktet 350x140 mm og bærebjelkene mellom søylene er satt til 800x200 mm, alle i limtre av typen GL30c. Dekkene er i tillegg til variable laster og egenvekt belastet med den ekstra permanente vekten som kommer fra gulv- og himlingsoppbygningen som selv utgjør 65 kg/m². For resultatene i kapittel 7.4 er det benyttet en dekkelengde på 10 meter.

Tabell 7.1: Ulike materialkombinasjoner for de fem modellene.

	Indre steg	Toppflens	Bunnflens
Modell 1	GL28c	CLT-C24 20/20/20	CLT-C24 20/20/20
Modell 2	GL28c	CLT-C24 20/20/20	GL28c
Modell 3	Gitterbjelke	CLT-C24 20/20/20	CLT-C24 20/20/20
Modell 4	GL28c	Kerto-Q	Kerto-Q
Modell 5	K-bjelke	Kerto-Q	Kerto-Q



Figur 7.1: Referansedekke med dimensjoner

7.1 Opplagerbetingelser

7.1.1 Konstruksjonsmessige egenskaper for opplagerbetingelser

For beregningene av hvordan valg av opplagerbetingelser påvirker konstruksjonen er det tatt utgangspunkt i et 10 m langt og 2,4 m bredt dekke av CLT-C24 i øvre og nedre flens, og steg av limtrekvalitet GL30c. Flensene er 60 mm tykke, steget er 315 mm høye, og bredde på bjelker for kantsteg, midtsteg og endebjelker er henholdsvis 140, 66 og 140 mm. Dekket er modellert i Abaqus, og resultatene i tabell 7.2 viser hvordan ulike opplagerbetingelser i Abaqus påvirker egenskapene og resultatene til dekket. Fra resultatene ser man tydelig hvilken opplagsbetingelse som er gunstigst konstruksjonsmessig for dekkekonstruksjonen. Fast innspente hjørner er gunstigst både for egenfrekvens og nedbøyning i forhold til de andre alternativene. Med en egenfrekvens som er mer enn 16% høyere og en nedbøyning som er 21,2% lavere enn nest beste alternativ, vil det konstruksjonsmessig være gunstigst å gå videre med fast innspenning i hjørnene for videre beregninger.

Tabell 7.2: Resultater for test av opplagerbetingelser.

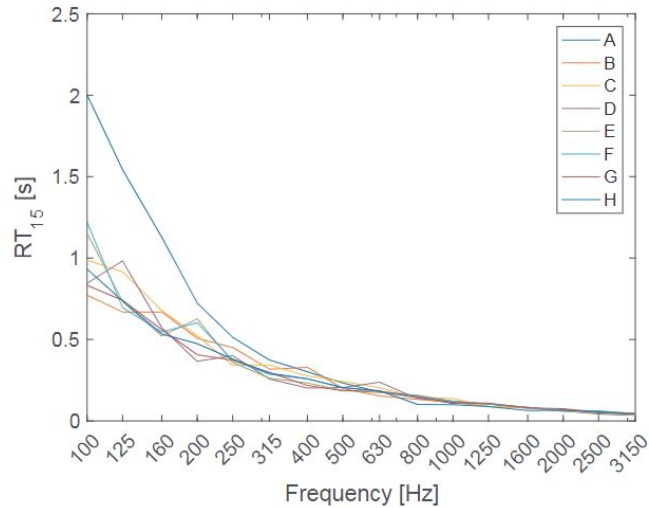
Opplagertype	Eigenfrekvens f_1 [Hz]	Nedbøyning [mm]
Punktopplager i hjørner	7,3475	26,97
Fritt opplagt linje	7,6077	24,95
Fritt opplagt flate	7,8297	23,59
Fast innspent i hjørner	9,1016	18,60

7.1.2 Frie åpninger

Valg av opplagerbetingelser avgjør mer enn bare hvordan de konstruksjonsmessige egenskapene til dekket blir. Velger man for eksempel en variant av et linjeopplager er man avhengig av å ha en kontinuerlig bæring under kortenden av dekket. Dette vil da måtte være i form av en vegg eller en annen bærende konstruksjon. Velges det derimot en opplagerbetingelse i form av søyler, er det ikke lengre behov for kontinuerlige vegger. Det åpner muligheter for hvordan man kan dele opp bygningen. Ved bruk av søyler kan man også spare seg for mye materiale som ellers ville ha vært nødvendig i de bærende veggene. I stedet kan det anvendes lette ikke-bærende vegger som gir større fleksibilitet for endringer i etterkant av prosjektering og bygging.

7.1.3 Akustikk

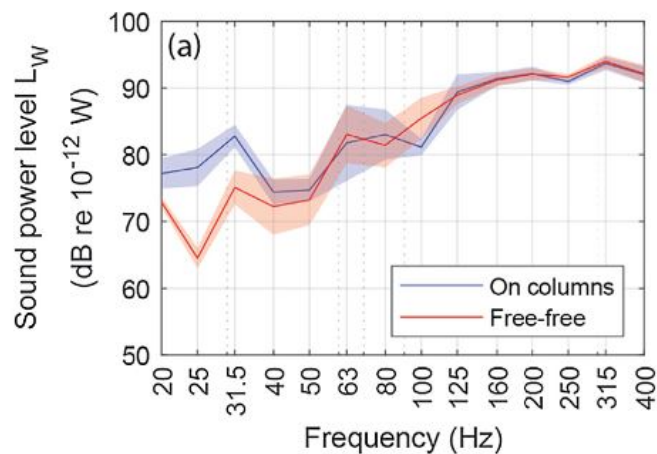
Fast innsente hjørner der dekkeelementet er støttet av søyler kan by på utfordringer ved håndtering av lydvinger. Innsente hjørner kan medføre åpne lydbroer mellom hjørnene der lydbølgenene kan bevege seg fritt langs randen (Timber Development Association of Australia og Forest and Wood Products Australia 2010). Spesielt utsatt blir konstruksjonen for flanketransmisjon og en følge av dette er relativt lang etterklangstid, konstruksjonens evne til å absorbere lyd over tid. En studie utført av Morandi et al (2018) så på flanketransmisjon og etterklangstid ved ulike festemidler mellom vegger laget av CLT. En av testene viser fire vegger festet sammen i en X-formasjon. Ved festepunkt A (figur 7.2) er veggene innsente bare i hjørnene. Samme vegger er testet ved C som er festet langs randen og ikke bare ved hjørnene. Som figur 7.2 viser vil festepunkt A med innsente hjørner ha større etterklangstid på grunn av at veggene kan fritt vibrere mellom festepunktene. Selv om forsøket er basert på festning mellom vegger kan problemet overføres til en dekkekonstruksjon som er festet i hjørnene.



Figur 7.2: Etterklangstid ved ulike festemidler. Konfigurasjon A er fast innspent i hjørnene.

Kilde: Morandi mfl. 2018

Andre studier har vært WOODSOL-prosjektet der Conta og Homb (2020) har gjennomført målinger på trinnlyd ved et dekkeelement støttet av søyler som fast innspent og fritt opplagt punkttopplager der dekket er installert på luftputer. Resultatene fra studiet viser at fra 40 Hz til 400 Hz vil begge opplagerbetingelsene ha omtrentlike like verdier på trinnlydsnivået, L_w . Figur 7.3 viser likevel større variasjon på trinnlydsnivået i frekvensområdet 20-40 Hz, der løsningen med fast innspente hjørner får høyere verdier. Dette begrunnes med at søylekonstruksjonen med fast innspente hjørner vil få tvungne vibrasjoner, samt at søylene er udempet i forsøket. I en reel situasjon vil derimot verdien av trinnlyd være litt lavere da søyler i en ferdig bygget konstruksjon vil ha litt demping.

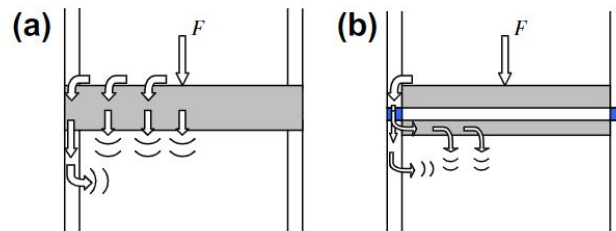


Figur 7.3: Trinnlydsnivå ved ulike opplagerbetingelser. Free-free er dekke støttet av luftputer. On Columns er fast innspente hjørner

Kilde: Conta og Homb 2020

Flere tiltak kan gjennomføres for å håndtere utfordringene ved fast innspente søyler. Det

kan brukes ulike festemidler mellom dekke og søyle. Det ene er å innføre nedsenket himling koblet fra bærekonstruksjonen (Ljunggren og Ågren 2011). Mellom bærekonstruksjonen og himlingen absorberes deler av vibrasjonen i hulrom. Dette reduserer flanketransmisjon i romvolumene. En slik utførelse er vist i figur 7.4 der man ser lydforløpet ved et dekkelement uten (a) og med nedsenket himling (b). En annen tilnærming er å tilføre konstruksjonen elastiske lag mellom søylene som demper vibrasjoner i konstruksjonen som vist med blått i figur 7.4. Et slikt elastisk lag mellom søyle/vegg og dekkekonstruksjonen reduserer graden av flanketransmisjon for bygget.



Figur 7.4: Effekten av nedsenket himling og elastisk lag ved lydvibrasjoner

Kilde: Ljunggren og Ågren 2011

7.2 Bredder på dekker

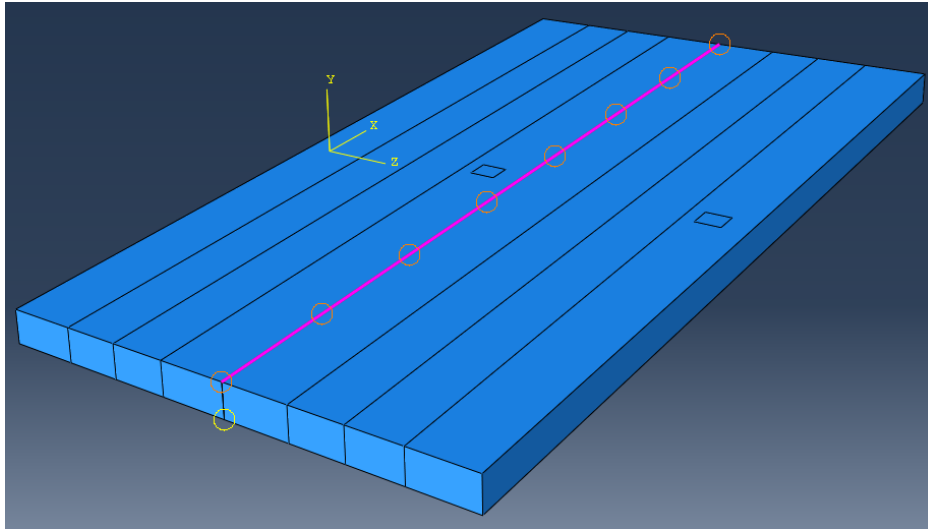
Logistikkmessig er det en fordel å kunne transportere dekket på vanlige lastebiler uten noen spesiell tillatelse eller følgebil. 2,55 meter er største tillatte bredde for kjøretøy i Norge, og det er ønskelig å holde seg innenfor det (Forskrift om bruk av kjøretøy 1990). Derfor er maks dekkebredde for et individuelt dekke satt til 2,4 meter for å kunne transporteres på norske veier.

Det er også sett på muligheten for å sette dekkebredden til under 2,4 m. Tidlig ble det vurdert hvorvidt det ville være gunstig å eksempelvis halvere denne bredden, som vil tilrettelegge for en mer modulær konfigurasjon ved sammenkobling av dekkene. Etersom det ble bestemt at innfestingen skulle være rotasjonsstiv ville det fremdeles kreve en bredde på kantstegene på 140 mm, som kunne medføre en unødvendig ekstra masse. På bakgrunn av dette ble det valgt å gå videre med maksimal bredde for å best kunne optimalisere materialbruken.

7.3 Sammenkoblede dekker

Tidlig i prosjektet ble det foretatt analyser av ett dekke for å undersøke hvilke bruksgrensekriterier som ville bli dimensjonerende. Dette ble gjort da store deler av de avgjørende verdiene og kriteriene i denne oppgaven ble besluttet å følge det nye forslaget til Eurokode 5, og det ble hensiktsmessig å undersøke hvordan det ville påvirke dimensjoneringsforløpet. Det ble tydelig at responsfaktoren ofte ble dimensjonerende. Derfor ble muligheten for "sammenkoble dekker for å forbedre responsfaktoren undersøkt. Analysene i dette avsnittet er gjort med utgangspunkt i Modell 1 der det i første omgang er modellert fast innspenning i hvert enkelt dekkehjørne. Sammenføyningen mellom dekkeelementene vil avhenge av hvilke festemidler som benyttes. Det er tiltenkt en kobling mellom dekkene som kan gjennomføres ved mon-

tasje, og dette er modellert i Abaqus som rotasjonsstive “ties” mellom topp- og bunnflenser slik som vist i Figur 7.5.



Figur 7.5: Illustrasjon av “tie”-forbindelse mellom flenser i Abaqus.

Resultatene av de ulike analysene er presentert i Tabell 7.3. Ved å øke antall dekker vil man øke massen lineært i samme grad som konstruksjonens stivhet øker i lengderetning. Etersom første mode primært slår mest ut i lengderetning vil konstruksjonens første egenfrekvens i stor grad forbli lik, med et lite bidrag fra en økt tverrstivhet. En av de største utfordringene ved ett enkeltstående dekke er å oppfylle kravet for responsfaktor R som skal ligge under 12 for den valgte prestasjonsklassen. Da første egenfrekvens stort sett forblir stabil ved flere dekker, vil høyere masse og bredde medføre en reduksjon av responsfaktoren.

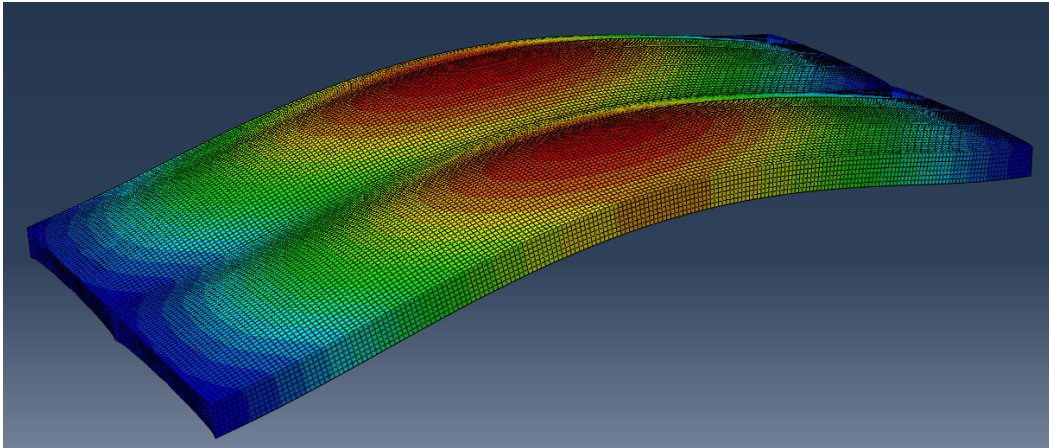
En negativ utvikling av å øke antall dekker observerer man i andre egenfrekvens. Andre egenfrekvens fungerer i større grad i tverretning, og en økt totalbredde bidrar til at denne reduseres. Den beveger seg dermed mot første egenfrekvens som kan medføre en sammenfallende mode. Ytterligere vil en sammenkobling av flere dekker medføre økt sensitivitet for overføring av vibrasjoner over et større areal. Dersom de sammenkoblede dekkene skal inngå i ulike boenheter kan dette gi uønsket overføring av lyd. Det er derfor ønskelig å velge en konfigurasjon som begrenser denne overføringen, og det er i oppgaven valgt å begrense samvirkegraden til å omfatte kun to dekkeelementer.

Tabell 7.3: Ulikt antall sammenkoblede dekker.

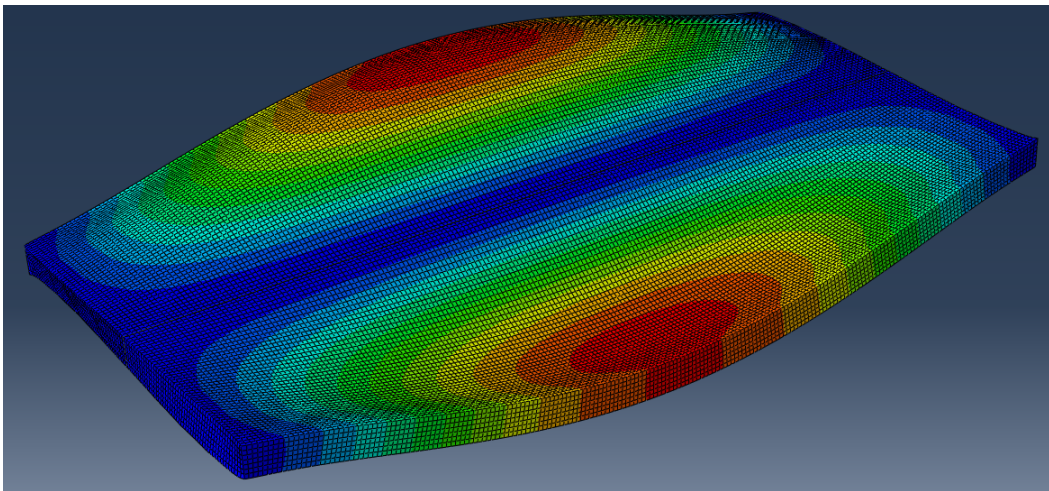
		1 dekke	2 dekker	3 dekker
1. egenfrekvens	[Hz]	10,18	10,26	10,29
2. egenfrekvens	[Hz]	15,72	11,78	10,95
Nedbøyning	[mm]	-15,5	-15,4	-15,4
Responsfaktor	-	16,65	8,54	5,75
I_z om sterk akse	$[10^7 \text{ mm}^4]$	3,1	6,2	9,3
I_x om svak akse	$[10^7 \text{ mm}^4]$	0,2	1,4	4,7

I figur 7.6 og 7.7 vises hvordan første og andre egenfrekvens vil bevege seg for 2 dekker satt sammen med fast innspenning i hjørnene. Figurene viser hvordan maks amplitude delvis

korrollerer mellom modene.



Figur 7.6: Første egenfrekvens for 2 dekker.



Figur 7.7: Andre egenfrekvens for 2 dekker.

Som nevnt i kapittel 7.1.2 er det ønskelig med mer åpne og endringsvennlige bygg. En utvikling av konstruksjonskomponenter for åpen arkitektur og lengre spenn kan potensielt gi trematerialet økt konkurransedyktighet og miljøbesparelse for trebygg (S. Nesheim, Malo og Labonnote 2021). En løsning hvor avstanden mellom søyler dobles fra 2,4 meter til 4,8 meter kan bidra til på å utnytte dette potensialet. Ved å legge inn bærebjelker mellom søyler og ha 2 individuelle dekker mellom hvert søylepar får man en mer åpen konstruksjon. Figur 7.8 viser hvordan dette er tenkt. Her vil de individuelle dekkene få en kant festet i en søyle, og en kant festet til midten av bærebjelken.



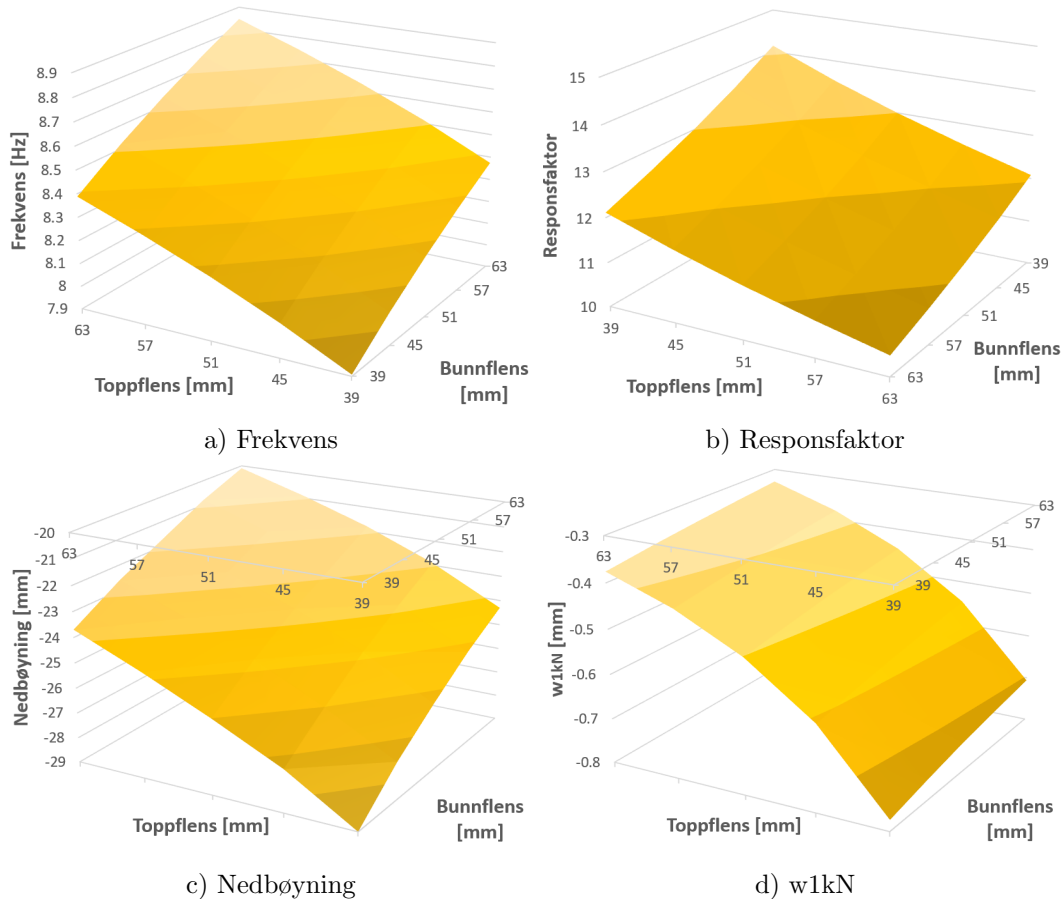
Figur 7.8: Bærebjelke mellom søyler.

7.4 Effekt av geometri

Analysene i dette kapitlet baserer seg på å endre ulike geometriske variabler for å kunne avdekke hvilke forandringer som virker gunstig i forhold til den økte massen det medfører. Dimensjonene som er valgt for de ulike analysene ligger i en størrelsesorden som virker mest naturlig basert på eksisterende dekker, men gjenspeiler ikke nødvendigvis dimensjoner som tilbys på markedet.

7.4.1 Flenser

I analysene som er beskrevet i dette avsnittet er det tatt utgangspunkt i Modell 1. Hver konfigurasjon består av flenser med varierende tykkelser som spenner fra 39 - 63 mm. På denne måten demonstreres effekten av kombinasjoner mellom ulike tykkelser i både topp- og bunnflens. Resultatene av disse analysene er vist i Figur 7.9.



Figur 7.9: Effekter av ulike flenstykkelser for Modell 1.

Første egenfrekvens og responsfaktor (R)

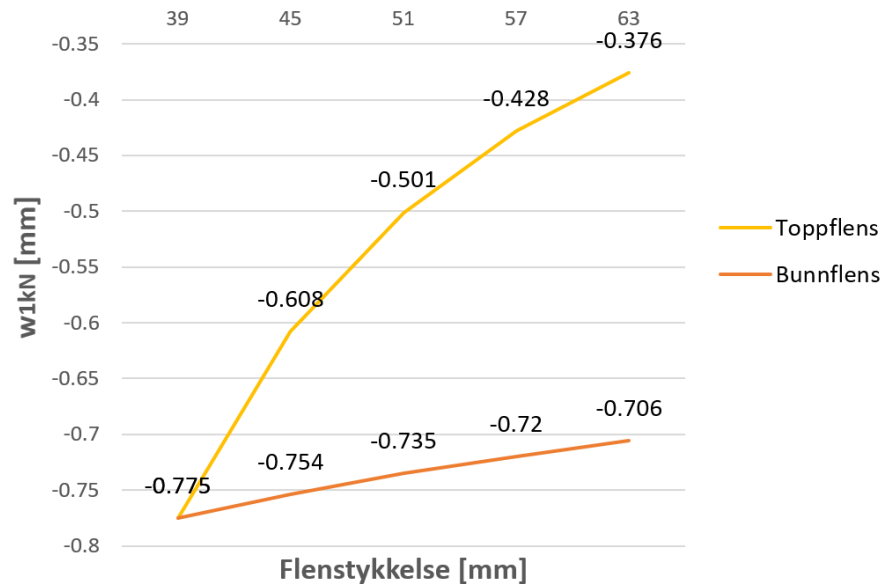
Flensenes tykkelse bidrar til tverrsnittets arealtreghetsmoment, og en endring av tykkelsen vil derfor påvirke dekkets stivhet. For første egenfrekvens kan man fra Figur 7.9 a) se en tendens til at lik tykkelse på topp- og bunnflens øker frekvensen noe. Likt effektivt areal i flensene vil bidra til at tverrsnittets nøytralakse faller lengst unna disse arealsenterne, og stivheten øker. Ettersom frekvens er et produkt av både stivhet og masse vil dette medføre en høyere første egenfrekvens. Utrekningen av responsfaktor vist i Figur 7.9 b) baserer seg i stor grad på frekvensen, og medfører derfor at denne også forbedres ved økt frekvens.

Det skal imidlertid understrekes at effekten av likt effektivt areal i topp- og bunnflens er relativt liten, og vil derfor ikke danne hovedgrunnlaget for videre dimensjonering. I de presenterte analysene vil en økning av flenstykkelser fra 39 mm til 63 mm gi en økning av første egenfrekvens på 12%, mens dekkets masse øker med 16%.

Nedbøyninger

Når det kommer til nedbøyninger ser man større forskjell på om den er flatelast- eller punktlastindusert. Ved flatelast vil igjen tverrsnittets stivhet spille en stor rolle og en balanse mellom flensene viser seg å være gunstig. Derimot vil nedbøyning fra enhetslast, w_{1kN} , påvirkes i større grad av toppflensens tykkelse slik som vist i Figur 7.9 d). Lasten er plassert i toppflens

mellom to steg da første modes amplitude er størst i dette punktet. Figur 7.10 baserer seg på de samme resultater og viser effekten av å kun øke tykkelsen på én av flensene hver for seg. Ved å bare øke tykkelsen på toppflensen vil man i dette tilfellet oppnå en reduksjon av nedbøyning fra enhetslast på 51% dersom man går fra 39 mm til 63 mm, mens effekten av å øke bunnflensen med samme dimensjoner kun reduserer nedbøyningen med 9%. Årsaken til dette er lastplasseringen mellom stegene som gjør at øvre flens får den største påkjenningen, før den videreføres til den resterende konstruksjonen, som resulterer i en lokal nedbøyning.

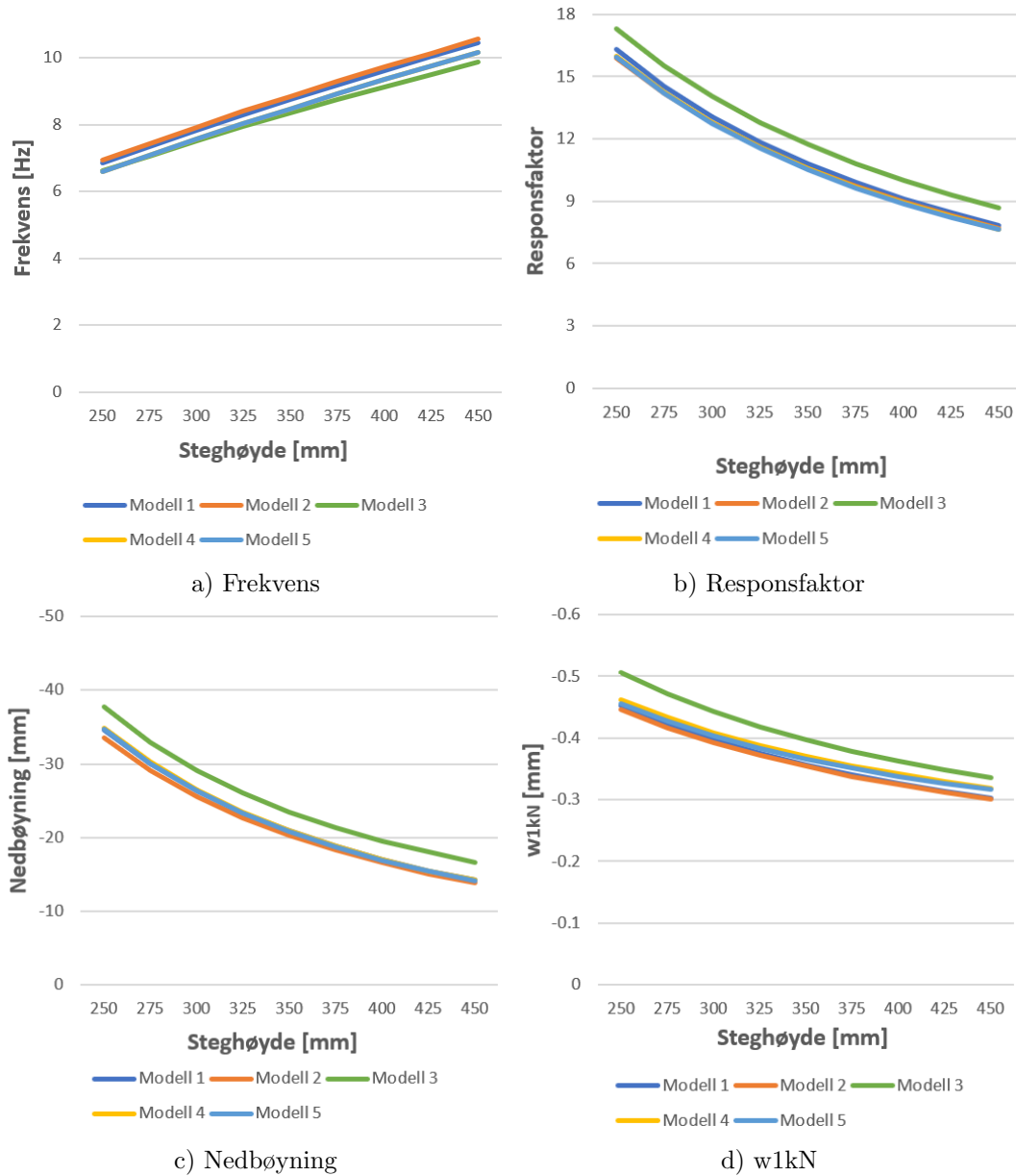


Figur 7.10: Effekten av flenstykkelser for Responsfaktor.

7.4.2 Steg

Steghøyde

I analysene som er foretatt i dette avsnittet varierer steghøyden mellom 250 - 450 mm, der hensikten har vært å avdekke effekten av denne økningen. Resultatene av disse analysene er presentert i Figur 7.11 som viser en liknende respons for de fem ulike modellene.



Figur 7.11: Effekten av ulike steghøyder.

Første egenfrekvens og responsfaktor

Første egenfrekvens ser ut til å øke stort sett lineært, men noe avtakende ved økende steghøyde, slik som vist i Figur 7.11 a). Effekten er relativt stor da en øking av steghøyde vil tilføre relativt lite ekstra masse i forhold til arealtreghetsmomentet. Ved å øke steghøyden fra 250 mm til 450 mm vil materialmasse for de fem modellene øke med rundt 11%, og første egenfrekvens øker med omtrent 34%. Om man ser på responsfaktoren vist i Figur 7.11 b) observerer man også her en stor effekt av å øke dekkehøyden, da dette gir en halvering av responsfaktoren ved de gitte dimensjonene.

Nedbøyninger

Figur 7.11 c) og d) viser effekten av steghøyde for nedbøyning fra nyttelast og fra enhetslast. Det ble observert en relativt stor nedgang for begge disse lastene, som viser en reduksjon på henholdsvis 140% og 47%. Primært kommer denne reduksjonen av økt stivhet i tverrsnittet.

Stegbredde - indre steg

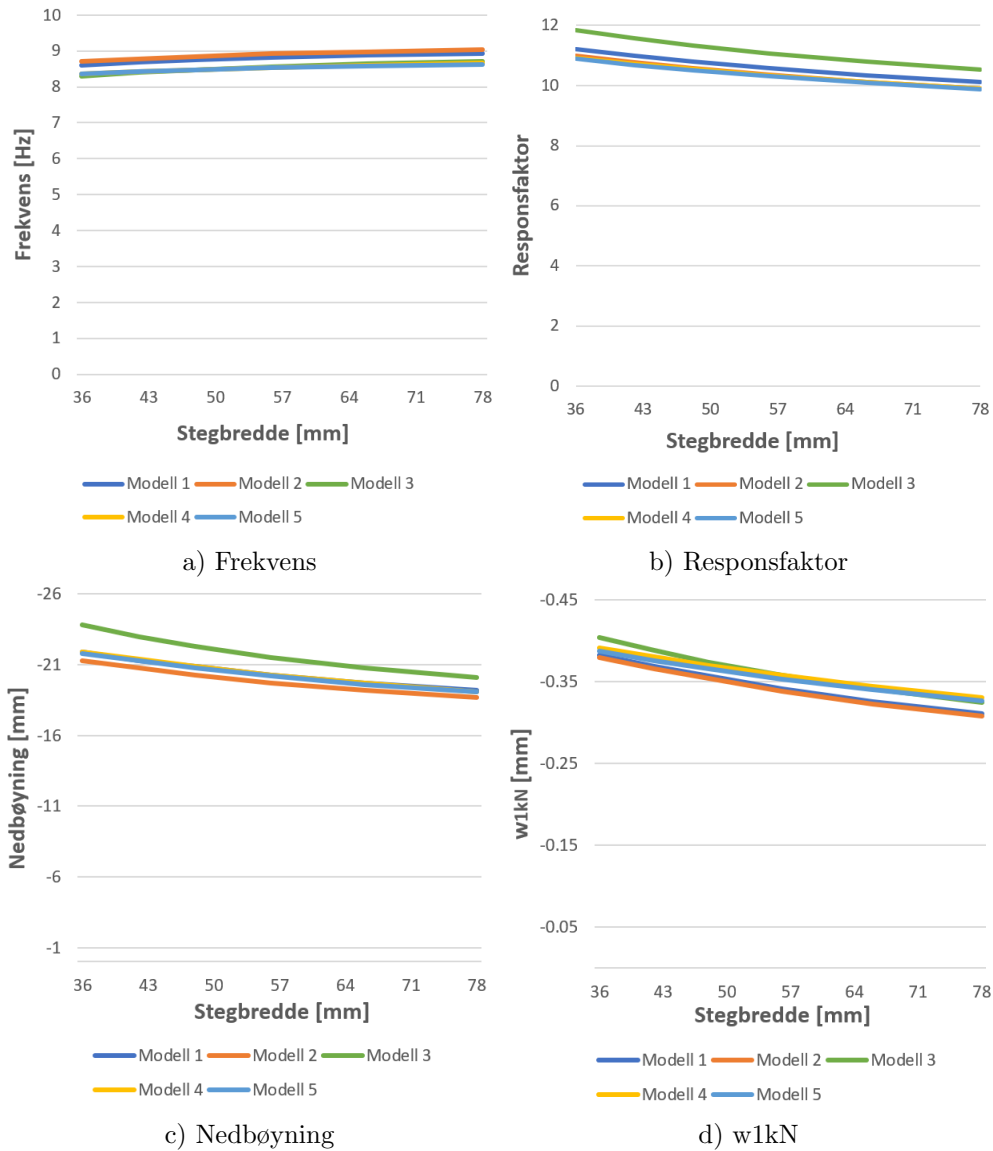
Stegenes oppgave i dekket er å overføre krefter fra toppflens til resterende konstruksjon, og vil derfor oppta store deler av skjærkreftene som oppstår i konfigurasjonen. Resultatene av økt bredde i indre steg presenteres i figur 7.12. Analysen har omfattet en varierende bredde fra 36 mm til 78 mm. Effekten av de indre stegenes bredde er ikke like stor som ved endring av steghøyde, men den avtagende effekten er gjennomgående. Å øke stegbredde er en plassøkonomisk måte å forbedre dekkets prestasjon på da dette ikke øker øvrig byggehøyde.

Første egenfrekvens og responsfaktor

Ved å øke stegbredder fra 36 mm til 78 mm vil det for de fem dekkene medføre en økt masse på rundt 5%. Å legge til ekstra masse nær nøytralaksen vil i mindre grad øke stivheten i konstruksjonen, noe som viser seg ved at både første egenfrekvens og responsfaktor får en relativt liten forbedring på henholdsvis 3.8% og 10%.

Nedbøyninger

Om man analyserer grafene for de to formene for nedbøyning, som vist i figur 7.12 c) og d), kan man se en noe større forbedring. Nedbøyning fra nyttelast reduseres med rundt 13% for de fem dekkene, mens nedbøyning fra enhetslast reduseres med 18%. Grunnet en økt stegbredde vil senteravstanden mellom stegene reduseres, og påførte laster vil derfor i større grad overføres fra toppflens til steg og videre ut i konstruksjonen. På denne måten vil større deler av dekket bidra til å bære belastningen.



Figur 7.12: Effekten av ulike bredder for indre steg.

Stegbredde - kantsteg

Kantstegenes funksjon er å bidra til dekkets stivhet i lengderetning, samt overføre krefter fra dekket til øvrig bærekonstruksjon via innfestingen. Tidligere master- og doktoroppgaver har valgt å benytte innfestingen fra Woodsol-prosjektet som er rotasjonsstiv og krever en elementbredde på minst 140 mm. Det er i skrivende stund (2022) under utvikling en modifisert versjon av denne innfestingen som gjør det mulig å redusere denne bredden til 115 mm. Figur 7.13 viser resultatene av analysene foretatt av en endring i kantstegbredde. Valgte tverrsnitt i dette delavsnittet begrenser seg til et utvalg av eksisterende dimensjoner for GL30c, og spenner derfor fra 90 mm til 165 mm.

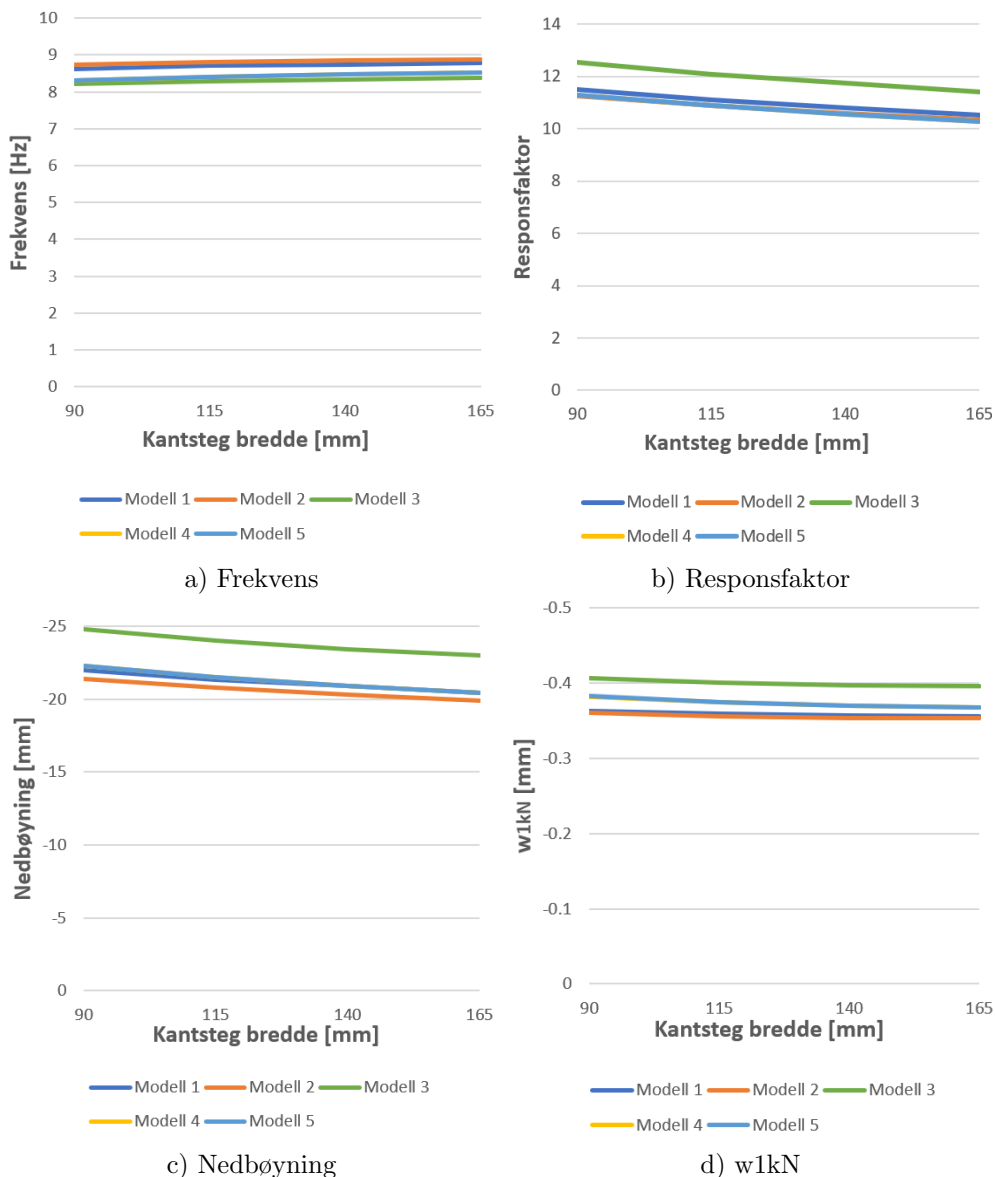
Første egenfrekvens og responsfaktor

Resultatene for de ulike dimensjonerende faktorene viser en svært liten endring av å øke bredden på kantstegen. Ved å øke bredden fra 90 mm til 165 mm vil man for de fem mo-

dellene se en økning av massen på rundt 6,5%, samtidig som første egenfrekvens øker med 2%. Dette viser at svært lite av den ekstra massen bidrar til å øke dekkets stivhet. Også reduksjonsfaktoren vil få en lite nevneverdig forbedring (8,7%) for de fem dekkene.

Nedbøyninger

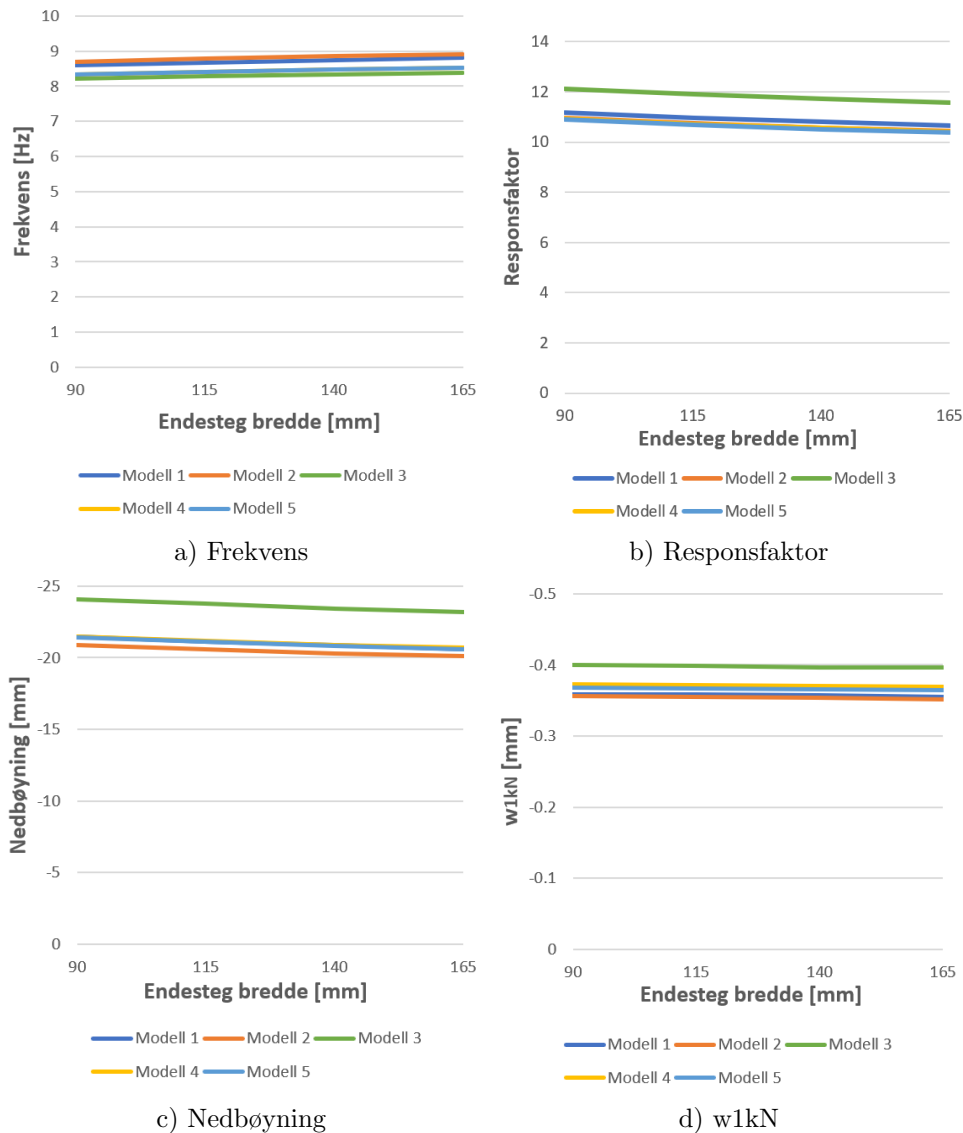
Når man analyserer nedbøyninger gir heller ikke økt bredde på kantstegene stor uttelling. Nedbøyning fra nyttelast reduseres med 7,7% og enhetslast gir 2,8% mindre nedbøyning. Det er viktig at denne forbedringen avtar ved tykkere dimensjoner, og det er et argument for at det er mindre hensiktsmessig å øke dimensjonene med mer enn hva som kreves av innfestingen.



Figur 7.13: Effekten av ulike bredder for kantsteg.

Stegbredde - endesteg

Endestegene er de tverrgående bjelkene som ligger på enden av dekket mellom de langsgående kantstegene. De har som hensikt å tilføre dekket tverrstivhet, og overføre krefter fra de midtre stegene over til kantstegene og ut i forbindelsene. For de ulike modellene er det analysert effekten av to bredder, henholdsvis 90 mm og 165 mm brede kantbjelker. Denne forskjellen øker massen med 1,5% for alle modellene. Resultatene av analysen presenteres i Figur 7.14.

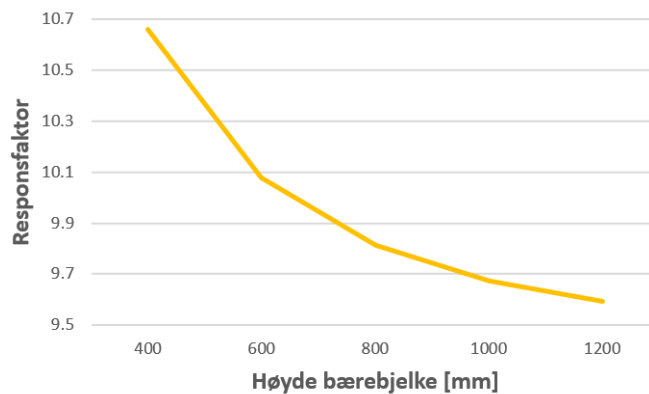


Figur 7.14: Effekten av ulike bredder for endesteg.

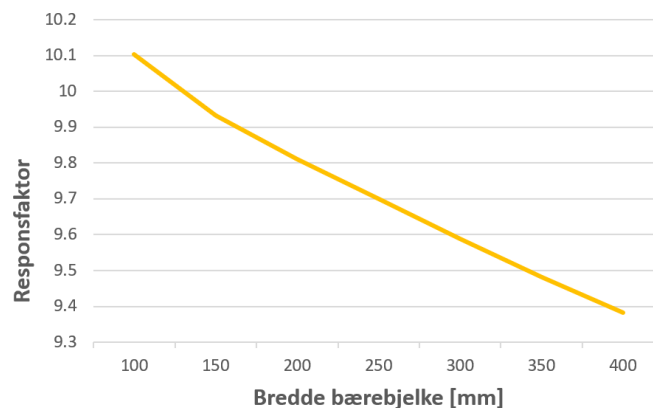
Selv om man ikke observerer stor forbedring av de dimensjonerende verdiene, er det likevel en relativt stor ytelsesøkning gitt den masseoppgangen endringene medfører. Dette er fordi endestegene bidrar til å øke tverrstivheten, som i utgangspunktet er mye mindre enn stivheten i lengderetning. Man ser imidlertid at økt tverrstivhet har liten betydning for nedbøyning som følge av enhetslast da dette primært tas opp lokalt i flensen og videre til langsgående steg.

7.4.3 Bærebjelke

I tillegg til egenskaper ved dekket, har det også betydning hvordan dekket er koblet sammen til øvrig bærekonstruksjon. I opplagerkonfigurasjonen som er satt for dekket er det antatt søyler med 4,8 meter mellomrom og innspente bærebjelker mellom. I Figur 7.15 nedenfor kan man se at dimensjonene på disse bærebjerkene også spiller inn på dekkets egenskaper. Bærebjerkens bredde har en tilnærmet lineær forbedring av v_{rms} fra og med 150-200 mm og oppover, mens betydningen av bærebjerkens høyde øker treghetsmomentet eksponentielt. Dette er også forventet ettersom bjerkens treghetsmoment $I = 1/12 * bh^3$ tydelig er mer avhengig av høyde enn bredde. Likevel vil effekten av å øke tverrsnittshøyden for bærebjelken avta ganske mye når høyden overstiger 1000 mm ved en bredde på 200 mm. Ved 1000x200 mm vil det på grunn av forholdet mellom materialmengde og effekt være gunstigst å øke bredden 50 mm istedenfor å øke høyden 200 mm. Disse bjerkene trenger ganske store dimensjoner som igjen spiller inn på pris- og miljøberegningen for dekket dersom man tar hensyn til det i disse beregningene. I figur 7.15 er det brukt 200 mm bjelkebredde, og for figur 7.15 er det brukt 800 mm høye bjelker.



a) Effekt av høyde på bærebjelke



b) Effekt av bredde på bærebjelke

Figur 7.15: Effekt på responsfaktor grunnet bærebjerkens geometri.

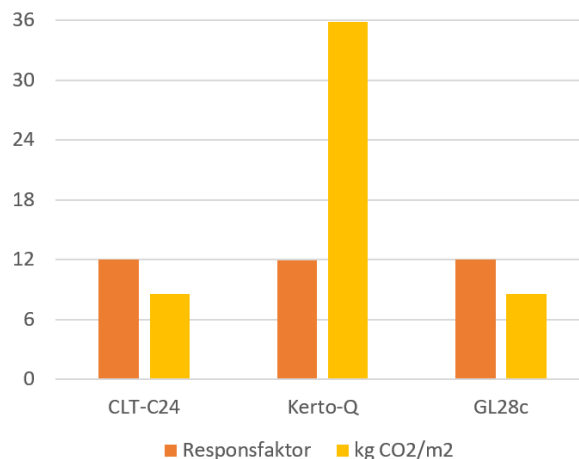
7.5 Materialer

I analysene i dette avsnittet er det tatt utgangspunkt i Modell 1 og tilhørende materialer og dimensjoner. Det presiseres i hvert underavsnitt hvilke forklaringsvariabler som er undersøkt, og omfatter både materialvalg og dimensjoner.

7.5.1 Flenser

Ved analyse av flensene er det testet ut tre ulike materialer som vist i figur 7.16. C24 utgjør materialet i CLT platene som er testet i første konfigurasjon og er som tidligere nevnt lagt inn i Abaqus som en kompositt med tre lag av samme tykkelse. Både CLT og Kerto-Q har tverrgående lag som bidrar til økt tverrstivhet. Det er også valgt å se på bruken av vanlig limtre i flensene for å sjekke effekten av stivhet primært i lengderetning. Det understrekes at det ikke er tatt hensyn til bruddgrensekriterier i denne delen av analysen. For å undersøke de ulike materialenes prestasjon er det foretatt to ulike dimensjoneringer.

Figur 7.16 viser resultatene av første del der materialene er optimalisert i forhold til responsfaktor da dette tidligere har vist seg å være dimensjonerende for bruksgrense. Dette sammenlignes med dekkenes prestasjon i forhold til CO₂-avtrykk, og evalueres deretter. Figur 7.16 viser at ved samme ytelse produserer Kerto-Q i flensene over fire ganger så mye CO₂-utslipp enn både limtre og massivtre.



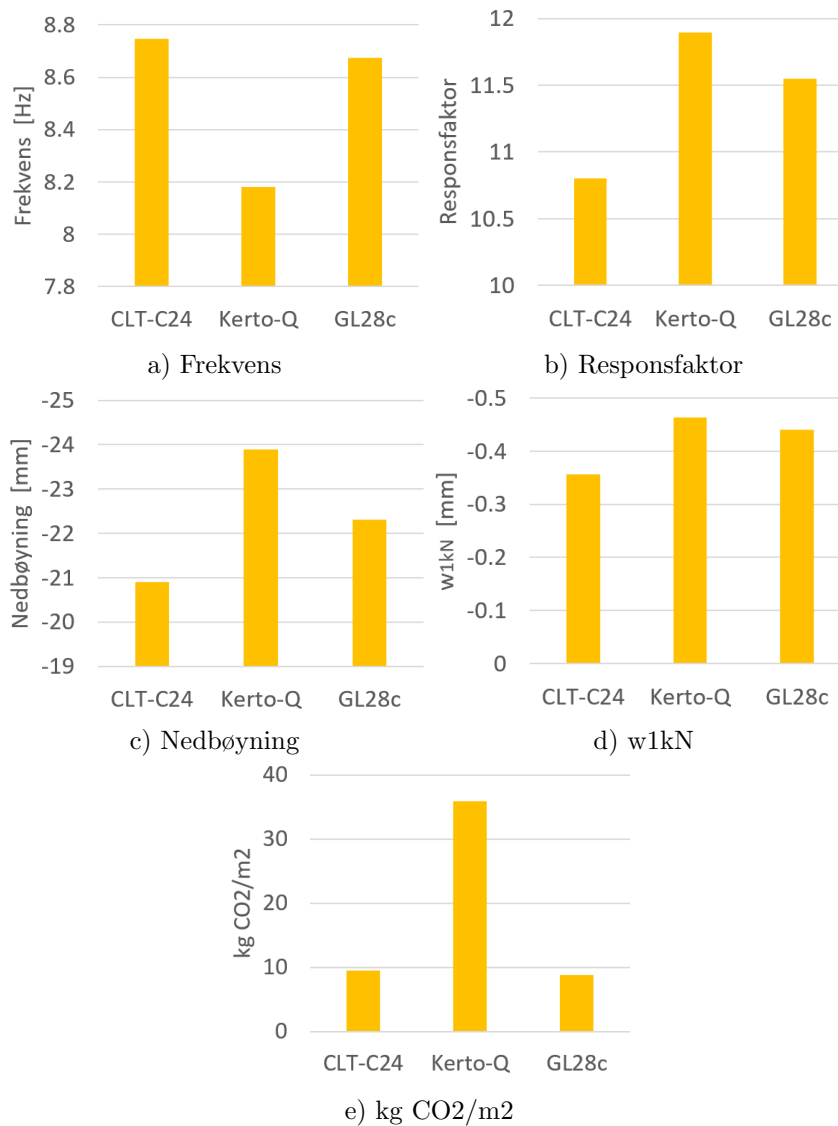
Figur 7.16: Ulike materialer i flens med Responsfaktor og kg CO₂/m².

Resultatene for andre del av analysene er presentert i figur 7.17. Det er foretatt en optimalisering basert på tilgjengelige dimensjoner av de ulike materialene, der flensenes tykkelse vises i tabell 7.4. Da både limtre og CLT har begrenset med dimensjoner som tilbys, har det vært nødvendig å gå opp i tykkelsen. Det har resultert i bedre ytelse for de ulike bruksgrensekravene. Likevel observeres at på tross av økt masse vil fortsatt utslippene for konfigurasjonen med Kerto-Q være betydelig høyere enn for de andre materialene. Egenskapene til de ulike materialene varierer og det mest avgjørende er stivhet i ulike retninger. Kerto-Q er satt sammen av tynne lag som ligger vinkelrett på hverandre, og har den største tverrstivheten, men minst stivhet i lengderetning. Limtre har elementer som kun ligger i lengderetning, og har også den største stivheten i den retningen, men minst tverrstivhet. CLT vil ha varierende

stivhet avhengig av hvor mange lag kompositten består av, tykkelse på lagene og hvilken retning de ligger i. Konfigurasjonen som er valgt i analysen, består av tre lag på 20 mm med midterste lag vinkelrett på lengderetningen, og oppnådde da en stivhet i både tverr- og lengderetning som ligger mellom de to andre materialene. Derfor kan det argumenteres for at det er mer gunstig å velge materialer i flens med større stivhet i lengderetning enn tverretning.

Tabell 7.4: Flenstykkelse for test av materialer med utgangspunkt i Modell 1

Materiale	Toppflens	Bunnflens
	[mm]	[mm]
GL28c	56	48
CLT-C24	60	60
Kerto-Q	51	48

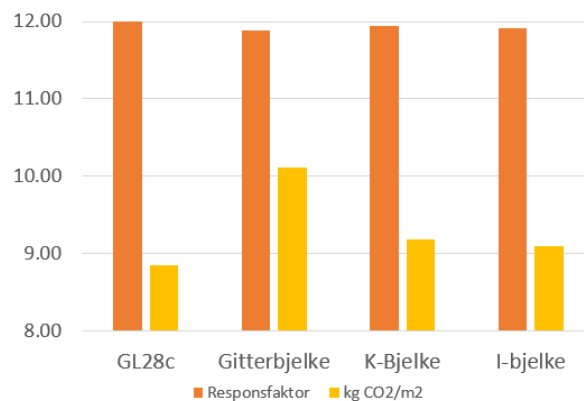


Figur 7.17: Effekten av ulike materialer i flenser.

7.5.2 Steg

For å analysere effekten av ulike materialer i stegene er det foretatt to forskjellige analyser. De ulike materialene som benyttes er gjengitt i figur 7.18 og utgjør indre steg i analysene som presenteres i dette avsnittet. Øvrig konstruksjon er lik den i Modell 1 med tilhørende dimensjoner. Årsaken til at kun indre steg varierer er grunnet valgte opplagerbetingelser, som utelukker flere av de materialene som i oppgaven kan brukes i kantsteg. Ved å teste de ulike materialene vil man kunne se effekten av hvilke egenskaper som er mest gunstig for stegenes prestasjon, slik som elastisitet- og skjærmodul, samt hvilke materialer som vil fungere best basert på dimensjonene som tilbys på markedet.

Figur 7.18 viser resultatene av første analyse der dekkene er optimalisert. Hensikten har vært å undersøke hvor mye utslipp materialer får med samme ytelse. Det er observert fra tidligere analyser at det mest begrensende kravet er responsfaktor, som har en grenseverdi på 12. Det er derfor besluttet at disse verdiene skal ligge til grunn for dimensjoneringen av dekkene i dette underavsnittet. Figur 7.18 viser at det er lite som skiller klimagassutslipp fra GL28c, K-bjelke og I-bjelke. Derimot har gitterbjelken en markant økning i utslipp ved samme prestasjon som de andre materialene. På tross av at gitterbjelken er utformet på en måte som skal være materialsparende forsvinner gevinsten ettersom dimensjonene må økes for at materialet skal prestere på lik linje med de andre.



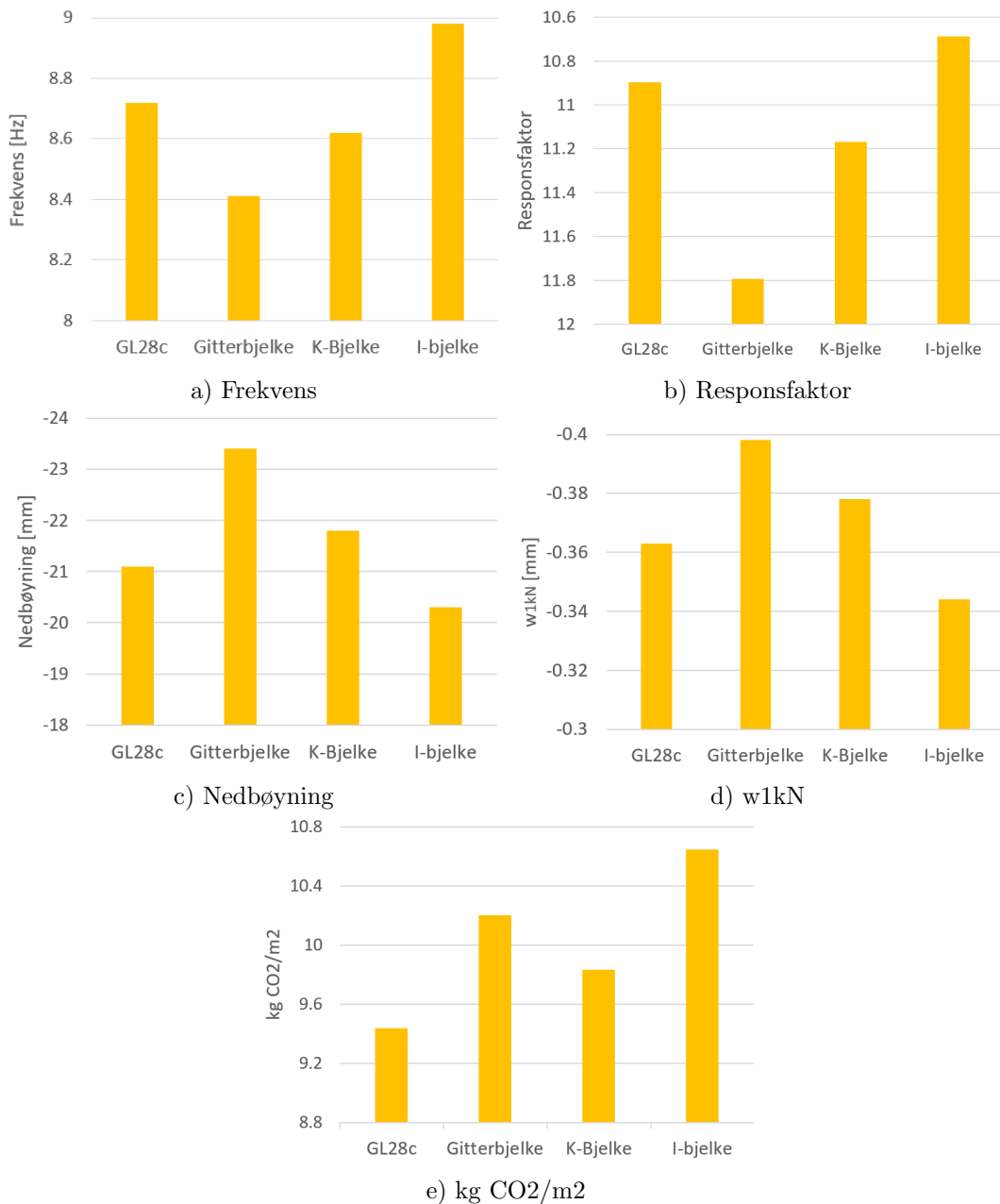
Figur 7.18: Ulike materialer i steg med Responsfaktor og kg CO₂/m².

Det er viktig å understreke at rent konstruksjonsmessig vil ikke disse resultatene nødvendigvis gjenspeile endelig produkt da dimensjonene på stegene ikke stemmer overens med eksisterende produkter. Det er derfor også foretatt dimensjonering av dekkene med stegdimensjoner tilsvarende produkter i markedet for å best gjengi en realistisk vurdering av dekkenes prestasjon og utslipp ved de ulike produktene. Disse dimensjonene presenteres i Tabell 7.5. Resultatene av denne analysen presenteres i figur 7.19 og viser de ulike materialenes prestasjon ved de ulike bruksgrenseparameterne. På tross av at I-bjelken presterte relativt godt i både første og andre analyse, økte utslippsmengden betydelig ved andre analyse grunnet større dimensjoner, og dermed mengde materiale. I-bjelken som i likhet med Kerto-Q er sammensatte LVL-plater og består av en betydelig mengde lim som medfører en stor økning av utslippsmengde. Gitterbjelken presterer i lik grad som materialet gjorde ved første analyse, og har ingen god prestasjon hverken når det kommer til bruksgrensekravene eller utslipps-

mengde. Derimot ser man gode resultater for begge limtreproduktene. GL28c har et mindre utslipp enn K-bjelke som vil tas videre med i betraktning ved dimensjonering.

Tabell 7.5: Stegtyper for test av materialer med utgangspunkt i Modell 1.

Materialer	Type
GL28c	45 mm x 350 mm
Gitterbjelke	S - 48 mm x 73 mm C30
K-bjelke	36 mm x 350 mm
I-bjelke	SJLVL, HB 45 / 350

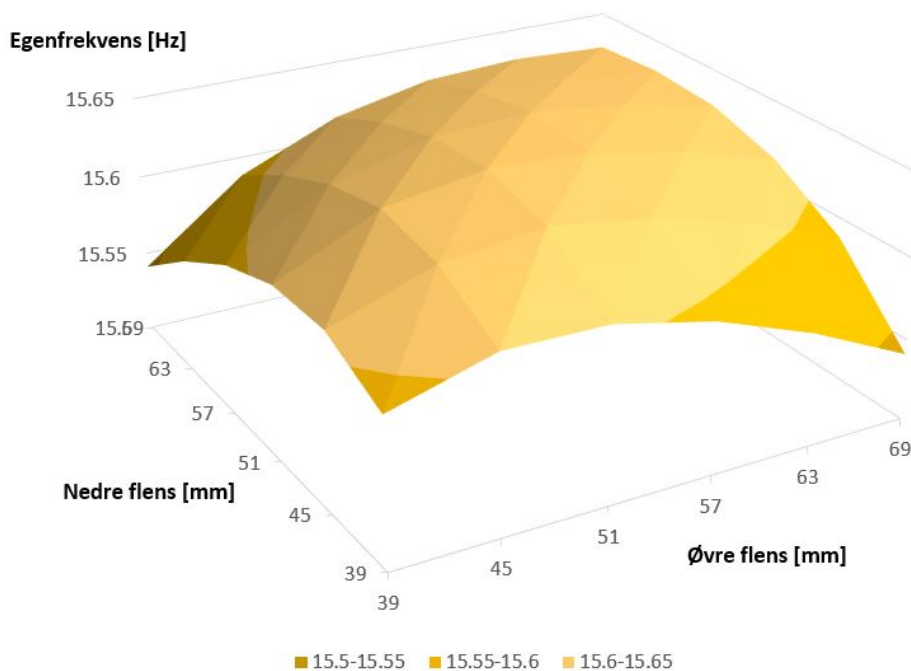


Figur 7.19: Effekten av ulike materialer i indre steg.

7.5.3 Effekten av ubalanse i flenstykkelser ved ulike materialer

Ved visse kombinasjoner av materialer, tykkelser og høyder kan man oppleve, ved å legge til mer materiale i flensene, at egenskapene til dekket reduseres. Eksempelvis som vist i figur 7.20 nedenfor kan man se at det å øke nedre flenstykkelse for mye kan medføre en lavere egenfrekvens. Effekten oppstår særlig når man har et dekke med tynnere flenser, og man går mot en ubalanse mellom flenstykkelsene. Reduksjonen i egenfrekvens kommer av at etterhvert som dekkets flens blir tykkere vil nøytralakse bevege seg mot flensen, bidraget det ekstra materialet gir blir mindre og bidraget kan bli utlignet og motarbeidet av den ekstra vekten den tilfører. Dette kan man også se utifra den analytiske formelen for utregning av egenfrekvens, hvor stivheten i lengderetning $EI_{y,ef}$ deles på dekkets masse per kvadratmeter m i andre ledd av formelen. Dette er en effekt som oppstår særlig i materialer med en lavere E-modul med tilhørende høy tyngdetetthet. Figur 7.20 viser resultatene av en konstruksjon med Kerto i flensene. Et tilsvarende resultat for limtre og CLT i flensene er ikke blitt klart å oppnådd, fordi disse materialene ikke har et lavt nok forhold mellom E-modul og tyngdetetthet. Dette viser også at det er gunstigst å holde seg til materialer som har et bedre forhold mellom stivhet og vekt, som for eksempel CLT og limtre.

$$f_1 = \frac{\pi}{2 \cdot l^2} \cdot \sqrt{\frac{(EI)_{y,ef}}{m}} \cdot \sqrt{1 + \frac{(EI)_{x,ef}}{(EI)_{y,ef}} \cdot \left(\frac{l}{w}\right)^2} \quad (7.1)$$

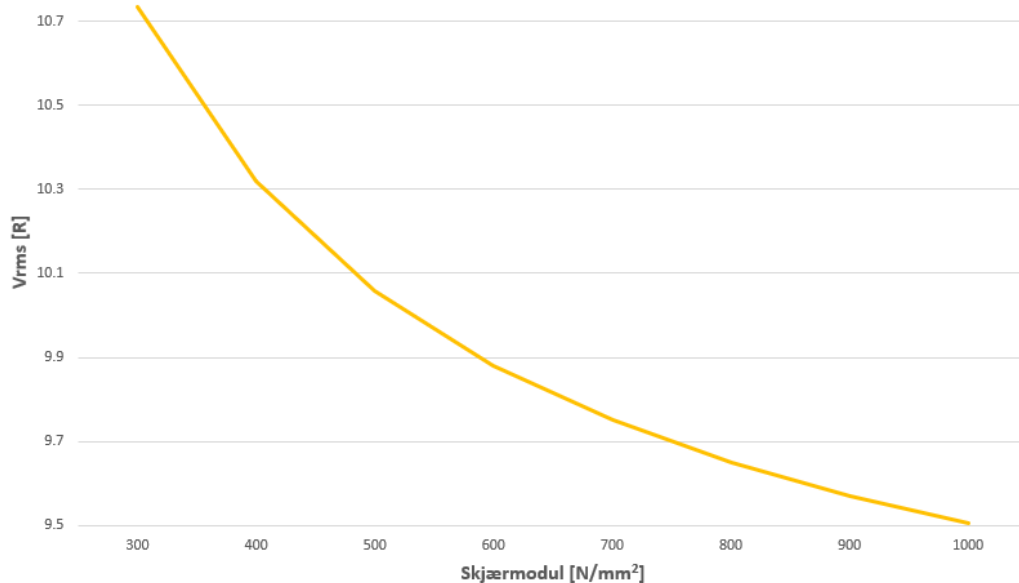


Figur 7.20: Effekten av flenstykkelser på egenfrekvens.

7.5.4 Effekten av skjærmodul

Dekkekonstruksjoner som består av steg og flens med høy samvirkegrad vil ha den egenskapen at påkjenningene ofte fordeles over hele tverrsnittet og ikke enkeltvis i hvert element. Det vil derfor ofte oppstå størst påkjenning av aksialkrefter i flensene og skjær i stegene. Likevel vil det være en grad av både aksialpåkjenning og skjær i alle elementene. De ulike produktene som kan benyttes i steg er mange, og det vil være hensiktsmessig å undersøke hvorvidt økt skjærmodul har en innvirkning på dekkets prestasjon.

Av tilgjengelige materialer på markedet er det stor forskjell i deres skjærmoduler G_{0m} . Figur 7.21 viser resultatene av å ta utgangspunkt i geometri og materialer presentert for modell 2 i tabell 7.1 og figur 7.1, mens man varierer skjærmodulen G_{0m} til GL30c materialet i stegene. Det er valgt å vise effekten av skjærmodulen via stegene fordi det er de som vil få mest skjærpåkjenning. Det fremkommer at G_{0m} utgjør ganske mye ved å øke fra 300 til omtrent 600, før effekten avtar mer og mer. Effekten er relativt stor og det kan derfor være hensiktsmessig å velge seg et materiale i stegene som har en skjærmodul på minst 6-700 N/mm². Materialer som har det er blant annet GL28c, GL30c og K-Bjelken, med en skjærmodul på henholdsvis 650, 650 og 690.



Figur 7.21: Effekten av skjærmodul på Responsfaktor.

Ofte er det slik at produkter med ulik fasthetsklasse har lik skjærmodul mens elastisitetsmodul varierer. I tillegg finnes det produkter med elastisitetsmodul i det høyere sjiktet, men lavere skjærmodul og vice versa. Eksempelvis har man GL28c og K-bjelken med skjærmodul på henholdsvis 650 MPa og 690 MPa, samtidig som elastisitetsmodul ligger på 12 500 MPa og 11 000 MPa. I dette underavsnittet er hensikten å avdekke hvorvidt dekket presterer best dersom man bevarer en høy aksialstivhet i steget, eller om det virker gunstig å velge produkter med høyere skjærmodul. Resultatene av denne testen presenteres i tabell 7.6 og viser dekkekonstruksjonens prestasjon ved å benytte GL28c eller K-bjelken i indre steg. Testene

har tatt utgangspunkt i Modell 1, og har en bredde på indre steg på 36 mm for begge testene. Her observerer man at en høyere skjærmodul i stegene øker dekkets stivhet og forbedrer nedbøyningene. På tross av en høyere stivhet i lengderetning presterer ikke dekket like godt med GL28c i steg konstruksjonsmessig. Det skal imidlertid sies at K-bjelken har et høyere utslippsnivå og at forskjellene man observerer i tabell 7.6 er relativt små.

Tabell 7.6: Effekt av ulik skjærmodul i steg med utgangspunkt i Modell 1

	Første egenfrekvens [Hz]	Responsfaktor	Nedbøyning [mm]	w_{1kN} [mm]
GL28c	8,61	11,22	-21,9	-0,383
K-bjelken	8,62	11,17	-21,8	-0,378

7.6 Oppsummering av resultater del 1

Funnene i resultatkapittelet frem til nå, som kan kalles resultater del 1, danner grunnlaget for hvordan den endelige løsningen har blitt optimalisert. I resultater del 1 ble det funnet at det er gunstig med opplagere i søyler som er fast innspent i dekket. Det vil for den endelige løsningen forutsettes at to og to dekker henger sammen og festet i søyler med en bærebjelke mellom, som vist i figur 7.8. Valget om å forutsette at to dekker henger sammen er gjort fordi det fremkom fordelaktig med hensyn til vibrasjonskriteriet om maksimal responsfaktor R på 12.

I kapittel 7.4, om effekten av geometri, viste fordeler av å ha en balanse mellom øvre og nedre flens for dekkets stivhet. Denne stivheten er svært viktig for alle bruksgrensekriterier som dekket skal oppfylle. Likevel kan det være gunstig å ha en toppflens som er noe tykkere enn bunnflensen. Det er fordi kriteriet om nedbøyning fra en last $F = 1 \text{ kN}$ (w_{1kN}) påvirkes mest av lokal nedbøyning i øvre flens. Breddene på kantsteg og indre steg får positiv effekt av å økes, men er relativt liten. Bredden på endebjolkene har derimot mer innflytelse og vil være gunstig å øke før andre steg. Endebjolkene har større effekt, ettersom de skal overføre krefter fra de indre stegene og ut mot opplagerene, samtidig som de stiver av dekket i tverretning. Det geometriske tiltaket som gir mest effekt er en økning i steghøyde. Det gir relativt lite økning i masse, men øker bøyestivheten stort ved å øke avstanden mellom flensene og nøytralaksen til tverrsnittet, og med det øker Steiner bidraget i dekkets arealtregningsmomentet.

Kapittel 7.5 viser at elastisitetsmodulen i lengderetning er viktigst for flensenes prestasjon og skjærmodulen er viktigst for stegene. Ved sammenligning av ulike aktuelle materialer kunne man se at limtre og CLT presterte generelt godt sett opp mot andre materialer. Limtre og CLT kom samtidig klart best ut i resultatene for utslipp av CO_2 , og vil derfor brukes videre. Det kan nevnes at GL28c som flensmateriale klarte seg bedre enn CLT per volumenhet, men for høye spenninger på tvers og noe høyere utslipp gjorde at det ikke kunne anvendes som flensmateriale i gitte konfigurasjoner.

Fra resultater del 1, hvor det viktigste er gjengitt over, kunne scriptet brukes til å finjustere tverrsnittene opp imot dimensjonerende bruksgrensekraav. Materialene var valgt og det skulle nå optimaliseres tverrsnitt med hjelp av forkunnskapen om effektene av geometri. Dette ble gjort ved å kjøre iterasjoner som i Abaqus regner gjennom og kjører analyser for mange ulike

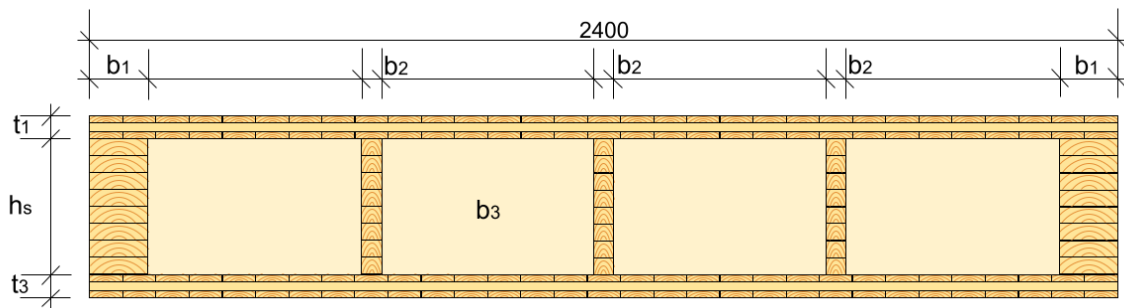
dimensjoner for geometriene i dekket. Tverrsnittet for hver steghøyde som både ga laveste materialbruk og utslipp, og dermed størst materialeffektivitet, ble funnet etter en god del analyser.

7.7 Endelig løsning

Resultatene framkom etter en vurdering av resultatene del 1, tilgjengelighet av materialer og dimensjoner, og mye testing av tverrsnitt i Abaqus ved hjelp av koding.

Den endelige løsningen består av to sammenkoblede dekker med bredde på 2,4 meter hver og 10 meter langt, bestående av en kombinasjon mellom massivtre og limtre. Massivtreet i flensene vil være av kvalitet C24. Limtre av GL30c benyttes i kantsteg og endebjelker (b_1 og b_3), mens det for midtre steg vil benyttes GL28c for konfigurasjoner hvor b_2 er mindre enn 90 mm.

Tabell 7.7 viser konfigurasjoner for ulike steghøyder og figur 7.22 viser hvilke komponenter tabellen viser til. Tabell 7.8 viser egenskapene og resultatene fra tester på de ulike konfigurasjonene. I tabell 7.7 er det for t_1 og t_3 oppgitt lagtykkelsene i de 3-lags CLT-platene som disse flensene består av. Rotasjonene på disse lagene er $0^\circ/90^\circ/0^\circ$, hvor rotasjon 0° har fibre liggende i lengderetning av dekket.



Figur 7.22: Endelig tverrsnitt.

Tabell 7.7: Endelige tverrsnitt for ulike steghøyder.

	h_s [mm]	h_{tot} [mm]	t_1 [mm]	t_3 [mm]	b_1 [mm]	b_2 [mm]	b_3 [mm]
A	270	425	35/15/35	30/10/30	140	115	140
B	315	445	30/10/30	25/10/25	140	66	140
C	360	480	25/10/25	25/10/25	115	45	115
D	405	500	20/15/20	15/10/15	115	56	90
E	450	535	20/15/20	10/10/10	115	66	90

Tabell 7.8: Endelige resultater for ulike steghøyder.

h_s	f_1	w_{1kN}	w_{max}	V_{rms}	Vekt	Pris	Utslipp	
[mm]	[Hz]	[mm]	[mm]	[R]	[kg/m ²]	[kr/m ²]	[kg CO ₂ /m ²]	
Grense	8	0,5	20	12	-	-	-	
A	270	8,327	0,232	19,9	10,367	164,2	3841	12,07
B	315	8,788	0,326	19,8	10,396	151,0	3351	10,45
C	360	9,171	0,413	19,2	10,284	143,1	3037	9,50
D	405	9,227	0,421	19,6	10,591	137,5	2916	8,83
E	450	9,671	0,398	17,8	9,762	139,3	3058	9,04
F	HD-340	6,23	-	-	9,19	416	1350	48,8

Kilde: Prisbok 2022

7.8 Sammenligning med betong

I tabell 7.8 ovenfor vises også resultatene fra hulldekket av betong. Analysene er gitt i vedlegg C og presentert i kapittel 6.3.6. Tabellen viser at det er ett materiale som vinner på pris med prisanslagene som er benyttet, og ett som vinner miljømessig. Komposittdekket i tre med $h_s = 405$ mm er 2,16 ganger så dyrt, men samtidig har HD-340 et CO₂-utslipp som er 5,5 ganger så høyt. Alternativt kan man si at løsningen i tre ga en reduksjon i CO₂-utslipp på 82 %. Ser man eksempelvis på et bygg på 5000 kvadratmeter vil det koste 7,83 millioner mer å bruke komposittdekker i tre, men man vil også spare 200 tonn CO₂. Det betyr at kostnaden ved å redusere utslippene er 39,15 NOK kilo CO₂.

7.9 Analytiske og numeriske resultater

Første egenfrekvens

For analytiske beregninger av første egenfrekvens er det tatt utgangspunkt i formfunksjon for bjelker som skrevet om i kapittel 6.3.4. En detaljert beregningsgjennomgang for dekke D er presentert i vedlegg B som viser beregningsforløpet for de ulike dekkene. Tabell 7.9 viser første egenfrekvens for de ulike dekkene presentert i tabell 7.8 beregnet både analytisk og numerisk. Svingeform for både numeriske og analytiske resultater er ikke helt lik, ettersom det for analytiske beregninger betrakter resultatene kun for endimensjonal deformasjon, og beregningen er basert på lineær bjelketeori.

Dekke	Første egenfrekvens		
	Analytisk	Numerisk	Avvik
	[Hz]	[Hz]	[%]
A	8,615	8,327	3,46
B	9,099	8,788	3,54
C	9,868	9,171	7,60
D	9,574	9,227	3,76
E	9,975	9,671	3,14

Tabell 7.9: Første egenfrekvens for analytiske og numeriske resultater

Ut i fra resultatene presentert i tabell 7.9 observerer man et avvik mellom analytiske og numeriske beregninger for første egenfrekvens på rundt 4%. Det nye forslaget til Eurokode 5 presiserer at de analytiske beregningsmetodene er gjeldende for fast innspente dekker, noe som viser seg å gi et relativt nøyaktig resultat. Det kan imidlertid se ut til at analytiske beregninger overestimerer dekkekonstruksjonens stivhet i forhold til den reelle stivheten.

Responsfaktor

Beregningene av responsfaktor baserer seg på analytiske beregninger, både for de analytiske og numeriske resultatene. Responsfaktoren baserer seg på dekkets første egenfrekvens, masse, og spenn i lengde- og tverretning. For de to beregningsmetodene er det tatt i bruk de samme formlene der dekkets første egenfrekvens, stivhet og masse er hentet ut av Abaqus. For de analytiske beregningene har det vært utfordrende å beregne dekkets tverrstivhet da det er en relativt komplisert konstruksjon og det vil være vanskelig å validere en eventuell utregning. Resultatenes avvik vil derfor komme som et resultat av forskjell i frekvens og stivhet da både dimensjoner og masse er lik for begge tilfellene.

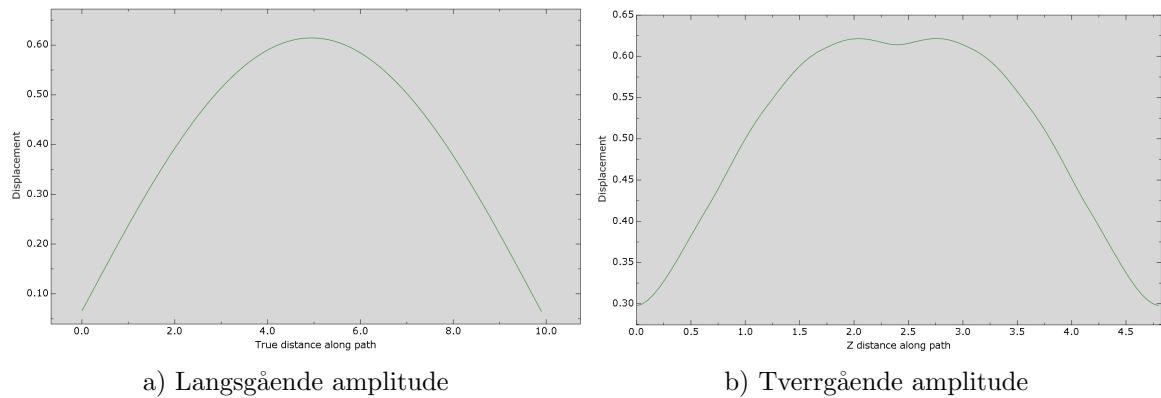
Responsfaktor			
Dekke	Analytisk	Numerisk	Avvik [%]
A	11,740	10,367	13,24
B	11,754	10,396	13,06
C	10,982	10,284	6,79
D	11,932	10,591	12,66
E	11,093	9,762	13.64

Tabell 7.10: Responsfaktor for analytiske og numeriske resultater

Basert på resultatene presentert i tabell 7.10 observerer man at dekkets tverrstivhet har betydning for responsfaktor. For dekker med stor forskjell i stivhet i lengde- og tverretning vil responsfaktoren påvirkes og dermed endre dekkets prestasjon. Dette kan man observere ved at på tross av de høyere egenfrekvensene ved analytiske beregninger, presterer dekkene dårligere når det kommer til responsfaktor. Som en konsekvens av utestående tverrstivhet i analytiske beregninger vil man også få et høyere avvik i forhold til de numeriske resultatene.

Enhetslast, w_{1kN}

Analytiske beregninger av nedbøyning fra enhetslast baserer seg på utregninger fremlagt i ny Eurokode 5 som forutsetter en last påført i senter av dekket. Bakgrunn for denne antakelsen er at dette vil utgjøre punktet for høyeste amplitude ved første egenfrekvens. Det er imidlertid observert i Abaqus-modellen at for to kombinerte dekker vil største amplitude forkomme noe ved siden av senter av dekket slik som vist i figur 7.23. I dette punktet vil en påført punktlast falle på toppflensen mellom to steg, og en nedbøyning vil derfor i større grad komme av en lokal nedbøyning. De analytiske beregningene tar ikke høyde for dette.



Figur 7.23: Amplitude ved første egenfrekvens for to sammenkoblede dekker

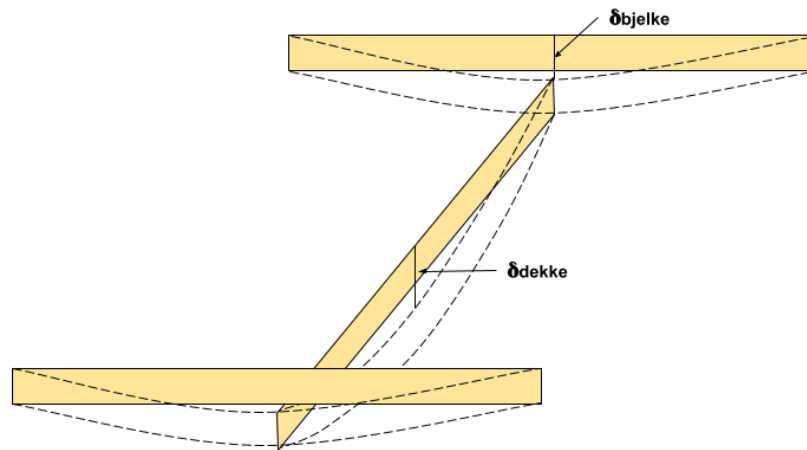
Resultatene av de ulike beregningene presenteres i tabell 7.11. Her observerer man et større avvik mellom numeriske og analytiske beregninger primært som en konsekvens av lastens plassering. De analytiske beregningene tar ikke høyde for lokal nedbøyning, men dekkets totale stivhet, og forklarer derfor også den svært mye lavere nedbøyningen. Det skal også understrekes at analytiske beregninger baserer seg på lineær bjelketeori, og tar derfor ikke med i betraktning dekkets tverrstivhet.

Dekke	w_{1kN}		
	Analytisk [mm]	Numerisk [mm]	Avvik [%]
A	0,088	0,232	62,07
B	0,086	0,326	73,62
C	0,077	0,413	81,36
D	0,085	0,421	79,81
E	0,077	0,398	80,65

Tabell 7.11: Nedbøyning fra enhetslast for analytiske og numeriske resultater

Nedbøyning

Analytiske nedbøyninger tar utgangspunkt i lineær bjelketeori der kun stivhet i lengderetning tas i betraktning. Nedbøyningen i oppgaven er derfor beregnet som et resultat av nedbøyning i bærebjelkene summert med dekkets nedbøyning i lengderetning for å ta i betraktning noe av den tverrgående deformasjonen. Dekkenes last betraktes her som en punktlast på bærebjelken da antatt innfesting forekommer i ett punkt på midten av bjelken. Måten dette er tenkt er illustrert i figur 7.24.



Figur 7.24: Illustrasjon for antakelser ved beregning av nedbøyninger

Nedbøyning			
Dekke	Analytisk	Numerisk	Avvik
	[mm]	[mm]	[%]
A	17,85	19,9	10,30
B	17,07	19,8	13,79
C	15,17	19,2	20,99
D	16,58	19,6	15,40
E	15,16	17,8	14,83

Tabell 7.12: Nedbøyning for analytiske og numeriske resultater

Resultatene av analytiske og numeriske beregninger er presentert i tabell 7.12. De analytiske nedbøyningene er gjennomgående lavere enn de produsert numerisk, noe som i stor grad kan skyldes den neglisjerte tverrstivheten til selve dekkekonstruksjonen.

7.10 Akustikk

Akustiske egenskaper ved dekket har ikke blitt definert i denne oppgaven. For å beskrive lydegenskapene måtte målinger vært gjennomført da mangel på nøyaktig programvare har gjort det vanskelig å predikere lydegenskapene analytisk. Likevel kan det gjennom resultatene i oppgaven foreslås tiltak ved dimensjonering for å gjøre dekket egnet til å håndtere utfordringene ved lydisolasjon.

Dekkeelementet er laget som et hulldekk bestående av topp- og bunnflens med steg festet imellom. Bærekonstruksjonen i seg selv vil ikke kunne gi tilstrekkelig lydisolasjon for å dekke lydkrav fra standarden. Uansett løsning må andre materialer inkluderes i dekkeelementet. Mellom stegene er det hulrom som kan fylles med isolasjon som er gunstig for dekkets lydisolierende evne. Her vil høyest mulig tetthet på isolasjonen gi best lydisolasjonsevne (Jayalath mfl. 2021). Mineralull vil for eksempel gi bedre lydisolierende evne enn skumplastisolasjon som EPS (Gerrertsen mfl. 2012). Bruk av mineralull kan bidra spesielt ved luftlydisolasjon og effekten av flanketransmisjon.

En løsning som har blitt diskutert tidligere er å øke etasjeskillerens egenvekt ved å tilføre

tyngre materialer som sand eller pukk (Treteknisk 2016). Dette vil bidra på trinnlydisolasjonsevnen. Fra doktoravhandlingen til Conta (2020) ville et spesifikt dekkeelement karakteriseres som klasse C hvis massen per kvadratmeter dekke er over 200 for luftlyd og 260 for trinnlyd (Conta 2020). Denne nødvendige massen er avhengig av konstruksjonsløsning. Fra målingene så man at ekstra masse vil gi bedre lydisolasjonsevne i området 50-1250 Hz, imens under 50 Hz vil bidraget gi lite betydelig bidrag. Ved å tilføre andre lag og kombinere dette med ekstra vekt kan dette være gunstig for å motvirke en ugunstig tung etasjeskiller sammenliknet med stivheten. Tilleggs-elementer kan være flytende overgulv der overgulvet ikke er direkte festet til bærekonstruksjonen. Under overgulvet kan det være et fleksibelt lag av for eksempel PE-skumplast som bør ha lav dynamisk stivhet. Et eksempel på overgulv er presentert i figur 6.1 der PE-skum har blitt brukt. Her er det da ikke blitt lagt inn ekstra vekt i hulrommet på etasjeskilleren. I oppgaven har det dekket blitt optimalisert etter figur 6.1 med bruk av nedsenket himling og overgulv. Ekstra vekt vil tilføre en større egenlast som gir større nedbøyning og lavere fundamentalfrekvens. Skal ekstra vekt legges inn mellom stegene må dimensjonene endres ved optimalisert løsning basert på overgulv og nedsenket himling. På samme måte kan ekstra vekt endre bruken av nedsenket himling og overgulv.

8 Diskusjon

8.1 Generelt

Dette kapitlet diskuterer resultatene og usikkerhetene rundt disse, som er funnet gjennom litteraturstudiet og ved numeriske og analytiske beregninger. Funnene diskuteres i forhold til teoretisk grunnlag og praksis ved anvendelse av etasjeskilleren i bygninger. Her vil det drøftes i hvilken grad etasjeskilleren kan oppfylle kravene og samtidig være et konkurransedyktig produkt.

8.2 Abaqus-modell

Abaqus modellen er et resultat av mye prøving og feiling som har gitt læring og kontinuerlig forbedring av scriptet som produserer modellen. Ved å utgangspunkt i Nesheim sin doktoroppgave om hvilke element og inndelinger som er gunstigst, har man kunne utviklet et script som produserer en modell med tilsynelatende gode verdier. Selv om modellen virker å gi gode og konsekvente resultater er det likevel en usikkerhet rundt avvik fra en reell bygget konstruksjon. Modellen gir gode estimater for oppførselen, men feilkilder fra for eksempel hvordan de modellerte opplagerene egentlig vil oppføre seg i virkeligheten eller hvordan sammenføyningen mellom komponenter i et dekke og mellom flere dekker vil være, er mer usikkert. Hvor stive man får de langsgående forbindelsene mellom dekkenes flenser er usikkert og det trengs erfaringstall for å validere modellen. Verifisering av konstruksjonen gjennom en bygget modell hadde derfor vært viktig for å få mer erfaring og kunnskap, samtidig som usikkerhet og risiko ved bruk av komposittdykker i tre ville blitt redusert.

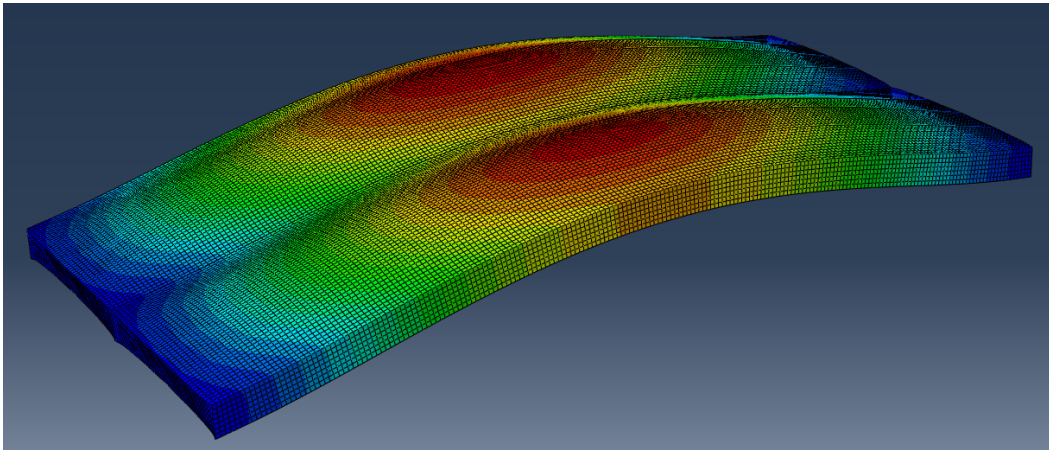
8.3 Resultater del 1

Opplagerbetingelser

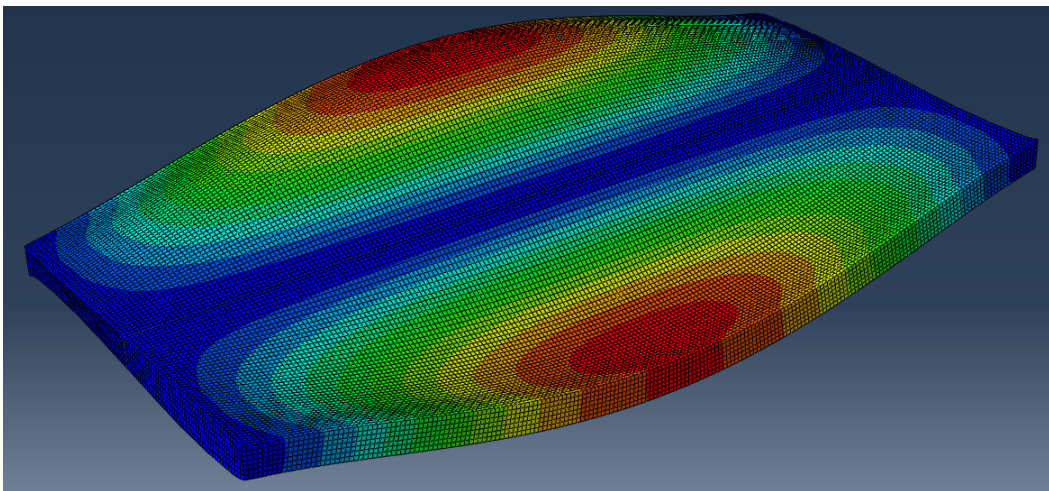
Valg av opplagerbetingelser er basert mest på hva som er gunstigst i en numerisk analyse og for enkel installasjon i produksjonsfasen. Om valget om å benytte fast innspenning til søyler med mellomliggende bærebjelker er en løsning som er økonomisk og gir en materialeffektiv løsning utover dekket i seg selv er usikkert. Opplagerbetingelsene er også valgt på bakgrunn av at man ønsker en mer åpen konstruksjon med mulighet for enkle endringer ved å begrense antall søyler dekket trenger. Dette vil gi konstruksjonen færre vertikale bærekonstruksjoner og disse må da bli større. Færre bærekonstruksjoner forventes å kreve mindre totalmengde material, men det krever også mer av forbindelser. Forbindelsene er det ikke foretatt beregninger på i denne oppgaven. Det er derfor usikkert om forbindelsene til søylene vil kunne tåle så store krefter som de er tiltenkt. Om dekket krever dyrere og mer kompliserte forbindelser, kan det være gunstigere med en kontinuerlig fritt opplagt forbindelse til søylen og bærebjelken. Hvis gevinsten av å ha fast innspenning med valgt forbindelse går bort i kostnader og utslipp, kan det være bedre å øke dimensjonene på selve dekket istedet.

Sammenkoblede dekker

Det ble sett at ved å koble sammen flere dekker beveget dekkets andre egenfrekvens seg nærmere første egenfrekvens. Dette kan gi dekket større vibrasjonsrespons. Dekkets andre egenfrekvens beveger seg hovedsaklig i tverretning og har størst amplitude på kantene midt på dekkenes lengderetning. Det kan derfor være nødvendig å plassere inn tverrgående kubbing på midten av dekket for å øke tverrstivheten. Tiltaket burde undersøkes mer, men vil kunne antas å øke andre egenfrekvens og redusere eller fjerne problemet med sammenfallende moder. Figur 8.1 og 8.2 viser hvordan 2 dekker festet sammen med fast innspenning i hjørnene beveger seg i henholdsvis første og andre egenfrekvens.



Figur 8.1: Første egenfrekvens for 2 dekker.



Figur 8.2: Andre egenfrekvens for 2 dekker.

Abaqus som grunnlag

Forståelsen av hvordan effekten av endrede geometrier i tverrsnittet er for det meste basert på funn fra numeriske analyser i Abaqus. Resultatene lener seg mye på disse funnene og dersom Abaqus-analysene skulle ha produsert uriktige resultater vil det være en stor feilkilde. Det er dog ikke gjort observasjoner som antyder at det skal være større feil i disse analysene.

Limtre i nedre flens

Modell 2 i resultater del 1 har materialet GL28c i nedre flens. Det er usikkert om man kan anta like materialparametre i beregninger for kombinert limtre i strekk som man gjør for kombinert limtre som er tiltenkt å ta opp bøyepenninger. Det kan derfor være at man må gå over til å bruke homogent limtre. Homogent limtre er både mindre tilgjengelig og dyrere en kombinert. En måte å forbedre egenskapene til kombinert limtre, kan være å plassere de stiveste og sterkeste partiene av det kombinerte limtreet der hvor de sammenkobles med stegene, og med det få utnyttet mer av materialets egenskaper. Likevel ble det også via spenningsanalyser i Abaqus funnet at limtrefflensen vil få for store strekkspenninger på tvers av fiberretning, og tykkelsen må derfor økes for å få nok tverrstivhet og vil ikke lengre være et materialeeffektivt alternativ. Skulle man derimot laget en dekkeløsning hvor det er ønskelig at nedre flens skal stå for all brannmotstand, kan det være at flensen uansett må ha en viss tykkelse og vil med det kunne tåle strekkspenninger i tverretning bedre.

8.4 Endelig løsning

Flensene

Det ble i den endelige løsningen valgt å benytte seg av CLT av kvalitet C24. Denne ble i beregningene gitt muligheten til å variere tykkelsen på lagene mellom 10 og 40 mm med 5 mm intervaller, så lenge de var symmetriske om seg selv. Dette ble tillatt å gjøre ettersom det er funnet eksempler på CLT-sammensetninger med tilsvarende variasjoner i lagtykkelser og inndeling. Likevel er det usikkert hvordan ulike CLT-produsenter hadde forholdt seg til slike spesialsammensetninger av lagtykkelser. Det må forventes at noen produsenter ønsker å holde seg til de dimensjoner og standardsammensetninger de har fra før for å gjøre det mer praktisk og billigere. Men på lengre sikt kan det være lønnsomt å lage CLT-plater som utnytter materialet mer effektivt, og derfor ble valg av CLT-lagene ikke begrenset til de mest standardiserte dimensjonene.

Steg

I stegene ble det benyttet dimensjoner og materialeegenskaper i samsvar med Martinssons materialguide for limtre. Her var det også oppgitt lagerførte dimensjoner. Det ble ikke valgt å begrense seg til lagerførte dimensjoner av limtre ettersom det ble antatt at limtrebjelkene som er nødvendige for dekket uansett må produseres på bestilling ettersom de er såpass lange. Er det derimot slik at disse produseres i tilstrekkelige lengder i utgangspunktet, kunne det kanskje vært prisgunstig for noen av tverrsnittshøydene å justere stegbreddene.

Helheten av miljø og pris

I oppgaven ses det kun på selve dekket for pris og miljøberegninger. Det må også tas noen forbehold om at oppgavens nødvendig snevre fokus kan gi uforutsette negative konsekvenser for helheten ettersom bygg naturligvis ikke bare består av dekker. Behovet for forbindelser, bærebjelker, gulv- og himlingsoppbygning, søyler, vegger og fundamentering påvirkes også av valg av dekkeløsning. Innvirkningen av disse bygningskomponentene vil også ha mye å si

for pris- og miljøberegningene for et bygg. Om bruken av lette komposittdykker i tre gjør de andre komponentene av bygget billigere og mer miljøvennlig eller dyrere og gir mer utslipp totalt sett er ikke utforsket i denne oppgaven. Det kan derfor være interessant å se på et helt bygg når man skal sammenligne bruken av tre opp mot betong i konstruksjoner.

Nedbøyningskriteriet w_{1kN}

Kravet om maksimal nedbøyning w_{1kN} fra en enhetslast har medført at toppflensen har blitt tykkere fremfor bunnflensen. Dette fordi toppflensen har måttet ta opp den lokale nedbøyningen av enhetslasten. Det som er usikkert her er om plasseringen av denne lasten er helt riktig. Forslaget til ny Eurokode 5 forteller at enhetslasten skal plasseres på verst tenkelig sted, men også på maks amplitude på første egenfrekvens (Standard Norge 2021b). Disse to punktene er på forskjellige steder på de optimaliserte dekkekonfigurasjonene. Endrer man plasseringen til maks amplitude av første egenfrekvens vil det gi mindre nedbøyning w_{1kN} og man kan endre til et mer balansert tverrsnitt med likere tykkelse på topp og bunnflens. Dette vil gi konstruksjonen større stivhet som vil gjøre egenfrekvensen, total nedbøyning og responsfaktoren bedre.

8.4.1 Analytiske og numeriske resultater

De største utfordringene når det kommer til analytiske beregninger forekommer av at tverrstivhet er utfordrende å beregne. Ved mer kompliserte konstruksjoner vil ikke lineær bjelke-teori være tilstrekkelig for å estimere dekkets prestasjon. Det presiseres i forslaget til ny Eurokode 5 at det vil være mulig å benytte elementprogrammer for å verifisere dekkekonstruksjoner, noe som vil gjøre det mer letthvint å betrakte mer kompliserte strukturer og opplagerbetingelser. Det varierer hvorvidt analytiske beregninger over- eller undervurderer dekkets prestasjon som er et resultat av både forenklinger og antakelser. Det gir imidlertid en god indikasjon på hvordan man kan forvente at konstruksjonen oppfører seg.

Første egenfrekvens

Beregningene av første egenfrekvens ga samsvarende resultater for analytiske beregninger og de numeriske verdiene som ble funnet i Abaqus. Ligningen som ble benyttet for å beregne frekvensen tar utgangspunkt i lineær bjelketeori som betrakter fritt opplagt bjelke, men i forslaget til den nye Eurokode 5 oppføres ligningen som gjeldende for fast innspennt dekker. Det kan virke som at denne antakelsen gir gode resultater, og dersom man også betrakter tverrstivhet gjennom faktoren $k_{e,2}$ vil man få en enda mer nøyaktig representasjon av frekvensen i følge standarden. Stivheten i tverretning har vært vesentlig mindre enn i lengderetning og ifølge Bergan mfl.(1993) skrevet om i kapittel 3.4.3 vil man da kunne neglisjere tverrstivhetens bidrag til frekvensen. Det ble i oppgaven derfor sett bort i fra tverrstivheten til dekket ved analytiske beregninger, så hvorvidt det var tilfeldig at man fikk gode resultater for det gjeldende dekket kan diskuteres.

Responsfaktor

Beregningene av responsfaktor ga for analytiske beregninger mindre gunstige resultater, men allikevel innenfor de grenseverdiene som er satt for gitt bruksklasse. Sammenligningsgrunnla-

get for analytiske og numeriske beregninger er ikke fullstendig da det ble foretatt analytiske beregninger for å oppnå resultater for begge metodene. Allikevel vil man kunne argumentere for at dekkets tverrstivhet bidrar til en forbedret responsfaktor ettersom de numeriske resultatene ga bedre verdier på tross av lavere egenfrekvens.

Enhetslast, w_{1kN}

Ved å betrakte beregninger for nedbøyning fra enhetslast observerer man et større avvik. Dette kommer primært av at påført last i numerisk modell resulterte i en lokal nedbøyning. Imidlertid vil man kunne argumentere for at ved å plassere lasten på flens mellom steg vil man få konservative resultater, og dekkets prestasjon bevares.

Nedbøyninger

De analytiske beregningene av nedbøyning betrakter ikke dekkets tverrstivhet, og dermed neglisjeres også tverrdeformasjon. De analytiske resultatene ble derfor mer gunstig enn for numeriske resultater.

8.5 Miljø

Miljøberegningene som er utført for dekkene er basert på EPD-er produsert av ulike norske, svenske og danske produsenter av treprodukter. Mellom disse EPD-ene finner vi store sprik i oppgitt utslippsmengde. Det gir grunn til å stille spørsmål om bakgrunnen for beregningene når Moelven i sin EPD for limtre oppgir et utslipp på 79,3 kg CO₂/m³ og Innre Kjellstad har 92 kg CO₂/m³ for sin limtre K-bjelke, mens de svenske produsentene Holmen, Martinsons og Setra får et utslipp på henholdsvis 33, 39 og 44 kg CO₂/m³ i sine EPD-er. Er det mye mer miljøvennlig å drive med limtreproduksjon i Sverige, eller er det større usikkerheter og feilkilder i disse EPD-ene? Kan man egentlig stole helt på noen av disse eller bør man heller rette søkelyset på å holde materialmengden nede? Det samme virker å være tilfellet for CLT hvor det varierer mellom 34 og 67 kg CO₂/m³. Med så store sprik i utslipp kg CO₂/m³ kan valget av hvilken EPD eller utslippsmengde som legges til grunn i beregningene være ganske avgjørende for hvordan dekkets klimaregnskap vil ende opp. Dette vil igjen gi større utslag hvis man skal analysere utslipp for et ferdigstilt bygg.

Til tross for usikkerheter gir likevel EPD-ene en god pekepinn på hvordan de ulike materialene påvirker miljøregnskapet. Særlig mellom forskjellige treprodukter kan man se hvor mye produktfasen A1-A3, uten lagring av CO₂, bidrar til materialets utslipp. Det var her man kunne se tydelige forskjeller mellom valgte materialer, limtre og CLT, i forhold til eksempel Kerto-Q og I-Bjelken som hadde et mye større utslipp knyttet til produksjonen.

Verdiene brukt i oppgaven tar kun for seg produksjonen av materialene. I tillegg må materialene transporteres fra fabrikk og til byggeplass. Her vil det være avgjørende hvor treelementer produseres og hva slags fraktemiddel og transportavstand som blir gjeldene. Det kan derfor være gunstig å velge produsenter som har kortere transportavstand.

Et annet poeng rundt miljøberegningene er at det opereres egentlig med negative verdier i EPD-ene for utslippene i produktfasen. Dette er fordi trematerialet midlertidig lagrer mye CO₂, mens det på et senere tidspunkt, ved forbrenning eller nedbrytning vil slippes ut igjen.

Klarer man derimot å finne gode løsninger på kontrollert forbrenning av tre med permanent lagring av CO₂-en før dekkets levetid er over, vil det bli et helt annet regnestykke. Uansett er trevirke en del av karbonsirkulasjonen og vil i seg selv ikke tilføre atmosfæren en høyere CO₂-konsentrasjon over tid. Da vil det egentlig klimamessig være gunstigst å bruke så mye tremasse som mulig i bygg, foreelde og bevare dette, og med det gi plass til nye trær som kan ta opp ytterligere mengder med CO₂.

8.6 Prisgrunnlaget

Prisgrunnlaget ble basert på innhentede tall fra Norsk prisbok. Det ble også tatt kontakt direkte med leverandør for prisestimer, men det ble vurdert mer rettferdig å bruke priser for begge sider av sammenligningen fra samme referanse. En feilkilde her kan være at det er uvanlig høy usikkerhet rundt prising av trematerialene i skrivende stund og at prisene derfor vil settes noe høyt. Likevel er det heller ikke tatt hensyn til produksjonskostnadene av å sette sammen materialene til et dekke. Det ble derfor antatt at en noe høy materialpris kunne veie opp for det og gi en god indikasjon på totalkostnaden.

Kostnader på materialer er avhengig av bevegelser i markedet. Stor vekst og etterspørsel i markedet kan øke prisene på råvarer (Mullis 2022). Siden tre er et biologisk materiale kan tilgjengeligheten på trevirke være sesongavhengig. Stor etterspørsel ved dårlige sesonger presser prisene opp både i Norge, men også på det internasjonale markedet. Samtidig kan uforutsette hendelser som krigføring og pandemier, som man har sett forekomme de siste årene, påvirke tilbud og pris. I tillegg er priser på materialer avhengig av energipriser. Høyere pris på elektrisitet og olje har gitt økende pris på konstruksjonsmaterialer. Dette gjelder både for tre, betong og stål. Et av problemene man ser ved volatilitet på markedet er at det er vanskelig å finne eksakt pris på produkter. Dette har medført at det er vanskelig å finne priser fra leverandører da disse ikke er eller vil bli oppgitt. Man har sett at flere prosjekter er satt på vent og med bakgrunn i uforutsette samfunnshendelser har man sett stadig svingninger i markedet som forventes å påvirke markedet videre (Mullis 2022, Bjørheim 2022).

Skal trevirke bli brukt som bæremateriale må tre gi konkurransedyktige priser da utbyggere kan være pliktig til å vurdere etter pris fremfor en betydelig miljøgevinst. Hvis kostnadene av tre øker drastisk sammenliknet med betong eller usikkerheten blir for stor kan tre velges bort. Summert er pris ved bruk av etasjeskiller av enten betong eller tre avhengig av flere parametere. Den ene er produksjonskostnad og råvareprisene. Et annet er kunnskap om dimensjonering og bruk av materialene. Mangel på erfaring og kunnskap påvirker kostnader ved prosjektering. Videre vil produksjonsfasen ved bygging bestå av flere faser der man ved installering av dekkelementer skal parallelt produsere andre konstruksjonselementer og få inn produksjon på flere fagområder. Hva totalprisen vil være ved bruk av etasjeskilleren er vanskelig å forutsi. Likevel kan man anta at kunnskap om bruk og bygging med bruk av trevirke vil effektivisere og bespare bruk av tre.

8.7 Akustikk

Akustikkundersøkelser gjennomføres med målinger enten på laboratorium og felt eller gjennom bruk av erfaringstall. Målinger er en dyr og tidkrevende prosess, noe som kan forverres om man må gjøre endringer etter målinger på ferdig bebyggelse. Samtidig kan konstruksjoner bli som tidligere nevnt overdimensjonert og får dermed en unødvendig høy pris. Er beregninger basert på målinger usikre kan man forvente at høye kostnader ved beregning av akustikk også kan forekomme ved etasjeskilleren beskrevet i oppgaven. For å unngå unødvendige kostnader bør man ha som standard å inkludere C-korrelasjon i målinger etter nyeste utgave av NS 8175 selv om dette ikke er krav fra TEK17. Dette vil resultere i at beregning etter målinger korrelerer bedre med verdier målt i ferdig bygg.

Etajeskilleren er dimensjonert for å ha med vekten av overgulv og nedsenket himling, som bidrar positivt til dekkets lydisolasjonsevne. Lydisolasjonsevnen til konfigurasjonen med samme overgulv og nedsenket himling bestående av gitterbjelker dekker allerede lydkrav for bygg utenom lydkrav mellom spesialrom og klasserom for skoler. Her oppfyller også etasjeskilleren kravene til klasse A og B utenom kravene for lyd mellom boenheter der den er i klasse C for trinnlyd. Dette er kravene som gjelder i ny utgave av standard NS:8175. Likevel er disse tallene hentet fra en etasjeskiller med en annen bærekonstruksjon enn valgt løsning i oppgaven. Man kan kun spekulere om lydisolasjonsevnen vil bli dårligere eller bedre etter oppgavens løsning. Den største utfordringen ligger på trinnlyd der konfigurasjonen ligger på grenseverdien for lovpålagt trinnlydisolasjonsevne mellom boenheter. For en objektiv vurdering bør dekkeløsningen fra oppgaven måles med gjeldene himling- og overgulvoppbygning. Deretter kan man analysere nødvendig overgulv og himling til dekket.

Flere referanser har lydtall basert på ekstra vekt, mens denne oppgaven har basert etasjeskilleren på en lettere løsning. Vekten av dekket er ikke etter Contas anbefalinger som tilsier at dekket bør ha en totalvekt på 200 kg/m^2 eller mer for tilfredsstillende luftlydisolasjonsevne. Hvis man heller ønsker å senke bruken av nedsenket himling og overgulv og i stedet tilføre tyngre materialer, som tung mineralull eller steinmaterialer som pukk mellom flensene, må scriptet i Abaqus endres. Ved et slikt tilfelle må ekstra vekt inkluderes på bunnflensen. Vekten kan ikke overskrides slik at bruksgrenskravene ikke blir tilfredsstillt. Dette gjelder spesielt for første fundamentalfrekvens og nedbøyningskrav. Med bruk av scriptet vil dette ikke bli en tidskrevende prosess. Ved små endringer av dimensjoner kan det kjøres dekkekonfigurasjon som takler en totalvekt på 200 kg/m^2 .

Ved bruk av programvarer vil det optimalt sett tas valg på en rommodell hvor lydforløpet beregnes. Studiene viser at SEA-beregninger ikke er tilstrekkelig til beregning av et større frekvensområde. Ved lavere frekvensområder antydes det at en FEM-analyse er eneste mulighet for å kunne predikere lydforløpet i en konstruksjon. Utfordringen er å kunne designe en metodikk som er enkel for dimensjonerende å bruke slik at lyddimensjonering blir lettere tilgjengelig. Metodikken kan ikke være for avansert slik at det ikke brukes. Prosjektet Silent Timber Build har bidratt til utvikling av programmet SEAwood av InterAC som viser gode lydpredikasjoner. Dette er ikke blitt brukt i oppgaven på grunn av krav om lisens. Det er naturligvis ønskelig at et slikt program og eventuelle nye programvarer bør være like lett tilgjengelig som bruk av andre kjente programvarer som Abaqus. Spørsmålet er også i hvilken

grad man er avhengig av målinger for å verifisere beregninger fra dataprogram. Uansett vil lydisolasjonsevne basert på databeregninger gi en indikasjon på lydisolasjonsevne ved valgt design.

9 Konklusjon

9.1 Endelig løsning

Den endelige løsningen skulle optimalisere et komposittdekke i tre som kunne være konkurransedyktig sammenlignet med hulldekkerelementer av betong. Løsningen skulle være optimalisert for CO₂-utslipp, og ved å se på materialvalg og materialeffektivitet via en optimaliseringsprosess med bruk av script, ble det utviklet en løsning. Det ble funnet at et hulldekke bestående av CLT-C24 i topp og bunnflens, med steg av limtre i styrkeklasse GL28c og GL30c, fikk oppfylt alle bruks- og bruddgrensekraav som krevdes, og ga det laveste CO₂-utslippet ved hjelp av god materialeffektivitet. Disse materialene ble vurdert best særlig på grunn av lave CO₂-utslipp sammenlignet med andre trematerialer, samtidig som stegmaterialene i limtre har god skjærstivhet og flensmaterialet CLT har god stivhet i lengderetning i tillegg til tilstrekkelig tverrgående stivhet som var spesielt viktig for komponentene. Det ble i resultatet presentert optimaliserte løsninger for flere steghøyder for å kunne vise innvirkningen på utslipp og pris ved justering av total tverrsnittshøyde. Hulldekket i tre ble i overkant av to ganger dyrere sammenliknet med hulldekker i betong, men klarte å redusere utslippet av CO₂ per kvadratmeter dekke med hele 82 %.

Miljø- og prisberegningene er basert på tall som indikerer en del usikkerheter, men de identifiserer likevel grovt hvilke gevinster og konsekvenser man får ved bruk av et tredekke sammenliknet med et alternativ av betong. En del av disse usikkerhetene, særlig for prisberegninger, kommer av at det er begrenset erfaring med bruken av tredekker for lengre dekkespenn. Det trengs derfor mer erfaring rundt prosjektering, produksjon og bruk av komposittdekker i tre, noe som over tid kan gjøre bransjen mer sikre på på etasjeskillere i tre som et alternativ. Det kan på sikt gjøre tredekker billigere og et mer etterspurt alternativ med mindre usikkerheter og risiko ved prosjektering og prissetting. Volatilitet i markedet for byggematerialer preger også usikkerhet i prisberegningene, der en sammenlikning vil gi mer konkrete svar når markedet stabiliseres igjen.

Sammenkoblede dekker

Oppgaven utforsket også om en sammenkobling av flere dekker kan gi positive innvirkninger på dekkets prestasjoner sett opp mot bruksgrensekraav. Det ble funnet at ved å sette dekkene i et system hvor to og to dekker er koblet sammen og fast innspent i hver sin kant mellom to søyler med tverrgående bærebjelke langs randen som vist i figur 7.8, kunne ha en positiv innvirkning. Responsfaktoren R ble omtrent halvert når dekkene ble festet langsgående i flensene med nabodekket sammenliknet om det skulle ha vibrert alene. Det gjorde at vibrasjonskriteriet v_{rms} ikke lenger utgjorde den kritiske dimensjonerende faktoren for den endelige løsningen, som det under optimaliseringsprosessen lenge var. Nedbøyningskriteriet på $L/500$ ble isteden dimensjonerende for flere av de endelige løsningene. En utfordring med sammenkobling av dekker som er verdt å merke seg er at det kan oppstå sammenfallende moder for første og andre egenfrekvens. Dette kan gi økte vibrasjonsresponsen og det bør derfor gjøres tiltak ved for eksempel å legge inn kubbing på midten av dekket for å øke tverrstivheten og med det øke andre egenfrekvens.

Bygninger som en helhet

I oppgaves avgrensning er det bestemt å kun se på dimensjonering og optimalisering for selve dekket. Likevel vil dekket være avhengig av blant annet gulv- og himlingsoppbygning, søyler og forbindelser for å fungere som forutsatt. Forbindelsene og søylene vil igjen ha mye å si for andre elementer av bygget som avstivning, vegger og fundamentering. Dekkene er en del av en større enhet og det vil ha lite å si om dekkene er kjempebillige og miljøvennlige dersom det gjør at andre elementer av bygget vil bli dyrere og må øke sine dimensjoner. Det kan derfor være et behov for å se på bygget som en helhet istedenfor å optimalisere en og en bygningskomponent hver for seg.

9.2 Akustikk

En av problemstillingene som oppstod under arbeidet var de akustiske egenskapene til en etasjeskiller i tre. Utfordringen lå i om etasjeskilleren kunne håndtere lydkrav og hva slags andre elementer som behøvdes for å håndtere disse. Uten mulighet for eksperimentelle forsøk ønsket man å finne informasjon om beregningsmetoder for å predikere lydisolasjonen i dekket. Funn fra litteraturstudiet viser at beregning av lydisolasjon er en kompleks oppgave. Tilgjengelige programmer og beregningsmetoder viser seg å være en for enkel tilnærming til trevirkets kompleksitet. Tre støter på problemer ved lave frekvenser som ikke dekkes ordentlig i dagens standarder eller i SEA-beregning. Likevel indikerer studier og forsøk lovende resultater med predikasjon av lydkrav. Her har studier som bruker en FEM-analyse sammen med SEA-beregninger funnet lydegenskaper som korrelerer med målte verdier. Ved beregning av lydisolasjon konkluderes det med at SEA kan anbefales ved evaluering av høyere frekvensområder imens en mer komplisert og nøyaktig FEM-analyse behøves ved lavere frekvensområder. Skal lydberegninger basert på predikasjoner bli en realitet må metodikken bli verifisert gjennom målinger. Senere må dataprogrammene være lett tilgjengelig og anvendelig for brukere av programmet.

Gode valg ved endt løsning er viktig for å etablere en vellykket etasjeskiller. På grunn av treets egenskaper bør det absolutt inkluderes å innføre C-korrelasjoner for å måle frekvenser helt ned til 50 Hz. Dette selv om det ikke er krav om dette etter gjeldene regler fra TEK17. Videre bør man vurdere å innføre lydklasse B som standard. Ved å utvikle løsninger som håndterer lydklasse B med innføring av C-korrelasjoner er det trinnlydisolasjonsevnene som er mest kritisk for tredekker. Dette ser man spesielt på konfigurasjonen av himling- og overgulvsoppbygning med gitterbjelker der etasjeskilleren kommer i klasse A for flere områder innen luftlydisolasjon, men kommer i lavere klasser for trinnlydisolasjon. En positiv effekt av overgulv og nedsenket himling er at fundamentalfrekvens blir høyere og nedbøyningen mindre sammenliknet med å tilføre ekstra vekt. Siden kravene om fundamentalfrekvens og nedbøyning er kritisk, konkluderes det med at dette er gunstigst for dekkeelementet slik at behovet for dimensjoner ikke blir for store.

10 Videre forskning

10.1 Akustikk

I oppgaven har temaet akustikk blitt undersøkt gjennom et litteraturstudie og et forsøk på å utvikle en numerisk modell. Standard prosedyre for lyddimensjonering er å basere konstruksjonen på erfaringstall eller målinger og vurdering av disse. Resultatene fra litteraturstudiet viser at en numerisk simulasjon av lydforløp er komplekst og under forskning. For videre arbeid foreslås det å utforske teorien til for eksempel Wang et al (2020), Qian (2020) og prosjektet Silent Timber Build (2017). Her kan man også innhente lisens på programmet SEAwood eller utvikle en modell i Abaqus. Her anbefales det å gjennomføre eksperimentelle forsøk ved siden av numeriske simuleringer for å danne et godt sammenlikningsgrunnlag. Lydberegninger er tidskrevende, og på bakgrunn av utfordringene som ligger bak emnet anbefales det å rette søkelys på akustikk ved studier eller andre masteroppgaver, og heller neglisjere andre utfordringer. En mulighet er å utvikle en FEM-analyse for enklere geometrier enn en hulledekkeløsning og heller se på et enkelt solid element som en tykk CLT-plate og deretter utvikle for mer kompliserte sammensetninger.

10.2 Forbindelser

Det er for forbindelsene i flensene mellom dekkene som henger sammen i lengderetning tenkt at det skal brukes en form for kombinasjon av lim og skruer for å feste dem sammen. Hvordan flensene optimalt bør utformes for muliggjøring av liming og skruing er ikke fastslått. Skal det være et dobbelfals eller not og fjær system, en form for under- og overliggende plater, eller kanskje en helt annen løsning for forbindelsen.

10.3 Se på bygninger som en helhet

Det er et behov for å se på bygninger som en helhet fremfor å optimalisere en og en bygningskomponent hver for seg. Det kan være interessant å gjøre utvidelse av scriptet som er utformet i denne oppgaven. Ved å betrakte flere bygningskomponenter og koble de sammen med nødvendige dimensjoner og opptredende krefter fra hverandre, kan man lage en optimaliseringsprosess som tar hensyn til helheten av bygget. På denne måten kan man lage et optimalisert bygg fremfor kun optimaliserte komponenter individuelt som ikke nødvendigvis gir et optimalisert bygg.

10.4 Pilotprosjekt

Videre ville det vært interessant og kanskje nødvendig å plassere dekkene i et pilotprosjekt hvor man kan gjøre målinger på ferdig byggede dekker i en reel konfigurasjon. Man kan gjøre uendelige anslag av bruks-, brudd- og særlig lydegenskaper, men å faktisk få det bygd og vist at det fungerer, eller eventuelt finne ut hva som må justeres for at det skal bli en komplett løsning, er nødvendig. Det kunne også ha fjernet mye av usikkerheten rundt egenskaper og redusert risikoen og prisusikkerheter for prosjekter som kunne tenkt seg å bygge større bygg i tre.

Referanser

- Alexander, Sven (2010). *Betongelementboken - Bind A*. 3. utg. Betongelementforeningen. URL: <https://betongelementboka.betongelement.no/betongapp/BookA.asp?isSearch=0&liID=Forord&DocumentId=BindA/Forord.pdf&BookId=A> (sjekket 08.05.2022).
- Bard, Delphine mfl. (2017). *Modelling prerequisites - FEM/SEA Impact and Airborne Sound*. Tekn. rapp. URL: https://silent-timber-build.com/wp-content/uploads/sites/16/2018/01/wg1-report-db_171226.pdf.
- Bell, Kolbein (2017). *Dimensjonering av trekonstruksjoner*. Fagbokforlaget.
- Bergan, P. G, P. K Larsen og E Mollestad (1993). *Svingning av konstruksjoner*. Norwegian. OCLC: 476963434. Trondheim: Tapir. ISBN: 978-82-519-1139-9.
- Betongelementforeningen (jan. 2005). *Svingninger av betongelementer*. URL: <https://www.betongelement.no/siteassets/dokumenter/svingningavbetongelementer.pdf> (sjekket 07.05.2022).
- Bjørge, Henning og Terje Kristoffersen (sep. 2017). «Konseptstudie av trebaserte komposittdekker med mulighet for innspenning til limtresøyler». Masteroppg. Trondheim, Norway: NTNU. URL: <https://ntnuopen.ntnu.no/ntnu-xmlui/handle/11250/2614916> (sjekket 01.06.2022).
- Bjørheim, Knut (2022). «Prisgaloppen på byggevarer fortsetter: – Men til høsten går prisene ned». I: URL: <https://www.tu.no/artikler/prisgaloppen-pa-byggevarer-fortsetter-men-til-hosten-gar-prisene-ned-br/519246> (sjekket 09.06.2022).
- Brekkehus, Arve (apr. 2021). «Norcem varsler kraftig prisøkning: – Nødvendig for å utvikle fremtidens sementproduksjon». I: URL: <https://www.bygg.no/norcem-varsler-kraftig-prisokning-nodvendig-for-a-utvikle-fremtidens-sementproduksjon/1478755!/> (sjekket 28.05.2022).
- Bygg.no (sep. 2009). «Hulldekke i tre». I: URL: <https://www.bygg.no/hulldekke-i-tre/46962/> (sjekket 01.06.2022).
- Byggforskserien, SINTEF (2010). *Byggskader. Oversikt*. URL: https://www.byggforsk.no/dokument/629/byggskader_oversikt.
- Cameron, Ian T og M. Walsh Ashley (2004). *Unravelling complex system dynamics using spectral association methods*. Tekn. rapp.
- Conta, Simone (2020). «Vibroacoustic analysis of the Woodsol timber frame building concept». Engelsk. Phd. Trondheim: NTNU. URL: <https://ntnuopen.ntnu.no/ntnu-xmlui/handle/11250/2687304> (sjekket 08.03.2022).
- Conta, Simone og Anders Homb (apr. 2020). «Sound radiation of hollow box timber floors under impact excitation: An experimental parameter study». en. I: *Applied Acoustics* 161, s. 107190. ISSN: 0003682X. DOI: 10.1016/j.apacoust.2019.107190. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0003682X19310369> (sjekket 05.06.2022).
- Coop (2022). *Obs BYGG*. Nettbutikk. URL: <https://www.obsbygg.no/> (sjekket 24.05.2022).
- Dahl, Kristian Berbom (2009). «Mechanical properties of clear wood from Norway spruce». Doctoral theses. NTNU. URL: <https://ntnuopen.ntnu.no/ntnu-xmlui/handle/11250/236422>.
- DassaultSystems (des. 2021). *ABAQUS/CAE*. English. URL: <https://www.3ds.com/products-services/simulia/products/abaqus/abaquscae/> (sjekket 15.06.2022).

- Dekkesystemer AS (jul. 2021). *Om hulldekker*. Norwegian. Bedriftsnettside. URL: <https://dekkesystemer.no/hulldekker/om-hulldekke/> (sjekket 07.05.2022).
- Dias, A. mfl. (mai 2016). «Timber-concrete-composites increasing the use of timber in construction». en. I: *European Journal of Wood and Wood Products* 74.3, s. 443–451. ISSN: 0018-3768, 1436-736X. DOI: 10.1007/s00107-015-0975-0. URL: <http://link.springer.com/10.1007/s00107-015-0975-0> (sjekket 28.05.2022).
- EPD Danmark (mai 2021). *Cross Laminated Timber, Træ.dk*. URL: https://www.epddanmark.dk/media/tmwhxyym/md-20007-en_rev1_tr%C3%A6dk.pdf (sjekket 04.06.2022).
- EPD International AB (feb. 2021). *CLT (Cross Laminated Timber), Stora Enso*. URL: <https://www.storaenso.com/-/media/documents/download-center/certificates/wood-products-approvals-and-certificates/epd/stora-enso-epd-clt-2021.pdf> (sjekket 04.06.2022).
- EPD Norge (2022). *EPD Norge - Forsiden*. no. URL: <https://www.epd-norge.no/> (sjekket 10.05.2022).
- EPD-Norge (aug. 2015). *Limtre, Martinsons Såg AB*. Norwegian. URL: https://www.martinsons.se/wp-content/uploads/2018/11/EPD_Limtra_346-236.pdf (sjekket 04.06.2022).
- (mai 2017). *K-bjelke/ K-stender, Inn Tre Kjeldstad AS*. Norwegian. URL: <https://www.epd-norge.no/heltreprodukter/k-bjelke-k-stender-article1618-320.html> (sjekket 04.06.2022).
- (okt. 2018a). *Glulam beams and pillars, Setra*. Norwegian. URL: <https://www.epd-norge.no/heltreprodukter/kl-tra-cross-laminated-timber-article3867-320.html> (sjekket 04.06.2022).
- (feb. 2018b). *Prosjektlimtre, Moelven Limtre AS*. Norwegian. URL: <https://www.epd-norge.no/heltreprodukter/prosjektlimtre-article1868-320.html> (sjekket 04.06.2022).
- (feb. 2018c). *Standard limtrebjelke, Moelven Limtre AS*. Norwegian. URL: <https://www.epd-norge.no/heltreprodukter/standard-limtrebjelke-article1867-320.html> (sjekket 04.06.2022).
- (apr. 2019a). *Hulldekke Lavkarbon B, Nordland Betongelement AS*. URL: <https://www.epd-norge.no/betongvarer/hulldekke-lavkarbon-b-article2106-316.html> (sjekket 28.05.2022).
- (mar. 2019b). *KL-tre, Holmen Wood Products AB*. Norwegian. URL: <https://www.epd-norge.no/heltreprodukter/kl-tre-article1112-320.html> (sjekket 04.06.2022).
- (des. 2020). *CLT (Cross Laminated Timber), Södra Skogsägarna ekonomisk förening*. Norwegian. URL: <https://www.epd-norge.no/heltreprodukter/clt-cross-laminated-timber-article2997-320.html> (sjekket 04.06.2022).
- (apr. 2021). *Limtre, Holmen Wood Products AB*. Norwegian. URL: <https://www.epd-norge.no/heltreprodukter/limtre-article3247-320.html> (sjekket 04.06.2022).
- (jan. 2022a). *KL trä, Setra*. Norwegian. URL: <https://www.epd-norge.no/heltreprodukter/kl-tra-cross-laminated-timber-article3867-320.html> (sjekket 04.06.2022).
- (feb. 2022b). *Prefabrikkert konstruksjonselement av trevirke med spikerplater, Norske Takstolprodusenters Forening*. Norwegian. URL: https://www.takstol.com/wp-content/uploads/2022/02/NEPD-3362-1991_Prefabricated-wooden-construction-element-with-nail-plates-1.pdf (sjekket 28.03.2022).
- Forskrift om bruk av kjøretøy (jan. 1990). *Forskrift om bruk av kjøretøy*. FOR-2022-03-11-363. Norge: Samferdselsdepartementet. URL: https://lovdata.no/dokument/SF/forskrift/1990-01-25-92#KAPITTEL_1 (sjekket 27.05.2022).

- FP1402, COST Action (2018). *Design of timber-concrete composite structures: a state-of-the-art report by COST Action FP1402/ WG 4*. eng. Red. av Alfredo Dias, Jörg Schänzlin og Philipp Dietsch. 1. Auflage. Aachen: Shaker Verlag. ISBN: 978-3-8440-6145-1.
- Gerrertsen, Eddy mfl. (2012). *Net-Acoustics for Timber based lightweight buildings and elements*. Tekn. rapp. FP0702. COST. URL: <http://extranet.cstb.fr/sites/cost/default.aspx>.
- Glasø, Geir (2011). *Fokus 36 - Tre og lyd*. URL: <https://www.treteknisk.no/publikasjoner/fokus-pa-tre/fokus-36--tre-og-lyd> (sjekket 08.03.2022).
- Gyproc (2018). *Gyproc Håndbok - Systemer for lettbyggeteknikk*.
- Hartnes, Martin og Kim Andre Åby (sep. 2017). «Etasjeskiller i tre med komposittløsning». Masteroppg. Trondheim, Norway: NTNU. (Sjekket 01.06.2022).
- Hertwich, Edgar G mfl. (apr. 2019). «Material efficiency strategies to reducing greenhouse gas emissions associated with buildings, vehicles, and electronics—a review». I: *Environmental Research Letters* 14.4, s. 043004. ISSN: 1748-9326. DOI: 10.1088/1748-9326/ab0fe3. URL: <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1748-9326/ab0fe3> (sjekket 09.05.2022).
- Homleid, Ådne (feb. 2021). «Spår flere prishopp på sement». I: URL: <https://www.bygg.no/spar-flere-prishopp-pa-sement/1484536/> (sjekket 28.05.2022).
- Humar, J. L. (2002). *Dynamics of structures*. 2nd ed. Exton, PA: A.A. Balkema Publishers. ISBN: 978-90-5809-245-8.
- Hunton (feb. 2018). *HUNTON I-BJELKEN*. Hunton. URL: https://www.hunton.no/wp-content/uploads/2018/09/i-bjelken_teknisk_handbok.pdf (sjekket 01.06.2022).
- Hveem, Sigurd (2010). *Unngå byggskader - Lydisolasjonskvalitet i boliger*. Tekn. rapp.
- InnTre Kjeldstad (2022). *K-BJELKE*. URL: <https://inntre.no/produkter/limtre-k-produkt/k-bjelke/?behandling=Fingerskj%C3%B8t&dimensjon=48%20x%20200&lengde=Lengde%20bestilles> (sjekket 01.06.2022).
- Inntre Kjeldstad (des. 2021). *Konstruksjonsvirke av gran*. no. URL: <https://www.epd-norge.no/heltreprodukter/konstruksjonsvirke-av-gran-article3780-320.html> (sjekket 10.05.2022).
- Jayalath, Amitha mfl. (des. 2021). «Airborne and impact sound performance of modern lightweight timber buildings in the Australian construction industry». en. I: *Case Studies in Construction Materials* 15, e00632. ISSN: 22145095. DOI: 10.1016/j.cscm.2021.e00632. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2214509521001479> (sjekket 21.04.2022).
- Kuzman, Manja Kitek og Dick Sandberg (2016). «A new era for multi-storey timber buildings in Europe». eng. I: Forest Products Society. URL: <http://urn.kb.se/resolve?urn=urn:nbn:se:ltu:diva-31108> (sjekket 10.05.2022).
- Labonnote, Nathalie og Kjell Arne Malo (2010). «2010-Vibration properties of cross laminated timber floors-ICSA 2010». I: URL: https://www.academia.edu/15715887/2010_Vibration_properties_of_cross_laminated_timber_floors_ICSA_2010 (sjekket 19.06.2022).
- Lignum (2022). *Lignumdata Construction products and components*. URL: <https://lignumdata.ch/?lang=en>.
- Ljunggren, Fredrik og Anders Ågren (mar. 2011). «Potential solutions to improved sound performance of volume based lightweight multi-storey timber buildings». en. I: *Applied Acoustics* 72.4, s. 231–240. ISSN: 0003682X. DOI: 10.1016/j.apacoust.2010.11.007. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0003682X10002495> (sjekket 05.06.2022).

- Martinsons (aug. 2021). *Materialguide för Martinsons limträ*. Martinsons Såg AB. URL: <https://www.martinsons.se/byggnader-i-tra/konstruktionshjelp/handbocker/> (sjekket 01.06.2022).
- (mai 2022). *Materialguide för Martinsons KL-trä*. Martinsons Såg AB. URL: <https://www.martinsons.se/byggnader-i-tra/konstruktionshjelp/handbocker/> (sjekket 01.06.2022).
- Metsä Wood (feb. 2015). *Kerto® LVL laminated veneer lumber, Metsä Wood*. URL: <https://www.moelven.com/globalassets/moelven-limtre/sertifiseringer-og-dokumentasjon/epd-kerto.pdf> (sjekket 04.06.2022).
- (mai 2022). *Kerto® LVL Q-panel*. URL: <https://www.metsagroup.com/no/metsawood/products-and-services/produkter/kerto-lvl/kerto-lvl-q-panel/> (sjekket 01.06.2022).
- Mirdad, Md Abdul Hamid mfl. (mar. 2021). «Sustainability Design Considerations for Timber-Concrete Composite Floor Systems». en. I: *Advances in Civil Engineering 2021*, e6688076. ISSN: 1687-8086. DOI: 10.1155/2021/6688076. URL: <https://www.hindawi.com/journals/ace/2021/6688076/> (sjekket 10.05.2022).
- Morandi, F. mfl. (des. 2018). «Measurement of flanking transmission for the characterisation and classification of cross laminated timber junctions». en. I: *Applied Acoustics* 141, s. 213–222. ISSN: 0003682X. DOI: 10.1016/j.apacoust.2018.07.009. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0003682X18301452> (sjekket 05.06.2022).
- Mullis, Magnus Ekeli (2022). «Elleville prisøkninger - nå reagerer fagfolk: – Helt urimelig». I: *Nettavisen*. URL: <https://www.nettavisen.no/okonomi/elleville-prisokninger-na-reagerer-fagfolk-helt-urimelig/s/5-95-443544>.
- Multiconsult (apr. 2019). *Hvordan gjøre CO2-fangst og -lagring lønnsomt? -hvordan nye virkemidler kan utvikle markeder for lavkarbonprodukter*. Tekn. rapp. URL: <https://www.nho.no/contentassets/931076d7f29042eba38a0b8e4d72a85b/rapport-multiconsult---hvordan-gjore-co2-fangst-og-lagring-lonnsomt.pdf> (sjekket 28.05.2022).
- mur+betong (2008). *Elementdekker i småhus*. URL: <https://murbetong.no/wp-content/uploads/converted/joomdocs/804-element.pdf> (sjekket 07.05.2022).
- (2021). *mur+betong*. Bransjeeid tidsskrift. URL: <https://murbetong.no/> (sjekket 07.05.2022).
- Narvestad, Randi, Dag Kittang og Anders Q. Nyrud (2011). *Tre i by - en kunnskapsoversikt*. SINTEF. ISBN: 9788253612041. URL: <https://www.sintefbok.no/book/index/916/tre.i.by-en-kunnskapsoversikt> (sjekket 04.05.2022).
- Nesheim, Sveinung og Kjell Arne Malo (2018). «Assessing adequacy of numerical representation for optimisation performances in long span timber floors.» I: *World Conference in Timber Engineering 2018, Seoul*. URL: <https://ntnuopen.ntnu.no/ntnu-xmlui/handle/11250/2738315> (sjekket 02.06.2022).
- Nesheim, Sveinung, Kjell Arne Malo og Nathalie Labonnote (sep. 2021). «Effects of interconnections between timber floor elements: dynamic and static evaluations of structural scale tests». en. I: *European Journal of Wood and Wood Products* 79.5, s. 1163–1182. ISSN: 0018-3768, 1436-736X. DOI: 10.1007/s00107-021-01709-y. URL: <https://link.springer.com/10.1007/s00107-021-01709-y> (sjekket 27.05.2022).
- Nesheim, Sveinung Ørjan (2021). «Competitive timber floor Optimisation of hollow section timber floor elements for adaptable buildings». Doctoral thesis. NTNU. URL: <https://ntnuopen.ntnu.no/ntnu-xmlui/handle/11250/2738315> (sjekket 01.06.2022).

- Norgips (2022). *NORGIPS*. URL: <https://norgips.no/produkter/st%C3%A5lprofiler/lyd> (sjekket 24.05.2022).
- Norlin, Bert (2016). *Design of timber structures*. 2. utg. Bd. 1. Stockholm: Swedish Forest Industries Federation. URL: https://www.swedishwood.com/publications/list_of_swedish_woods_publications/design-of-timber-structures/.
- Norsk Limtreprodusenters Forening (2015). *LIMTREBOKA*. Bd. II.
- Norsk Treteknisk Institutt (2016). *Bygge med Massivtreelementer*. Hefte 5 Lyd 5. URL: <https://www.treteknisk.no/resources/filer/publikasjoner/teknisk-handbok/Hefte-5-Lyd.pdf>.
- NTF (2022). *Tabell for gitterdragere "Hulldekker i tre" – komfortkontroll*. URL: <https://www.takstol.com/produkter/gitterbjelker/tabell-for-beregning-av-gitterdragere/> (sjekket 01.06.2022).
- Olsson, Jörgen og Andreas Linderholt (mar. 2021). «Low-frequency impact sound of timber floors: A finite element-based study of conceptual designs». en. I: *Building Acoustics* 28.1, s. 17–34. ISSN: 1351-010X, 2059-8025. DOI: 10.1177/1351010X20917874. URL: <http://journals.sagepub.com/doi/10.1177/1351010X20917874> (sjekket 21.04.2022).
- Pomponi, Francesco og Alice Moncaster (okt. 2016). «Embodied carbon mitigation and reduction in the built environment – What does the evidence say?». en. I: *Journal of Environmental Management* 181, s. 687–700. ISSN: 03014797. DOI: 10.1016/j.jenvman.2016.08.036. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0301479716305746> (sjekket 09.05.2022).
- Pretre (2022). *Bjelkelag - Gitterbjelke*. URL: <https://www.pretre.no/bjelkelag/gitterbjelke/> (sjekket 25.03.2022).
- Prisbok (2022). *Norsk Prisbok*. 1. utg. Norconsult Informasjonssystemer AS, Bygganalyse AS. URL: <https://www.norskprisbok.no/Home.aspx> (sjekket 07.06.2022).
- Qian, Cheng (2020). «Acoustic performance analysis of an apparent CLT floor structure». Doktoravhandling. Université du Québec à Chicoutimi. URL: https://constellation.uqac.ca/6374/1/Qian_uqac_0862D_10744.pdf.
- Santoni, Andrea mfl. (2016). «Average sound radiation model for orthotropic cross laminated timber plates». I: *EuroRegio2016*.
- Schoeps (2022). *DIFFUSE FIELD KNOWLEDGE BASE*. URL: <https://schoeps.de/en/knowledge/knowledge-base/technische-grundlagen/diffuse-field.html>.
- SINTEF (sep. 2021). *TG 20427 Etasjeskille med gitterbjelker av tre*. SINTEF Certification TG 20427. URL: <https://www.sintefcertification.no/product/index/3134> (sjekket 25.05.2022).
- Sisemore, Carl og Julie Harvie (2017). «Simultaneous Qualification Testing of Multiple Components and the Influence of Closely Spaced Vibration Modes». I: *Shock & Vibration, Aircraft/Aerospace, Energy Harvesting, Acoustics & Optics, Volume 9*. Red. av Julie M. Harvie og Javad Baqersad. Series Title: Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series. Cham: Springer International Publishing, s. 83–90. ISBN: 978-3-319-54734-3 978-3-319-54735-0. DOI: 10.1007/978-3-319-54735-0_9. URL: http://link.springer.com/10.1007/978-3-319-54735-0_9 (sjekket 30.05.2022).
- Solli, Kjell Helge og Geir Glasø (2011). *Fokus 26 - Trebaserte plater*. URL: <https://www.treteknisk.no/publikasjoner/fokus-pa-tre/26--trebaserte-plater> (sjekket 06.06.2022).

- SP Sveriges Tekniska Forskningsinstitut (2008). *Acoustics in wooden buildings - State of the art 2008*. Tekn. rapp. URL: <https://www.diva-portal.org/smash/get/diva2:962455/FULLTEXT01.pdf>.
- SSB (2022). *05940: Byggeareal. Boliger og bruksareal til bolig, etter bygningstype (K) 2000 - 2021*. no. URL: <https://www.ssb.no/system/> (sjekket 09.05.2022).
- Standard Norge (jul. 2010). *Eurokode 5: Prosjektering av trekonstruksjoner - Del 1-1: Allmenne regler og regler for bygninger (NS-EN 1995-1-1:2004+A1:2008+NA:2010)*. 1 (2010-07-01). URL: <https://www.standard.no/no/Nettbutikk/produktkatalogen/Produktpresentasjon/?ProductID=436137> (sjekket 09.06.2022).
- (2014). *Akustikk - Feltnmåling av lydisolasjon i bygninger og av bygningsdeler - Del 1: Luftlydisolasjon (ISO 16283-1:2014)*. Tekn. rapp. URL: <https://www.standard.no/no/Nettbutikk/produktkatalogen/Produktpresentasjon/?ProductID=744800>.
- (mai 2016). *Eurokode: Grunnlag for prosjektering av konstruksjoner (NS-EN 1990:2002+A1:2005+NA:2010)*. 1 (2016-05-01). URL: <https://www.standard.no/no/Nettbutikk/produktkatalogen/Produktpresentasjon/?ProductID=814847> (sjekket 09.06.2022).
- (2018a). *Akustikk - Laboratorie- og feltnmåling av flanketransmisjon av luftlyd, trinnlyd og lyd fra tekniske installasjoner mellom tilstøtende rom - Del 1: Rammedokument (ISO 10848-1:2017)*. Tekn. rapp.
- (2018b). *Akustikk — Vurdering av lydisolasjon i bygninger og av bygningsdeler — Del 1: Luftlydisolasjon (ISO 717-1:2020)*. Tekn. rapp.
- (2021a). *Akustikk — Laboratiemåling av lydisolasjon for bygningsdeler — Del 1: Prøvningsbetingelser for bestemte produkter (ISO 10140-1:2021)*. Tekn. rapp.
- (okt. 2021b). *Eurocode 5: Design of timber structures— Common rules and rules for buildings — Part 1-1: General. Consolidated draft prEN 1995-1-1 with markups (prEN 1995-1-1, 2021-10-27)*. 2021-10-27. (Sjekket 09.06.2022).
- (2021c). *Lydklasser*. Standard Norge. URL: <https://www.standard.no/fagomrader/bygg-anlegg-og-eiendom/akustikk-og-stoy/lydklasser/>.
- (2021d). *NS 8175:2019/AC:2021*. Standard Norge. URL: <https://www.standard.no/no/Nettbutikk/produktkatalogen/Produktpresentasjon/?ProductID=1353241>.
- Statistisk Sentralbyrå (mai 2022). *Byggjekostnadsindeks for bustader*. URL: <https://www.ssb.no/statbank/table/08657/tableViewLayout1/> (sjekket 28.05.2022).
- Statsbygg (apr. 2013). *Tre for bygg og bygg i tre*. no. Rapport. URL: <https://www.regjeringen.no/no/no/dokumenter/tre-for-bygg-og-bygg-i-tre/id721773/> (sjekket 09.05.2022).
- Steiger, René, Arne Gülzow og Daniel Gsell (okt. 2008). «Non destructive evaluation of elastic material properties of cross-laminated timber (CLT)». I.
- Sylteosen Betong (nov. 2020). *Ferdigbetong B35 M45 D22*. no. URL: <https://www.epd-norge.no/ferdig-betong/ferdigbetong-b35-m45-d22-article2943-317.html> (sjekket 10.05.2022).
- Tibnor (feb. 2021). *Stålbjelker HEA, HEB, UPE, UNP og IPE (AM)*. no. URL: <https://www.epd-norge.no/stal-armering-aluminiumskonstruksjoner/stalbjelker-hea-heb-upe-unp-og-ipe-am-article3067-323.html> (sjekket 10.05.2022).
- Timber Development Association of Australia og Forest and Wood Products Australia (2010). *Timber-framed construction for multi-residential buildings class 2, 3, & 9c: design and construction guide for BCA compliant sound and fire-rated construction*. English. OCLC: 683173048. Australia: Forest og Wood Products Australia. ISBN: 978-1-920883-79-9.

- Toratti, Tomi og Asko Talja (sep. 2006). «Classification of Human Induced Floor Vibrations». en. I: *Building Acoustics* 13.3, s. 211–221. ISSN: 1351-010X, 2059-8025. DOI: 10.1260/135101006778605370. URL: <http://journals.sagepub.com/doi/10.1260/135101006778605370> (sjekket 09.06.2022).
- Treteknisk (2016). *Bygge med massivtrelementer. Håndbok Hefte 5 Lyd - Revidert utgave 2016*. Norwegian. OCLC: 874313702. Oslo: Treteknisk.
- United Nations (2021). *A Global Status Report for Buildings and Construction — Globalabc*. URL: <https://globalabc.org/resources/publications/2021-global-status-report-buildings-and-construction> (sjekket 08.05.2022).
- Vigran, Tor Erik (2002). *Bygningsakustikk: et grunnlag*. Norsk. Trondheim: Tapir Akademisk Forlag.
- Vinje, Leidulv (2017). *Betongelementboken - Bind D*. 4. utg. Betongelementforeningen. URL: <https://betongelementboka.betongelement.no/betongapp/BookC.asp?isSearch=0&lilD=Forord&DocumentId=BindC/Forord.pdf&BookId=C> (sjekket 26.05.2022).
- (2020). *Betongelementboken - Bind C*. 1. utg. Betongelementforeningen. URL: <https://betongelementboka.betongelement.no/betongapp/BookC.asp?isSearch=0&lilD=Forord&DocumentId=BindC/Forord.pdf&BookId=C> (sjekket 08.05.2022).
- Visual Studio Code (2022). *Visual Studio Code*. URL: <https://code.visualstudio.com/>.
- Wang, Pengchao mfl. (mai 2020). «Numerical prediction and experimental validation of impact sound radiation by timber joist floors». en. I: *Applied Acoustics* 162, s. 107182. ISSN: 0003682X. DOI: 10.1016/j.apacoust.2019.107182. URL: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0003682X1930489X> (sjekket 27.05.2022).
- Woodsol (2022). en-US. URL: <http://www.woodsol.no> (sjekket 09.06.2022).
- Åby, Kim Andre og Martin Hartnes (2016). «Etasjeskiller i tre med komposittløsning». Masteroppg. NTNU.
- Aarstad, Jarle, Geir Glasø og Aasmund Bunkholt (2008). *Fokus 20 - Massivtre*. URL: <https://www.treteknisk.no/publikasjoner/fokus-pa-tre/20--massivtre> (sjekket 06.06.2022).

Vedlegg

A Dimesjoneringsgrunnlag Eurokode

A.1 Effektivt tverrsnitt

Dimensjonerende verdier og krav i dette avsnittet er hentet fra Eurokode 5 (Standard Norge 2010). Ved visse krav er det presentert oppdaterte ligninger og kriterier fra det nye forslaget til Eurokode 5, der det kommenteres underveis når disse gjør seg gjeldene for beregningsgrunnlaget (Standard Norge 2021b).

Effektiv bredde

Beregningen av effektiv bredde (b_{ef}) fremkommer i Eurokode 5, punkt 9.1.2. Den tar hensyn til både shear lag og skjærknekking i flens, og benyttes dersom det ikke gjennomføres mer detaljerte beregninger. Om den effektive bredden overstiger senteravstanden for tverrsnittet vil hele bredden inngå i beregningene.

Materiale i flens	$b_{c,ef}$	$b_{t,ef}$
Kryssfiner med fiber i ytre sjikt parallell med steg	$\min\{0,1l ; 20h_{fc}\}$	0,1l
Kryssfiner med fiber i ytre sjikt vinkelrett på steg	$\min\{0,1l ; 25h_{fc}\}$	0,1l
OSB	$\min\{0,15l ; 25h_{fc}\}$	0,15l
Sponplate eller trefiberplate	$\min\{0,2l ; 30h_{fc}\}$	0,2l

Effektiv bøyestivhet

Effektiv bøyestivhet beregnes etter Tillegg B punkt B.2, og betrakter samvirkegraden for festemidlene. For oppgaven er det antatt limte forbindelser mellom steg og flens, og tverrsnittet betraktes til å ha full komposittvirkning. Effektiv bøyestivhet settes derfor lik:

$$(EI)_{ef} = \sum_{i=1}^3 (E_i I_i + E_i A_i a_i^2) \quad (\text{A.1})$$

der a_2 angir stegets avstand til nøytralaksen dersom tverrsnittet ikke er symmetrisk:

$$a_2 = \frac{E_1 A_1 (h_1 + h_2) - E_3 A_3 (h_2 + h_3)}{2 \sum_{i=1}^3 E_i A_i} \quad (\text{A.2})$$

Øvrige avstander beregnes etter følgende ligninger:

$$a_1 = \frac{h_1 + h_2}{2} - a_2 \quad (\text{A.3})$$

$$a_3 = \frac{h_2 + h_3}{2} + a_2 \quad (\text{A.4})$$

A.2 Bruksgrenseanalyse

Nedbøyning

Eurokode 5 tar for seg en forenklet metode for å beregne deformasjoner i konstruksjonselementer, og fremkommer i punkt 2.2.3. Her blir det tatt hensyn til kryp ved bruk av faktoren k_{def} . Faktoren ψ tar også med i betraktning nyttelastens varighet som defineres etter enkelte prosjekt. Endelig deformasjon setter lik:

$$u_{fin} = u_{fin,G} + u_{fin,Q1} \quad (\text{A.5})$$

der:

$$\begin{aligned} u_{fin,G} &= u_{inst,G}(1 + k_{def}) && \text{for permanent last G} \\ u_{fin,Q,1} &= u_{inst,Q,1}(1 + \psi_{2,1}k_{def}) && \text{for den dominerende variable lasten Q}_{2,1} \end{aligned}$$

Umiddelbare nedbøyninger betrakter ikke effekten av hverken kryp eller nyttelastens varighet, og er også denne som beregnes i Abaqus-analysene. Det er imidlertid utfordrende å beregne deformasjoner analytisk da dette avhenger av opplagerbetingelse. I tillegg vil en dekkekonstruksjon slik som i denne oppgaven få deformasjoner i både lengde- og tverretning. Det er derfor gjort forenklinger basert på praktiske betraktninger for å gjøre et estimat av nedbøyningsformen som presenteres i vedlegg B.

Fundamentalfrekvens

I det nye forslaget til Eurokode 5 (Standard Norge 2021b) legges det frem en metode for å beregne fundamentalfrekvensen til gulvelementer i punkt 9.3.4 med stive opplagere, og er gitt som følgende:

$$f_1 = k_{e,1}k_{e,2} \frac{\pi}{2 \cdot L^2} \cdot \sqrt{\frac{(EI)_{ef,L}}{m}} \quad (\text{A.6})$$

$k_{e,1}$ er frekvensfaktor for dekker med doble spenn.

$k_{e,2}$ er frekvensfaktor som betrakter dekkets tverrstivhet

Oppgaven begrenser seg til å se på et dekke med ett enkelt spenn, og $k_{e,1}$ settes lik 1. $k_{e,2}$ beregnes etter følgende formel:

$$k_{e,2} = \sqrt{1 + \frac{(\frac{L}{B})^4 (EI)_T}{(EI)_L}} \quad (\text{A.7})$$

der $(EI)_T$ er tverrstivhet per meter, og $(EI)_L$ er tverrsnitt i lengderetning per meter. Det er imidlertid utfordrende å beregne dekkets tverrstivhet med forenklete metoder.

Stivhet - enhetslast

Dekkets stivhet evalueres i det nye forslaget til Eurokode 5, punkt 9.3.5 ved å beregne maksimal nedbøyning gunnet en enhetslast, $F = 1$ kN. Lasten skal plasseres i den mest ugunstige lokasjonen, der maksimal amplitude forekommer for korresponderende vibrasjonsmode. Nedbøyningen fra denne lasten kan for et dekke beregnes etter:

$$w_{1kN} = \frac{FL^3}{48(EI)_L B_{ef}} \quad (\text{A.8})$$

der B_{ef} er effektiv bredde av et dekke med tverrstivhet, og kan beregnes etter følgende formel:

$$B_{ef} = \min\left\{0,95L\left(\frac{(EI)_T}{(EI)_L}\right)^{0,25}; B\right\} \quad (\text{A.9})$$

Responsfaktor

Responsfaktor beregnes ut i fra dekkets respons fra en gangfrekvens, og baserer seg på hastigheten eller akselerasjonen dekket får av en slik påkjenning. Beregningsmetode er hentet fra det nye forslaget til Eurokode 5, punkt 9.3.7. Gangfrekvensen settes lik 2 Hz for gulvkonstruksjoner som spenner opp til 10 meter, der dette setter grensen for resonant responsfrekvens, $f_{1,lim} = 8$ Hz, som er fire ganger gangfrekvens. Da oppgaven begrenser dekkene til å ha en fundamental frekvens over denne grenseverdien beregnes responsfaktor etter hastighetsresponsen, som har følgende ligning:

$$v_{rms} = v_{tot,peak}(0,65 - 0,01f_1)(1,22 - 11,0\zeta)\eta \quad (\text{A.10})$$

der ζ er modal dempingsratio som for dekkekonstruksjoner med bjelkelag kan settes lik 0,04. Verdiene for $v_{tot,peak}$ og η beregnes etter følgende ligninger:

$$v_{tot,peak} = k_{imp}v_{1,peak} \quad (\text{A.11})$$

$$\eta = 1,35 - 0,4k_{imp} \quad (\text{A.12})$$

for dekker med bjelkelag når $1,0 \leq k_{imp} \leq 1,9$, ellers $\eta = 0,59$

Faktoren k_{imp} tar i betraktning høyere moder i den transiente responsen og regnes etter følgende ligning:

$$k_{imp} = \max\left\{0,48\left(\frac{B}{L}\right)\left[\frac{(EI)_T}{(EI)_L}\right]^{0,25}; 1,0\right\} \quad (\text{A.13})$$

Verdien for $v_{1,peak}$ er største hastighetsrespons for den påsatte frekvensen og regnes etter følgende ligning:

$$v_{1,peak} = k_{red} \frac{I_M}{M * + 70kg} \quad (\text{A.14})$$

Reduksjonsfaktor k_{red} kan settes lik 0,7. Dekket med en bredde B, lengde L og masse m i kg/m² har en modal masse $M^* = \frac{mLB}{4}$. Modalimpulsen I_M baserer seg på dekkets fundamentalfrekvens f_1 og den antatte gangfrekvensen f_w og regnes ut etter følgende ligning:

$$I_M = \frac{42f_w^{1,43}}{f_1^{1,3}} \quad (\text{A.15})$$

Dimensjonerende bruksgrenseverdier

Ved dimensjonering av dekker til en konstruksjon vil de ulike bruksgrensekravene settes etter det enkelte prosjektet. For nedbøyning vil det måtte kontrolleres etter både umiddelbar nedbøyning og langtidsnedbøyning. Eurokode 5 presenterer forslag til hvor store disse nedbøyningene kan være i punkt 7.2, og gjengis i tabellen under for bjelke på to opplegg:

\mathbf{u}_{inst}	\mathbf{u}_{fin}
L/300 til L/500	L/150 til L/300

For oppgaven er det tatt i utgangspunkt at dekket skal prestere godt nok til at det vil være anvendelig i de fleste prosjekter, og det er derfor bestemt at maksimal nedbøyning settes til strengeste krav her, og begrenses derfor til å tilfredsstillende L/500.

Når det kommer til vibrasjoner blir det i det nye forslaget til Eurokode 5 presentert ytelsesnivåer basert på hvor godt dekkeelementene presterer i de ulike vibrasjonskontrollene. For både boligblokk og kontorarealer vil øverste kvalitetsnivå oppnås dersom vibrasjonsprestasjonene tilfredsstillende klasse I, II eller III. For oppgaven er det valgt å legge seg i denne kategorien, der klasse III er sett dimensjonerende. For denne klassen vil kravene presenteres i ligningene under.

Frekvenskravet er i forslaget til ny Eurokode 5 satt til 4,5 Hz. Det skal imidlertid nevnes at dersom dekkekonstruksjonens fundamentalfrekvens faller mellom denne verdien og fire ganger gangfrekvens (8 Hz her) må det foretas ytterligere kontroller av dekkets akselerasjon.

Kriteriet for stivhet setter en begrensning på nedbøyning fra enhetslast på 0,5 mm:

$$w_{1,kN} \leq w_{lim} = 0,5mm \quad (\text{A.16})$$

For å tilfredsstillende impulshastigheten fra gangfrekvens er øverste grense for responsfaktor satt til 12. For oppgaven er dokumenteringen av dette bruksgrensekravet gitt som:

$$v_{rms} \cdot 10^4 \leq R = 12 \quad (\text{A.17})$$

A.3 Bruddgrenseanalyse

Kravene presentert i dette avsnittet er basert på kriterier gitt i Eurokode 5.

Bøyespenninger

Beregninger av dimensjonerende spenninger for bruddgrenseanalyse presenteres i Tillegg B og beregnes ut i fra følgende ligninger:

$$\sigma_i = \frac{E_i a_i M}{(EI)_{ef}} \quad \sigma_{m,i} = \frac{0,5 E_i h_i M}{(EI)_{ef}} \quad (\text{A.18})$$

Flenser:

Bøyespenninger i flensene opptrer som aksialspenning og må oppfylle kravene gitt i punkt 9.1.2(7):

$$\text{Trykkflens:} \quad \sigma_{f,c,d} \leq f_{f,c,d} \quad (\text{A.19})$$

$$\text{Strekflens:} \quad \sigma_{f,t,d} \leq f_{f,t,d} \quad (\text{A.20})$$

Steg:

Bøyespenninger i steg opptrer med trykk- og strekkraft i henholdsvis over- og underside av tverrsnittet, og må oppfylle kravene gitt i punkt 9.1.1(4):

$$\text{Trykkside i steg:} \quad \sigma_{w,c,d} \leq f_{c,w,d} \quad (\text{A.21})$$

$$\text{Strekkside i steg:} \quad \sigma_{w,t,d} \leq f_{t,w,d} \quad (\text{A.22})$$

Skjærspenninger

Rulleskjær

Brudd i flens kan komme som en konsekvens av rulleskjær i overgang mellom langsgående og tverrgående lag, der denne skjærkraften beregnes etter punkt B.5(1), og settes lik:

$$\tau_{mean,d,i} = \frac{E_i A_i a_i}{b_i (EI)_{ef}} V \quad (\text{A.23})$$

For tverrsnitt med steg i trebaserte plater må man kontrollere tverrsnittet mot rulleskjær etter kravene gitt i punkt 9.1.2(6):

$$\tau_{mean,d} \leq \begin{cases} f_{v,90,d} & \text{når } b_w \leq 8h_f \\ f_{v,90,d} \left(\frac{8h_f}{b_w}\right)^{0,8} & \text{når } b_w > 8h_f \end{cases} \quad (\text{A.24})$$

Skjærspenning i steg

Største skjærspenning i steg beregnes etter Tillegg B, punkt B.2, og settes lik:

$$\tau_{2,max} = \frac{E_3 \cdot A_3 \cdot a_3 + 0.5 \cdot E_2 \cdot b_2 \cdot h^2}{b_2 \cdot (EI)_{ef}} \cdot V \quad (\text{A.25})$$

Største tillatte skjærspenning bestemmes etter kravet gitt i Tillegg B, punkt B.4, og settes lik:

$$\tau_{2,max} \leq f_{v,0,d} \quad (\text{A.26})$$

Knekking*Knekking i flenser*

Eurokode 5 benytter en forenklet metode for å sikre mot knekking i flenser ved å benytte en effektiv bredde på flensene for videre beregninger. Grensene for dette ble fremlagt i punkt A.1.

Skjærknekking i steg

Dimensjonerende skjærkraft i hvert steg bestemmes etter punkt 9.1.1(7), og settes lik:

$$h_w \leq 70b_w \quad (\text{A.27})$$

og

$$F_{v,w,Ed} \leq \begin{cases} b_w h_w \left(1 + \frac{0,5(h_{f,t} + h_{f,c})}{h_w}\right) f_{v,0,d} & \text{for } h_w \leq 35b_w \\ 35b_w^2 \left(1 + \frac{0,5(h_{f,t} + h_{f,c})}{h_w}\right) f_{v,0,d} & \text{for } 35b_w \leq h_w \leq 70d_w \end{cases} \quad (\text{A.28})$$

Brann

Ved dimensjonering av brann er det valgt metoden for redusert tverrsnitt. Dette fremkommer i Eurokode 5 del 2, Brannteknisk dimensjonering, punkt 4.2.2. Effektiv forkullingsdybde beregnes ut i fra følgende ligning:

$$d_{ef} = d_{char,n} + k_0 d_0 \quad (\text{A.29})$$

Konstruksjonen som dekkeelementet skal være en del av behøver en nødvendig branntid på $t_{req} = 90$ min. Verdien for k_0 vil derfor settes lik 1,0, og faktoren d_0 settes lik 7 mm. Verdien for forkullingsdybde $d_{char,n}$ bestemmes ut i fra punkt 3.4.3 for beskyttede konstruksjoner. Ligningen for dette settes lik:

$$d_{char,n} = k_3 \beta_0 (t_a - t_{ch}) + \beta_0 (t_{req} - t_a) \quad (\text{A.30})$$

Faktoren k_3 betrakter stadiet etter beskyttelseslaget svikter og settes lik 2,0. Forkullingshastighet β_0 baserer seg på hvilket tremateriale som utsettes for brann og hentes ut i fra tabell 3.1. Ettersom dekket eksponeres for brann fra undersiden vil kun en side være utsatt, og man får en endimensjonal eksponering. Fra punkt 3.4.3.3 finner man ligningen for t_{ch} som

beskriver tidspunktet for start av forkulling gitt to lag beskyttelse av gips type F, og settes lik:

$$t_{ch} = 2,8(h_p + 0,8h_p) - 14 \quad (\text{A.31})$$

Faktor for tidsgrense t_a settes lik minste verdi av følgende uttrykk:

$$t_a = \min\left\{2t_{ch}; \frac{25}{k_3\beta_0} + t_{ch}\right\} \quad (\text{A.32})$$

Tverrsnittet må deretter kontrolleres for bruddgrense ved å benytte det reduserte tverrsnittet.

A.4 Dimensjonerende laster

De dimensjonerende lastene hentes ut i fra Eurokode 0 (Standard Norge 2016). Dekket er tenkt å kunne benyttes i ulike konstruksjonstyper og det er derfor valgt en brukskategori som omfatter de største påkjenningene. Fra tabell N.A 6.1 er det derfor valgt ut følgende laster:

- Fordelt last på 5,0 kN/m²
- Punktlast på 7,0 kN

Ulike lastkombinasjoner må beregnes for å finne den minst gunstige for de lastene som opptrer på dekket. Disse uttrykkene fremkommer i punkt 6.4.3.2, og er satt lik:

$$\sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_P P + \gamma_{Q,1} \psi_{0,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (\text{A.33})$$

$$\sum_{j \geq 1} \xi_j \gamma_{G,j} G_{k,j} + \gamma_P P + \gamma_{Q,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i} \quad (\text{A.34})$$

Verdier for ψ -faktorer bestemmes ut i fra Tillegg A1, tabell NA.A1.1. Verdi for ξ og γ bestemmes ut i fra Tillegg A.1, tabell NA.A1.2(B).

Dimensjonerende brannlaster

For brannsituasjoner operer man som regel med en redusert nyttelast der ligning for dimensjonerende lastkombinasjon beskrives i Eurokode 0. Lastvirkningene uttrykkes derfor som:

$$\sum_{j \geq 1} G_{k,j} + P + \psi_{2,1} Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \psi_{2,i} Q_{k,i} \quad (\text{A.35})$$

Faktoren ψ_2 er anbefalt å hente fra Eurokode 0 Tillegg A1, tabellNA. A1.1.

B Analytiske beregninger

En detaljert beregning av bruks- og bruddgrensekontroller gjennomføres her for dekke D som presenteres som et av de endelige dekkene i tabell 7.8. Årsaken til at dette dekket er valgt er da dette presterte best når det kom til utslipp.

Materialparametre

Karakteristiske verdier	C24 [MPa]	GL28c [MPa]	GL30c [MPa]
$f_{m,k}$	24	28	30
$f_{t,0,k}$	14,5	19,5	19,5
$f_{c,0,k}$	21	24	24,5
$f_{v,k}$	4	3,5	3,5
$f_{r,k}$	1,4	1,2	1,2
E_0	11 000	12 500	13 000
E_{90}	370	300	300
G_{mean}	690	650	650
$G_{r,mean}$	100	65	65
ρ_{mean} [kg/m ³]	420	430	430

Tabell B.1: Materialparametre for dekke D

B.1 Bruksgrenseanalyse

B.1.1 Effektiv bøyestivhet

Det beregnes her en effektiv bøyestivhet for hele dekkekonstruksjonen.

Toppflens

$$E_{0,t_f} := 11000 \text{ MPa} \quad E_{90,t_f} := 370 \text{ MPa} \quad G_{r,t_f} := 100 \text{ MPa} \quad k_{def,t_f} := 0.6$$

$$t_{1,1} := 20 \text{ mm} \quad t_{2,1} := 15 \text{ mm} \quad t_{3,1} := 20 \text{ mm} \quad t_{t_f} := t_{1,1} + t_{2,1} + t_{3,1} = 55 \text{ mm}$$

$$A_{ef,t_f} := (t_{1,1} + t_{3,1}) \cdot B = (1.92 \cdot 10^5) \text{ mm}^2 \quad A_{t_f} := t_{t_f} \cdot B = (2.64 \cdot 10^5) \text{ mm}^2$$

$$\gamma_1 := \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_{0,t_f} \cdot t_{1,1} \cdot t_{2,1}}{L^2 \cdot G_{r,t_f}}} = 0.997 \quad \gamma_3 := 1$$

$$a_2 := \frac{t_{1,1} - t_{3,1}}{2} = 0 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{2,1} + t_{3,1}}{2} + a_2 = 17.5 \text{ mm} \quad a_1 := \left(\frac{t_{1,1} + t_{3,1}}{2} + t_{2,1} \right) - a_3 = 17.5 \text{ mm}$$

$$I_{ef,t_f} := B \cdot \left(\frac{t_{1,1}^3}{12} + \frac{t_{3,1}^3}{12} + \gamma_1 \cdot t_{1,1} \cdot a_1^2 + \gamma_3 \cdot t_{3,1} \cdot a_3^2 \right) = (6.51 \cdot 10^7) \text{ mm}^4$$

Indre steg

$$E_{0,w.indre} := 12500 \text{ MPa} \quad k_{def,w.indre} := 0.6$$

$$h_w := 405 \text{ mm} \quad b_{w.indre} := 56 \text{ mm} \quad n_{w.indre} := 6$$

$$A_{w.indre} := h_w \cdot b_{w.indre} \cdot n_{w.indre} = (1.361 \cdot 10^5) \text{ mm}^2$$

$$I_{ef,w.indre} := \frac{1}{12} \cdot b_{w.indre} \cdot n_{w.indre} \cdot h_w^3 = (1.86 \cdot 10^9) \text{ mm}^4$$

Kantsteg

$$E_{0,w.kant} := 13000 \text{ MPa} \quad k_{def,w.kant} := 0.6$$

$$h_w := 405 \text{ mm} \quad b_{w.kant} := 115 \text{ mm} \quad n_{w.kant} := 4$$

$$A_{w.kant} := h_w \cdot b_{w.kant} \cdot n_{w.kant} = (1.863 \cdot 10^5) \text{ mm}^2$$

$$I_{ef,w.kant} := \frac{1}{12} \cdot b_{w.kant} \cdot n_{w.kant} \cdot h_w^3 = (2.546 \cdot 10^9) \text{ mm}^4$$

Endesteg

$$E_{0,w.ende} := 13000 \text{ MPa}$$

$$b_{w.ende} := 90 \text{ mm} \quad n_{w.ende} := 2$$

$$A_{w.ende} := h_w \cdot b_{w.ende} \cdot n_{w.ende}$$

Bunnflens

$$E_{0,bf} := 11000 \text{ MPa} \quad E_{90,bf} := 370 \text{ MPa} \quad G_{r,bf} := 100 \text{ MPa} \quad k_{def,bf} := 0.6$$

$$t_{1,2} := 15 \text{ mm} \quad t_{2,2} := 10 \text{ mm} \quad t_{3,2} := 15 \text{ mm} \quad t_{bf} := t_{1,2} + t_{2,2} + t_{3,2} = 40 \text{ mm}$$

$$A_{ef,bf} := (t_{1,2} + t_{3,2}) \cdot B = (1.44 \cdot 10^5) \text{ mm}^2 \quad A_{bf} := t_{bf} \cdot B = (1.92 \cdot 10^5) \text{ mm}^2$$

$$\gamma_1 := \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_{0,bf} \cdot t_{1,2} \cdot t_{2,2}}{L^2 \cdot G_{r,bf}}} = 0.998 \quad \gamma_3 := 1$$

$$a_2 := \frac{t_{1,2} - t_{3,2}}{2} = 0 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{2,2} + t_{3,2}}{2} + a_2 = 12.5 \text{ mm} \quad a_1 := \left(\frac{t_{1,2} + t_{3,2}}{2} + t_{2,2} \right) - a_3 = 12.5 \text{ mm}$$

$$I_{ef,bf} := B \cdot \left(\frac{t_{1,2}^3}{12} + \frac{t_{3,2}^3}{12} + \gamma_1 \cdot t_{1,2} \cdot a_1^2 + \gamma_3 \cdot t_{3,2} \cdot a_3^2 \right) = (2.518 \cdot 10^7) \text{ mm}^4$$

Effektiv bøyestivhet i langsgående retning

$$a_2 := \frac{E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} \cdot (t_{tf} + h_w) - E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf} \cdot (h_w + t_{bf})}{2 \cdot (E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} + E_{0.w.indre} \cdot A_{w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot A_{w.kant} + E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf})} = 17.051 \text{ mm}$$

$$a_1 := \frac{t_{tf} + h_w}{2} - a_2 = 212.949 \text{ mm}$$

$$a_3 := \frac{t_{bf} + h_w}{2} + a_2 = 239.551 \text{ mm}$$

$$EI_{ef.tf} := E_{0.tf} \cdot I_{ef.tf} + E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} \cdot a_1^2$$

$$EI_{ef.w} := E_{0.w.indre} \cdot I_{ef.w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot I_{ef.w.kant} + (E_{0.w.indre} \cdot A_{w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot A_{w.kant}) \cdot a_2^2$$

$$EI_{ef.bf} := E_{0.bf} \cdot I_{ef.bf} + E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf} \cdot a_3^2$$

$$EI_{ef.L} := EI_{ef.tf} + EI_{ef.w} + EI_{ef.bf} = (2.452 \cdot 10^{14}) \text{ N} \cdot \text{mm}^2$$

B.1.2 Nedbøyning bruksgrensetilstand - korttids

For nedbøyninger av dekkekonstruksjonen vil det forekomme nedbøyninger i både lengde- og tverretning. Ettersom de to dekkene er festet til dragere på midten av kortsiden vil det oppstå en initiell nedbøyning her som følge av påkjenning på disse bjelkene. Det er her forutsatt at tverrgående nedbøyning kommer av bjelkens nedbøyning der disse er fast innspent. I lengderetning vil det antas som fritt opplagt dersom man betrakter det midtre partiet. Beregningene av nedbøyningene vil da bli et resultat av å summere disse to nedbøyningene.

Massetettheter

$$\rho_{tf} := 420 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad \rho_{w.indre} := 430 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad \rho_{w.kant} := 430 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad \rho_{bf} := 420 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad \rho_{w.ende} := 430 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$$

Egenlast

$$\text{masse} := L \cdot (\rho_{tf} \cdot A_{tf} + \rho_{w.indre} \cdot A_{w.indre} + \rho_{w.kant} \cdot A_{w.kant} + \rho_{bf} \cdot A_{bf}) + B \cdot (\rho_{w.ende} \cdot A_{w.ende}) = (3.452 \cdot 10^3) \text{ kg}$$

$$G_{k.egen} := \frac{(g \cdot \text{masse})}{L} = 3.385 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Last fra gulvkonstruksjon

$$G_{k.gulv} := \frac{3148.8 \text{ kg} \cdot g}{L} = 3.088 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$G_k := G_{k.egen} + G_{k.gulv} = 6.473 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Nyttelast

$$Q := 5 \frac{kN}{m^2} \quad Q_k := Q \cdot B = 24 \frac{kN}{m} \quad P_k := 7 kN$$
$$q_{Rd} := G_k + Q_k = 30.473 \frac{kN}{m}$$

Nedbøyning i lengderetning

$$\delta_{d.inst} := \frac{5 \cdot q_{Rd} \cdot L^4}{384 \cdot EI_{ef.L}} = 16.181 \text{ mm}$$

Nedbøyning i tverretning fra bærebjelke

$$b_b := 200 \text{ mm} \quad h_b := 800 \text{ mm} \quad \rho_b := 430 \frac{kg}{m^3}$$
$$E_{0,b} := 13000 \text{ MPa} \quad EI_b := \frac{1}{12} \cdot b_b \cdot h_b^3 \cdot E_{0,b} = (1.109 \cdot 10^{14}) \text{ N} \cdot \text{mm}^2$$

Medregner her at last på én bærebjelke tilsvarer 1/4 av totaldekkets vekt, der resterende av lasten går til den andre bærebjelken og søyler.

$$F_b := \frac{q_{Rd} \cdot L}{4} = 76.183 \text{ kN} \quad q_b := \rho_b \cdot b_b \cdot h_b \cdot g = 0.675 \frac{kN}{m}$$
$$\delta_{b.inst} := \frac{F_b \cdot B^3}{192 \cdot EI_b} + \frac{q_b \cdot B^4}{384 \cdot EI_b} = 0.404 \text{ mm}$$

Total nedbøyning

$$\delta_{inst} := \delta_{b.inst} + \delta_{d.inst} = 16.585 \text{ mm}$$

B.1.3 Første egenfrekvens

Første egenfrekvens tar utgangspunkt i første mode for dekke opplagt med stiver forbindelser basert på forslag til ny Eurokode 5. Det er imidlertid ikke med i betraktning effektiv tverrstivhet da svært lite av materialet ligger i denne retningen, samt utfordringene ved å beregne denne analytisk.

$$EI_{ef, frek.L} := \frac{EI_{ef.L}}{B} = (5.109 \cdot 10^7) \text{ N} \cdot \frac{\text{m}^2}{\text{m}}$$

$$\text{Masse} := \text{masse} + 3148.8 \text{ kg} = (6.601 \cdot 10^3) \text{ kg}$$

$$m := \frac{\text{Masse}}{B \cdot L} = 137.515 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2}$$

$$f_1 := \frac{\pi}{2 \cdot L^2} \cdot \sqrt{\frac{EI_{ef, frek.L}}{m}} = 9.574 \text{ Hz}$$

B.1.4 Stivhet -enhetslast

$$w_{1kN} := \frac{1 \text{ kN} \cdot L^3}{48 \cdot EI_{ef, frek.L} \cdot B} = 0.085 \text{ mm}$$

B.1.5 Responsfaktor

$$I_M := \frac{42 \cdot f_w^{1.43}}{\left(\frac{f_1}{\text{Hz}}\right)^{1.3}} \cdot \text{N} \cdot \text{s} = 6.002 \text{ N} \cdot \text{s}$$

$$M := \frac{m \cdot L \cdot B}{4} = (1.65 \cdot 10^3) \text{ kg}$$

$$k_{red} := 0.7$$

$$v_{1, peak} := k_{red} \cdot \frac{I_M}{M + 70 \text{ kg}} = 0.002 \frac{\text{m}}{\text{s}}$$

$$k_{imp} := 1$$

$$\eta := 1.53 - 0.4 \cdot k_{imp} = 1.13$$

$$v_{tot, peak} := k_{imp} \cdot v_{1, peak} = 0.002 \frac{\text{m}}{\text{s}}$$

$$v_{rms} := v_{tot, peak} \cdot \left(0.65 - 0.01 \cdot \frac{f_1}{\text{Hz}}\right) \cdot (1.22 - 11 \cdot \zeta) \cdot \eta = 0.001 \frac{\text{m}}{\text{s}}$$

$$R := v_{rms} \cdot 10^4 = 11.932 \frac{\text{m}}{\text{s}}$$

B.2 Bruddgrensek kontroll indre steg

B.2.1 Effektiv bredde

$$cc := \frac{B - n_{w.kant} \cdot b_{w.kant} - n_{w.indre} \cdot b_{w.indre}}{8} = 500.5 \text{ mm}$$

$$b_{c.ef} := \min(0.1 \cdot L, 20 \cdot t_{tf}, cc) = 500.5 \text{ mm}$$

$$b_{t.ef} := \min(0.1 \cdot L, cc) = 500.5 \text{ mm}$$

$$b_{ef} := \min(b_{c.ef} + b_{w.indre}, b_{t.ef} + b_{w.indre}) = 556.5 \text{ mm}$$

B.2.2 Effektiv bøystivhet

Toppflens

$$A_{ef.tf} := (t_{1.1} + t_{3.1}) \cdot b_{ef} = (2.226 \cdot 10^4) \text{ mm}^2 \quad A_{tf} := t_{tf} \cdot b_{ef} = (3.061 \cdot 10^4) \text{ mm}^2$$

$$\gamma_1 := \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_{0.tf} \cdot t_{1.1} \cdot t_{2.1}}{L^2 \cdot G_{r.tf}}} = 0.997 \quad \gamma_3 := 1$$

$$a_2 := \frac{t_{1.1} - t_{3.1}}{2} = 0 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{2.1} + t_{3.1}}{2} + a_2 = 17.5 \text{ mm} \quad a_1 := \left(\frac{t_{1.1} + t_{3.1}}{2} + t_{2.1} \right) - a_3 = 17.5 \text{ mm}$$

$$I_{ef.tf} := b_{ef} \cdot \left(\frac{t_{1.1}^3}{12} + \frac{t_{3.1}^3}{12} + \gamma_1 \cdot t_{1.1} \cdot a_1^2 + \gamma_3 \cdot t_{3.1} \cdot a_3^2 \right) = (7.548 \cdot 10^6) \text{ mm}^4$$

Indre steg

$$I_{ef.w.indre} := \frac{1}{12} \cdot b_{w.indre} \cdot h_w^3 = (3.1 \cdot 10^8) \text{ mm}^4$$

$$A_{w.indre} := h_w \cdot b_{w.indre} = (2.268 \cdot 10^4) \text{ mm}^2$$

Bunnflens

$$A_{ef.bf} := (t_{1.2} + t_{3.2}) \cdot b_{ef} = (1.67 \cdot 10^4) \text{ mm}^2 \quad A_{bf} := t_{bf} \cdot b_{ef} = (2.226 \cdot 10^4) \text{ mm}^2$$

$$\gamma_1 := \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_{0.bf} \cdot t_{1.2} \cdot t_{2.2}}{L^2 \cdot G_{r.bf}}} = 0.998 \quad \gamma_3 := 1$$

$$a_2 := \frac{t_{1.2} - t_{3.2}}{2} = 0 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{2.2} + t_{3.2}}{2} + a_2 = 12.5 \text{ mm} \quad a_1 := \left(\frac{t_{1.2} + t_{3.2}}{2} + t_{2.2} \right) - a_3 = 12.5 \text{ mm}$$

$$I_{ef.bf} := b_{ef} \cdot \left(\frac{t_{1.2}^3}{12} + \frac{t_{3.2}^3}{12} + \gamma_1 \cdot t_{1.2} \cdot a_1^2 + \gamma_3 \cdot t_{3.2} \cdot a_3^2 \right) = (2.92 \cdot 10^6) \text{ mm}^4$$

Effektiv stivhet

$$a_2 := \frac{E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} \cdot (t_{tf} + h_w) - E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf} \cdot (h_w + t_{bf})}{2 \cdot (E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} + E_{0.w.indre} \cdot A_{w.indre} + E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf})} = 21.709 \text{ mm}$$

$$a_1 := \frac{t_{tf} + h_w}{2} - a_2 = 208.291 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{bf} + h_w}{2} + a_2 = 244.209 \text{ mm}$$

$$EI_{ef.tf} := E_{0.tf} \cdot I_{ef.tf} + E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} \cdot a_1^2$$

$$EI_{ef.w} := E_{0.w.indre} \cdot I_{ef.w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot I_{ef.w.kant} + (E_{0.w.indre} \cdot A_{w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot A_{w.kant}) \cdot a_2^2$$

$$EI_{ef.bf} := E_{0.bf} \cdot I_{ef.bf} + E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf} \cdot a_3^2$$

$$EI_{ef.L} := EI_{ef.tf} + EI_{ef.w} + EI_{ef.bf} = (5.995 \cdot 10^{13}) \text{ N} \cdot \text{mm}^2$$

B.2.3 Materialparametre**Toppflens**

$$k_{def.tf} := 0.6 \quad k_{mod.tf} := 0.8 \quad \gamma_{M.tf} := 1.25$$

$$f_{m.0.k.t} := 24 \text{ MPa} \quad f_{m.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{m.0.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 15.36 \text{ MPa}$$

$$f_{t.0.k.t} := 14.5 \text{ MPa} \quad f_{t.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{t.0.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 9.28 \text{ MPa}$$

$$f_{c.0.k.t} := 21 \text{ MPa} \quad f_{c.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.0.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 13.44 \text{ MPa}$$

$$f_{c.90.k.t} := 2.5 \text{ MPa} \quad f_{c.90.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.90.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 1.6 \text{ MPa}$$

$$f_{v.k} := 4 \text{ MPa} \quad f_{c.90.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.90.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 1.6 \text{ MPa}$$

$$f_{r.0.k} := 1.1 \text{ MPa} \quad f_{c.90.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.90.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 1.6 \text{ MPa}$$

$$f_{v.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{v.k}}{\gamma_{M.tf}} = 2.56 \text{ MPa}$$

$$f_{r.0.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{r.0.k}}{\gamma_{M.tf}} = 0.704 \text{ MPa}$$

Indre steg

$$\begin{aligned}k_{def.w} &:= 0.6 & k_{mod.w} &:= 0.8 & \gamma_{M.w} &:= 1.25 \\f_{m.k.w} &:= 28 \text{ MPa} & f_{m.d.w} &:= k_{mod.w} \cdot \frac{f_{m.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 17.92 \text{ MPa} \\f_{c.0.k.w} &:= 24 \text{ MPa} & f_{c.0.d.w} &:= k_{mod.w} \cdot \frac{f_{c.0.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 15.36 \text{ MPa} \\f_{v.k.w} &:= 3.5 \text{ MPa} & f_{v.d.w} &:= k_{mod.w} \cdot \frac{f_{v.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 2.24 \text{ MPa} \\f_{r.k.w} &:= 1.2 \text{ MPa} & f_{r.d.w} &:= k_{mod.w} \cdot \frac{f_{r.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 0.768 \text{ MPa}\end{aligned}$$

Bunnflens

$$\begin{aligned}k_{def.bf} &:= 0.6 & k_{mod.bf} &:= 0.8 & \gamma_{M.bf} &:= 1.25 \\f_{m.0.k.t} &:= 24 \text{ MPa} & f_{m.0.d.t} &:= k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{m.0.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 15.36 \text{ MPa} \\f_{t.0.k.t} &:= 17.4 \text{ MPa} & f_{t.0.d.t} &:= k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{t.0.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 11.136 \text{ MPa} \\f_{t.90.k.t} &:= 0.4 \text{ MPa} & f_{t.90.d.t} &:= k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{t.90.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 0.256 \text{ MPa} \\f_{c.0.k.t} &:= 26.4 \text{ MPa} & f_{c.0.d.t} &:= k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.0.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 16.896 \text{ MPa} \\f_{v.k} &:= 4 \text{ MPa} & f_{v.d} &:= k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{v.k}}{\gamma_{M.bf}} = 2.56 \text{ MPa} \\f_{r.k} &:= 1.1 \text{ MPa} & f_{r.d} &:= k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{r.k}}{\gamma_{M.bf}} = 0.704 \text{ MPa}\end{aligned}$$

B.2.4 Dimensjonerende laster**Egenlast**

$$G_{k.egen} := \frac{\text{masse} \cdot g}{B \cdot L} \cdot b_{ef} = 0.392 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Last fra gulvkonstruksjon

$$G_{k.gulv} := \frac{3148.8 \text{ kg} \cdot g}{L \cdot B} \cdot b_{ef} = 0.358 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$G_k := G_{k.egen} + G_{k.gulv} = 0.75 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Nyttelast

$$Q := 5 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \quad Q_k := Q \cdot b_{ef} = 2.783 \frac{\text{kN}}{\text{m}} \quad P_k := 7 \text{ kN}$$

Lastkombinasjoner

Ut i fra Eurokode 0 bør hver lastkombinasjon omfatte en dominerende variabel last. Mest ugunstig kombinasjon er det tilfellet med nyttelast $Q = 5 \text{ kN/m}^2$.

$$\gamma_{G.1} := 1.35 \quad \gamma_{Q.1} := 1.5 \quad \psi_{0.1} := 0.7 \quad \xi := 0.89$$

$$E_{d.1} := \gamma_{G.1} \cdot G_k + \gamma_{Q.1} \cdot \psi_{0.1} \cdot Q_k = 3.935 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$E_{d.2} := \xi \cdot \gamma_{G.1} \cdot G_k + \gamma_{Q.1} \cdot Q_k = 5.075 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Maksimal bøyemoment og skjærkraft for fritt opplagt bjelke

$$M_{Ed} := \frac{1}{8} \cdot E_{d.2} \cdot L^2 = 63.443 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$V_{Ed} := \frac{1}{2} \cdot E_{d.2} \cdot L = 25.377 \text{ kN}$$

B.2.5 Spenningskontroll**Aksialspenninger**

Ettersom flensene består av CLT må det sjekkes for spenninger i både lengde- og tverretning.

Toppflens

$$\sigma_{1.d} := \frac{E_{0.tf} \cdot a_1 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 2.425 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m1.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.tf} \cdot t_{tf} \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.32 \text{ MPa}$$

$$\sigma_1 := \sigma_{1.d} + \sigma_{m1.d} = 2.745 \text{ MPa} < f_{c.0.d.t} = 16.896 \text{ MPa}$$

Kontroll tverrgående lag

$$\sigma_{1.d} := \frac{E_{90.tf} \cdot a_1 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.082 \text{ MPa} < f_{c.90.d.t} = 1.6 \text{ MPa}$$

Bunnflens

$$\sigma_{3.d} := \frac{E_{0.bf} \cdot a_3 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 2.843 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m3.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.bf} \cdot t_{bf} \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.233 \text{ MPa}$$

$$\sigma_3 := \sigma_{3.d} + \sigma_{m3.d} = 3.076 \text{ MPa} < f_{t.0.d.t} = 11.136 \text{ MPa}$$

Kontroll tverrgående lag

$$\sigma_{3.d} := \frac{E_{90.bf} \cdot a_3 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.096 \text{ MPa} < f_{t.90.d.t} = 0.256 \text{ MPa}$$

Steg

$$\sigma_{2.d} := \frac{E_{0.w.indre} \cdot a_2 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.287 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.w.indre} \cdot h_w \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 2.679 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} + \sigma_{2.d} = 2.966 \text{ MPa} < f_{m.d.w} = 17.92 \text{ MPa}$$

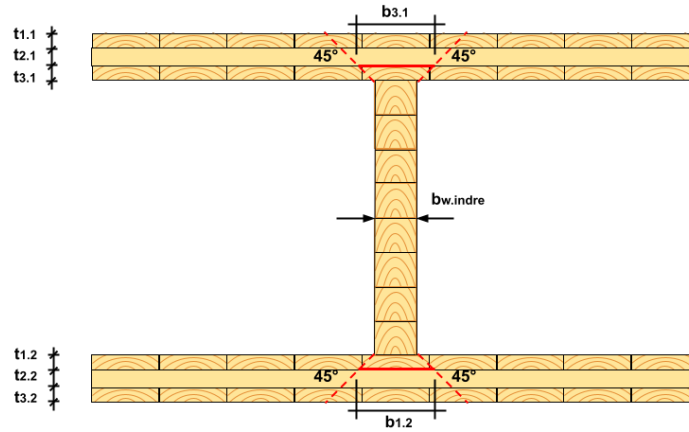
Skjærspenninger*Rulleskjær toppflens*

Det vil i toppflensen oppstå spenning som overføres fra langsgående til tverrliggende lag som rulleskjær. Det er derfor sett hensiktsmessig å kontrollere for rulleskjær i tverrgående lag der det er markert med en rød heltrukket linje i figur B.1. Tilsvarende er gjort i bunnflens.

$$A_{tf.r} := (t_{1.1} + t_{2.1}) \cdot b_{ef} = (1.948 \cdot 10^4) \text{ mm}^2 \quad b_{3.1} := b_{w.indre} + 2 \cdot t_{3.1} = 96 \text{ mm}$$

$$a_{1.r} := \frac{h_w + t_{1.1} + t_{2.1}}{2} - a_2 + t_{3.1} = 218.291 \text{ mm}$$

$$\tau_{mean.d.1r} := \frac{E_{90.tf} \cdot A_{tf.r} \cdot a_{1.r}}{b_{3.1} \cdot EI_{ef.L}} \cdot V_{Ed} = 0.0069 \text{ MPa} < f_{r.d} = 0.704 \text{ MPa}$$



Figur B.1: Snitt der rulleskjær kan oppstå

Rulleskjær bunnflens

$$A_{bf,r} := (t_{3,2} + t_{2,2}) \cdot b_{ef} = (1.391 \cdot 10^4) \text{ mm}^2 \quad b_{1,2} := b_{w.indre} + 2 \cdot t_{1,2} = 86 \text{ mm}$$

$$a_{3,r} := \frac{h_w + t_{2,2} + t_{3,2}}{2} + a_2 + t_{1,2} = 251.709 \text{ mm}$$

$$\tau_{mean.d.3r} := \frac{E_{90,bf} \cdot A_{bf,r} \cdot a_{3,r}}{b_{1,2} \cdot EI_{ef,L}} \cdot V_{Ed.} = 0.0064 \text{ MPa} < f_{r,d} = 0.704 \text{ MPa}$$

Skjær overgang steg-flens

$$\tau_{mean.d.1} := \frac{E_{0,tf} \cdot A_{tf} \cdot a_1}{b_{w.indre} \cdot EI_{ef,L}} \cdot V_{Ed.} = 0.5301 \text{ MPa} < f_{v,d} = 2.56 \text{ MPa}$$

$$\tau_{mean.d.3} := \frac{E_{0,bf} \cdot A_{bf} \cdot a_3}{b_{w.indre} \cdot EI_{ef,L}} \cdot V_{Ed.} = 0.452 \text{ MPa} < f_{v,d} = 2.56 \text{ MPa}$$

Skjærspenning steg

$$h := \frac{h_w}{2} + a_2 = 0.224 \text{ m}$$

$$\tau_{2,max} := \frac{E_{0,bf} \cdot A_{bf} \cdot a_3 + 0.5 \cdot E_{0,w.indre} \cdot b_{w.indre} \cdot h^2}{b_{w.indre} \cdot EI_{ef,L}} \cdot V_{Ed.} = 0.585 \text{ MPa} < f_{v,d,w} = 2.24 \text{ MPa}$$

Skjærknekkning i steg

$$\frac{V_{Ed.}}{b_{w.indre} \cdot h_w \cdot \left(1 + \frac{0.5 \cdot (t_{tf} + t_{bf})}{h_w}\right)} = 1.001 \text{ MPa} < f_{v,d,w} = 2.24 \text{ MPa}$$

B.3 Bruddgrensek kontroll kantsteg

B.3.1 Effektiv bredde

$$cc := \frac{B - n_{w.kant} \cdot b_{w.kant} - n_{w.indre} \cdot b_{w.indre}}{8} = 500.5 \text{ mm}$$

$$b_{c.ef} := \min(0.1 \cdot L, 20 \cdot t_{tf}, cc) = 500.5 \text{ mm}$$

$$b_{t.ef} := \min(0.1 \cdot L, cc) = 500.5 \text{ mm}$$

$$b_{ef} := \min\left(\frac{b_{c.ef}}{2} + b_{w.kant}, \frac{b_{t.ef}}{2} + b_{w.kant}\right) = 365.25 \text{ mm}$$

B.3.2 Effektiv bøyestivhet

Toppflens

$$A_{ef.tf} := (t_{1.1} + t_{3.1}) \cdot b_{ef} = (1.461 \cdot 10^4) \text{ mm}^2 \quad A_{tf} := t_{tf} \cdot b_{ef} = (2.009 \cdot 10^4) \text{ mm}^2$$

$$\gamma_1 := \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_{0.tf} \cdot t_{1.1} \cdot t_{2.1}}{L^2 \cdot G_{r.tf}}} = 0.997 \quad \gamma_3 := 1$$

$$a_2 := \frac{t_{1.1} - t_{3.1}}{2} = 0 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{2.1} + t_{3.1}}{2} + a_2 = 17.5 \text{ mm} \quad a_1 := \left(\frac{t_{1.1} + t_{3.1}}{2} + t_{2.1}\right) - a_3 = 17.5 \text{ mm}$$

$$I_{ef.tf} := b_{ef} \cdot \left(\frac{t_{1.1}^3}{12} + \frac{t_{3.1}^3}{12} + \gamma_1 \cdot t_{1.1} \cdot a_1^2 + \gamma_3 \cdot t_{3.1} \cdot a_3^2\right) = (4.954 \cdot 10^6) \text{ mm}^4$$

Kantsteg

$$I_{ef.w.kant} := \frac{1}{12} \cdot b_{w.kant} \cdot h_w^3 = (6.366 \cdot 10^8) \text{ mm}^4$$

$$A_{w.kant} := h_w \cdot b_{w.kant} = (4.658 \cdot 10^4) \text{ mm}^2$$

Bunnflens

$$A_{ef.bf} := (t_{1.2} + t_{3.2}) \cdot b_{ef} = (1.096 \cdot 10^4) \text{ mm}^2 \quad A_{bf} := t_{bf} \cdot b_{ef} = (1.461 \cdot 10^4) \text{ mm}^2$$

$$\gamma_1 := \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_{0.bf} \cdot t_{1.2} \cdot t_{2.2}}{L^2 \cdot G_{r.bf}}} = 0.998 \quad \gamma_3 := 1$$

$$a_2 := \frac{t_{1.2} - t_{3.2}}{2} = 0 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{2.2} + t_{3.2}}{2} + a_2 = 12.5 \text{ mm} \quad a_1 := \left(\frac{t_{1.2} + t_{3.2}}{2} + t_{2.2}\right) - a_3 = 12.5 \text{ mm}$$

$$I_{ef.bf} := b_{ef} \cdot \left(\frac{t_{1.2}^3}{12} + \frac{t_{3.2}^3}{12} + \gamma_1 \cdot t_{1.2} \cdot a_1^2 + \gamma_3 \cdot t_{3.2} \cdot a_3^2\right) = (1.916 \cdot 10^6) \text{ mm}^4$$

Effektiv stivhet

$$a_2 := \frac{E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} \cdot (t_{tf} + h_w) - E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf} \cdot (h_w + t_{bf})}{2 \cdot (E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} + E_{0.w.kant} \cdot A_{w.kant} + E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf})} = 11.441 \text{ mm}$$

$$a_1 := \frac{t_{tf} + h_w}{2} - a_2 = 218.559 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{bf} + h_w}{2} + a_2 = 233.941 \text{ mm}$$

$$EI_{ef.tf} := E_{0.tf} \cdot I_{ef.tf} + E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} \cdot a_1^2$$

$$EI_{ef.w} := E_{0.w.indre} \cdot I_{ef.w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot I_{ef.w.kant} + (E_{0.w.indre} \cdot A_{w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot A_{w.kant}) \cdot a_2^2$$

$$EI_{ef.bf} := E_{0.bf} \cdot I_{ef.bf} + E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf} \cdot a_3^2$$

$$EI_{ef.L} := EI_{ef.tf} + EI_{ef.w} + EI_{ef.bf} = (2.662 \cdot 10^{13}) \text{ N} \cdot \text{mm}^2$$

B.3.3 Materialparametre**Toppflens**

$$k_{def.tf} := 0.6 \quad k_{mod.tf} := 0.8 \quad \gamma_{M.tf} := 1.25$$

$$f_{m.0.k.t} := 24 \text{ MPa} \quad f_{m.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{m.0.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 15.36 \text{ MPa}$$

$$f_{t.0.k.t} := 14.5 \text{ MPa} \quad f_{t.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{t.0.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 9.28 \text{ MPa}$$

$$f_{c.0.k.t} := 21 \text{ MPa} \quad f_{c.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.0.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 13.44 \text{ MPa}$$

$$f_{c.90.k.t} := 2.5 \text{ MPa} \quad f_{c.90.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.90.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 1.6 \text{ MPa}$$

$$f_{v.k} := 4 \text{ MPa} \quad f_{v.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{v.k}}{\gamma_{M.tf}} = 2.56 \text{ MPa}$$

$$f_{r.0.k} := 1.1 \text{ MPa} \quad f_{r.0.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{r.0.k}}{\gamma_{M.tf}} = 0.704 \text{ MPa}$$

Kantsteg

$$k_{def.w} := 0.6 \quad k_{mod.w} := 0.8 \quad \gamma_{M.w} := 1.25$$

$$f_{m.k.w} := 30 \text{ MPa} \quad f_{m.d.w} := k_{mod.w} \cdot \frac{f_{m.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 19.2 \text{ MPa}$$

$$f_{c.0.k.w} := 24.5 \text{ MPa} \quad f_{c.0.d.w} := k_{mod.w} \cdot \frac{f_{c.0.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 15.68 \text{ MPa}$$

$$f_{v.k.w} := 3.5 \text{ MPa}$$

$$f_{r.k.w} := 1.2 \text{ MPa} \quad f_{v.d.w} := k_{mod.w} \cdot \frac{f_{v.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 2.24 \text{ MPa}$$

$$f_{r.d.w} := k_{mod.w} \cdot \frac{f_{r.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 0.768 \text{ MPa}$$

Bunnflens

$$k_{def.bf} := 0.6 \quad k_{mod.bf} := 0.8 \quad \gamma_{M.bf} := 1.25$$

$$f_{m.0.k.t} := 24 \text{ MPa} \quad f_{m.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{m.0.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 15.36 \text{ MPa}$$

$$f_{t.0.k.t} := 17.4 \text{ MPa} \quad f_{t.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{t.0.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 11.136 \text{ MPa}$$

$$f_{t.90.k.t} := 0.4 \text{ MPa}$$

$$f_{c.0.k.t} := 26.4 \text{ MPa} \quad f_{t.90.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{t.90.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 0.256 \text{ MPa}$$

$$f_{v.k} := 4 \text{ MPa}$$

$$f_{c.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.0.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 16.896 \text{ MPa}$$

$$f_{r.k} := 1.1 \text{ MPa}$$

$$f_{v.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{v.k}}{\gamma_{M.bf}} = 2.56 \text{ MPa}$$

$$f_{r.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{r.k}}{\gamma_{M.bf}} = 0.704 \text{ MPa}$$

B.3.4 Dimensjonerende laster

Egenlast

$$G_{k.eigen} := \frac{masse \cdot g}{B \cdot L} \cdot b_{ef} = 0.258 \frac{kN}{m}$$

Last fra gulvkonstruksjon

$$G_{k.gulv} := \frac{3148.8 \text{ kg} \cdot g}{L \cdot B} \cdot b_{ef} = 0.235 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$G_k := G_{k.egen} + G_{k.gulv} = 0.493 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Nyttelast

$$Q := 5 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \quad Q_k := Q \cdot b_{ef} = 1.826 \frac{\text{kN}}{\text{m}} \quad P_k := 7 \text{ kN}$$

Lastkombinasjoner

Ut i fra Eurokode 0 bør hver lastkombinasjon omfatte en dominerende variabel last. Mest ugunstig kombinasjon er det tilfellet med nyttelast $Q = 5 \text{ kN/m}^2$.

$$\gamma_{G.1} := 1.35 \quad \gamma_{Q.1} := 1.5 \quad \psi_{0.1} := 0.7 \quad \xi := 0.89$$

$$E_{d.1} := \gamma_{G.1} \cdot G_k + \gamma_{Q.1} \cdot \psi_{0.1} \cdot Q_k = 2.583 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$E_{d.2} := \xi \cdot \gamma_{G.1} \cdot G_k + \gamma_{Q.1} \cdot Q_k = 3.331 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Maksimal bøyemoment og skjærkraft for fritt opplagt bjelke

$$M_{Ed} := \frac{1}{8} \cdot E_{d.2} \cdot L^2 = 41.64 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{Ed.2.felt} := \frac{1}{24} \cdot E_{d.2} \cdot L^2 = 13.88 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$V_{Ed} := \frac{1}{2} \cdot E_{d.2} \cdot L = 16.656 \text{ kN}$$

$$M_{Ed.2.innspenning} := \frac{1}{12} \cdot E_{d.2} \cdot L^2 = 27.76 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$V_{Ed.2} := \frac{1}{2} \cdot E_{d.2} \cdot L = 16.656 \text{ kN}$$

B.3.5 Spenningskontroll**Aksialspenninger**

Ettersom flensene består av CLT må det sjekkes for spenninger i både lengde- og tverretning.

Toppflens

$$\sigma_{1.d} := \frac{E_{0.tf} \cdot a_1 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 3.761 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m1.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.tf} \cdot t_{tf} \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.473 \text{ MPa}$$

$$\sigma_1 := \sigma_{1.d} + \sigma_{m1.d} = 4.234 \text{ MPa}$$

$$< \quad f_{c.0.d.t} = 16.896 \text{ MPa}$$

Kontroll tverrgående lag

$$\sigma_{1.d} := \frac{E_{90.tf} \cdot a_1 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.127 \text{ MPa} < f_{c.90.d.t} = 1.6 \text{ MPa}$$

Bunnflens

$$\sigma_{3.d} := \frac{E_{0.bf} \cdot a_3 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 4.026 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m3.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.bf} \cdot t_{bf} \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.344 \text{ MPa}$$

$$\sigma_3 := \sigma_{3.d} + \sigma_{m3.d} = 4.37 \text{ MPa} < f_{t.0.d.t} = 11.136 \text{ MPa}$$

Kontroll tverrgående lag

$$\sigma_{3.d} := \frac{E_{90.bf} \cdot a_3 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.135 \text{ MPa} < f_{t.90.d.t} = 0.256 \text{ MPa}$$

Steg

$$\sigma_{2.d} := \frac{E_{0.w.kant} \cdot a_2 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.233 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.w.kant} \cdot h_w \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 4.118 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} + \sigma_{2.d} = 4.351 \text{ MPa} < f_{m.d.w} = 19.2 \text{ MPa}$$

Skjærspenninger

Rulleskjær toppflens

Slik som i avsnitt B.2 er det sjekket for rulleskjær i flenser.

$$A_{tf.r} := (t_{1.1} + t_{2.1}) \cdot b_{ef} = (1.278 \cdot 10^4) \text{ mm}^2 \quad b_{3.1} := b_{w.indre} + t_{3.1} = 76 \text{ mm}$$

$$a_{1.r} := \frac{h_w + t_{1.1} + t_{2.1}}{2} - a_2 + t_{3.1} = 228.559 \text{ mm}$$

$$\tau_{mean.d.1r} := \frac{E_{90.tf} \cdot A_{tf.r} \cdot a_{1.r}}{b_{3.1} \cdot EI_{ef.L}} \cdot V_{Ed} = 0.0089 \text{ MPa} < f_{r.d} = 0.704 \text{ MPa}$$

Rulleskjær bunnflens

$$A_{bf,r} := (t_{3,2} + t_{2,2}) \cdot b_{ef} = (9.131 \cdot 10^3) \text{ mm}^2 \quad b_{1,2} := b_{w,indre} + t_{1,2} = 71 \text{ mm}$$

$$a_{3,r} := \frac{h_w + t_{2,2} + t_{3,2}}{2} + a_2 + t_{1,2} = 241.441 \text{ mm}$$

$$\tau_{mean,d.3r} := \frac{E_{90,bf} \cdot A_{bf,r} \cdot a_{3,r}}{b_{1,2} \cdot EI_{ef,L}} \cdot V_{Ed} = 0.0072 \text{ MPa} < f_{r,d} = 0.704 \text{ MPa}$$

Skjær overgang steg-flens

$$\tau_{mean,d.1} := \frac{E_{0,tf} \cdot A_{tf} \cdot a_1}{b_{w,kant} \cdot EI_{ef,L}} \cdot V_{Ed} = 0.2628 \text{ MPa} < f_{v,d} = 2.56 \text{ MPa}$$

$$\tau_{mean,d.3} := \frac{E_{0,bf} \cdot A_{bf} \cdot a_3}{b_{w,kant} \cdot EI_{ef,L}} \cdot V_{Ed} = 0.2046 \text{ MPa} < f_{v,d} = 2.56 \text{ MPa}$$

Skjærspenning steg

$$h := \frac{h_w}{2} + a_2 = 213.941 \text{ mm}$$

$$\tau_{2,max} := \frac{E_{0,bf} \cdot A_{bf} \cdot a_3 + 0.5 \cdot E_{0,w,kant} \cdot b_{w,kant} \cdot h^2}{b_{w,kant} \cdot EI_{ef,L}} \cdot V_{Ed} = 0.391 \text{ MPa} < f_{v,d,w} = 2.24 \text{ MPa}$$

Skjærknekkning i steg

$$\frac{V_{Ed}}{b_{w,kant} \cdot h_w \cdot \left(1 + \frac{0.5 \cdot (t_{tf} + t_{bf})}{h_w}\right)} = 0.32 \text{ MPa} < f_{v,d,w} = 2.24 \text{ MPa}$$

B.4 Bruddgrensek kontroll endesteg**B.4.1 Effektiv bredde**

$$cc := L - n_{w.ende} \cdot b_{w.ende} = (9.82 \cdot 10^3) \text{ mm}$$

$$b_{c.ef} := \min(0.1 \cdot L, 20 \cdot t_{tf}, cc) = (1 \cdot 10^3) \text{ mm}$$

$$b_{t.ef} := \min(0.1 \cdot L, cc) = (1 \cdot 10^3) \text{ mm}$$

$$b_{ef} := \min\left(\frac{b_{c.ef}}{2} + b_{w.kant}, \frac{b_{t.ef}}{2} + b_{w.kant}\right) = 615 \text{ mm}$$

B.4.2 Effektiv bøyestivhet**Toppflens**

$$A_{ef.tf} := t_{2.1} \cdot b_{ef} = (9.225 \cdot 10^3) \text{ mm}^2$$

$$A_{tf} := t_{tf} \cdot b_{ef} = (3.383 \cdot 10^4) \text{ mm}^2$$

$$\gamma_1 := \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_{0.tf} \cdot t_{1.1} \cdot t_{2.1}}{\left(\frac{B}{2}\right)^2 \cdot G_{r.tf}}} = 0.946 \quad \gamma_3 := 1$$

$$a_2 := \frac{t_{1.1} - t_{3.1}}{2} = 0 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{2.1} + t_{3.1}}{2} + a_2 = 17.5 \text{ mm} \quad a_1 := \left(\frac{t_{1.1} + t_{3.1}}{2} + t_{2.1}\right) - a_3 = 17.5 \text{ mm}$$

$$I_{ef.tf} := b_{ef} \cdot \left(\frac{t_{2.1}^3}{12} + t_{2.1} \cdot a_2^2\right) = (1.73 \cdot 10^5) \text{ mm}^4$$

Endesteg

$$I_{ef.w.ende} := \frac{1}{12} \cdot b_{w.ende} \cdot h_w^3 = (4.982 \cdot 10^8) \text{ mm}^4$$

$$L := \frac{B}{2} - 2 \cdot b_{w.kant} = 2.17 \text{ m}$$

$$A_{w.ende} := h_w \cdot b_{w.ende} = (3.645 \cdot 10^4) \text{ mm}^2$$

Bunnflens

$$A_{ef.bf} := t_{2.2} \cdot b_{ef} = (6.15 \cdot 10^3) \text{ mm}^2$$

$$A_{bf} := t_{bf} \cdot b_{ef} = (2.46 \cdot 10^4) \text{ mm}^2$$

$$\gamma_1 := \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_{0.bf} \cdot t_{1.2} \cdot t_{2.2}}{\left(\frac{B}{2}\right)^2 \cdot G_{r.bf}}} = 0.973 \quad \gamma_3 := 1$$

$$a_2 := \frac{t_{1.2} - t_{3.2}}{2} = 0 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{2.2} + t_{3.2}}{2} + a_2 = 12.5 \text{ mm} \quad a_1 := \left(\frac{t_{1.2} + t_{3.2}}{2} + t_{2.2}\right) - a_3 = 12.5 \text{ mm}$$

$$I_{ef.bf} := b_{ef} \cdot \left(\frac{t_{2.2}^3}{12} + t_{2.2} \cdot a_2^2\right) = (5.125 \cdot 10^4) \text{ mm}^4$$

Effektiv stivhet

$$a_2 := \frac{E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} \cdot (t_{tf} + h_w) - E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf} \cdot (h_w + t_{bf})}{2 \cdot (E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} + E_{0.w.ende} \cdot A_{w.ende} + E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf})} = 12.889 \text{ mm}$$

$$a_1 := \frac{t_{tf} + h_w}{2} - a_2 = 217.111 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{bf} + h_w}{2} + a_2 = 235.389 \text{ mm}$$

$$EI_{ef.tf} := E_{0.tf} \cdot I_{ef.tf} + E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} \cdot a_1^2$$

$$EI_{ef.w} := E_{0.w.indre} \cdot I_{ef.w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot I_{ef.w.kant} + (E_{0.w.indre} \cdot A_{w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot A_{w.kant}) \cdot a_2^2$$

$$EI_{ef.bf} := E_{0.bf} \cdot I_{ef.bf} + E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf} \cdot a_3^2$$

$$EI_{ef.L} := EI_{ef.tf} + EI_{ef.w} + EI_{ef.bf} = (2.083 \cdot 10^{13}) \text{ N} \cdot \text{mm}^2$$

B.4.3 Materialparametre**Toppflens**

$$k_{def.tf} := 0.6 \quad k_{mod.tf} := 0.8 \quad \gamma_{M.tf} := 1.25$$

$$f_{m.0.k.t} := 24 \text{ MPa} \quad f_{m.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{m.0.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 15.36 \text{ MPa}$$

$$f_{t.0.k.t} := 14.5 \text{ MPa} \quad f_{t.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{t.0.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 9.28 \text{ MPa}$$

$$f_{c.0.k.t} := 21 \text{ MPa} \quad f_{c.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.0.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 13.44 \text{ MPa}$$

$$f_{c.90.k.t} := 2.5 \text{ MPa} \quad f_{c.90.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.90.k.t}}{\gamma_{M.tf}} = 1.6 \text{ MPa}$$

$$f_{v.k} := 4 \text{ MPa} \quad f_{v.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{v.k}}{\gamma_{M.tf}} = 2.56 \text{ MPa}$$

$$f_{r.0.k} := 1.1 \text{ MPa} \quad f_{r.0.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{r.0.k}}{\gamma_{M.tf}} = 0.704 \text{ MPa}$$

$$f_{v.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{v.k}}{\gamma_{M.tf}} = 2.56 \text{ MPa}$$

$$f_{r.0.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{r.0.k}}{\gamma_{M.tf}} = 0.704 \text{ MPa}$$

Endesteg

$$k_{def.w} := 0.6 \quad k_{mod.w} := 0.8 \quad \gamma_{M.w} := 1.25$$

$$f_{m.k.w} := 30 \text{ MPa} \quad f_{m.d.w} := k_{mod.w} \cdot \frac{f_{m.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 19.2 \text{ MPa}$$

$$f_{c.0.k.w} := 24.5 \text{ MPa} \quad f_{c.0.d.w} := k_{mod.w} \cdot \frac{f_{c.0.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 15.68 \text{ MPa}$$

$$f_{v.k.w} := 3.5 \text{ MPa}$$

$$f_{r.k.w} := 1.2 \text{ MPa} \quad f_{v.d.w} := k_{mod.w} \cdot \frac{f_{v.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 2.24 \text{ MPa}$$

$$f_{r.d.w} := k_{mod.w} \cdot \frac{f_{r.k.w}}{\gamma_{M.w}} = 0.768 \text{ MPa}$$

Bunnflens

$$k_{def.bf} := 0.6 \quad k_{mod.bf} := 0.8 \quad \gamma_{M.bf} := 1.25$$

$$f_{m.0.k.t} := 24 \text{ MPa} \quad f_{m.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{m.0.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 15.36 \text{ MPa}$$

$$f_{t.0.k.t} := 17.4 \text{ MPa} \quad f_{t.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{t.0.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 11.136 \text{ MPa}$$

$$f_{t.90.k.t} := 0.4 \text{ MPa}$$

$$f_{c.0.k.t} := 26.4 \text{ MPa} \quad f_{t.90.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{t.90.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 0.256 \text{ MPa}$$

$$f_{v.k} := 4 \text{ MPa}$$

$$f_{c.0.d.t} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{c.0.k.t}}{\gamma_{M.bf}} = 16.896 \text{ MPa}$$

$$f_{r.k} := 1.1 \text{ MPa}$$

$$f_{v.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{v.k}}{\gamma_{M.bf}} = 2.56 \text{ MPa}$$

$$f_{r.d} := k_{mod.tf} \cdot \frac{f_{r.k}}{\gamma_{M.bf}} = 0.704 \text{ MPa}$$

B.4.4 Dimensjonerende laster**Egenlast**

$$G_{k.egen} := (\rho_{w.ende} \cdot h_w \cdot b_{w.ende} + (t_{tf} \cdot \rho_{tf} + t_{bf} \cdot \rho_{bf}) \cdot b_{ef}) \cdot g = 0.394 \frac{kN}{m}$$

Last fra gulvkonstruksjon

$$G_{k.gulv} := \frac{3148.8 \text{ kg} \cdot g}{L \cdot B} \cdot b_{ef} = 1.823 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$G_k := G_{k.egen} + G_{k.gulv} = 2.218 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Nyttelast

$$P := V_{Ed} = 25.377 \text{ kN}$$

Lastkombinasjoner

Ut i fra Eurokode 0 bør hver lastkombinasjon omfatte en dominerende variabel last. Mest ugunstig kombinasjon er det tilfellet med nyttelast $Q = 5 \text{ kN/m}^2$.

$$\gamma_{G.1} := 1.35 \quad \gamma_{Q.1} := 1.5 \quad \psi_{0.1} := 0.7 \quad \xi := 0.89$$

$$E_{d.1} := \gamma_{G.1} \cdot G_k = 2.994 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$E_{d.2} := \xi \cdot \gamma_{G.1} \cdot G_k = 2.664 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Maksimal bøyemoment og skjærkraft for fritt opplagt bjelke

$$M_{Ed} := \frac{1}{8} \cdot E_{d.2} \cdot L^2 + 2 \cdot \frac{3 \cdot P \cdot L}{16} + \frac{P \cdot L}{4} = 35.986 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$V_{Ed} := \frac{1}{2} \cdot E_{d.2} \cdot L + P + \frac{P}{2} = 40.957 \text{ kN}$$

B.4.5 Spenningskontroll**Aksialspenninger**

Ettersom flensene består av CLT må det sjekkes for spenninger i både lengde- og tverretning.

Toppflens

$$\sigma_{1.d} := \frac{E_{0.tf} \cdot a_1 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 4.125 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m1.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.tf} \cdot t_{tf} \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.523 \text{ MPa}$$

$$\sigma_1 := \sigma_{1.d} + \sigma_{m1.d} = 4.648 \text{ MPa} < f_{c.0.d.t} = 16.896 \text{ MPa}$$

Kontroll tverrgående lag

$$\sigma_{1.d} := \frac{E_{90.tf} \cdot a_1 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.139 \text{ MPa} < f_{c.90.d.t} = 1.6 \text{ MPa}$$

Bunnflens

$$\sigma_{3.d} := \frac{E_{0.bf} \cdot a_3 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 4.473 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m3.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.bf} \cdot t_{bf} \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.38 \text{ MPa}$$

$$\sigma_3 := \sigma_{3.d} + \sigma_{m3.d} = 4.853 \text{ MPa} < f_{t.0.d.t} = 11.136 \text{ MPa}$$

Kontroll tverrgående lag

$$\sigma_{3.d} := \frac{E_{90.bf} \cdot a_3 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.15 \text{ MPa} < f_{t.90.d.t} = 0.256 \text{ MPa}$$

Steg

$$\sigma_{2.d} := \frac{E_{0.w.kant} \cdot a_2 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.289 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.w.kant} \cdot h_w \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 4.547 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} + \sigma_{2.d} = 4.837 \text{ MPa} < f_{m.d.w} = 19.2 \text{ MPa}$$

Skjærspenninger*Rulleskjær toppflens*

Ved endebjelken er det ved overgangen steg-flens overført spenninger til tverrgående lag, og det sjekkes derfor for rulleskjær her.

$$\tau_{mean.d.1} := \frac{E_{90.tf} \cdot A_{tf} \cdot a_1}{b_{w.ende} \cdot EI_{ef.L}} \cdot V_{Ed} = 0.0594 \text{ MPa} < f_{r.d} = 0.704 \text{ MPa}$$

$$\tau_{mean.d.3} := \frac{E_{90.bf} \cdot A_{bf} \cdot a_3}{b_{w.ende} \cdot EI_{ef.L}} \cdot V_{Ed} = 0.0468 \text{ MPa} < f_{r.d} = 0.704 \text{ MPa}$$

Skjærspenninger steg

$$h := \frac{h_w}{2} + a_2 = 215.389 \text{ mm}$$

$$\tau_{2,max} := \frac{E_{0,bf} \cdot A_{bf} \cdot a_3 + 0.5 \cdot E_{0,w.kant} \cdot b_{w.kant} \cdot h^2}{b_{w.kant} \cdot EI_{ef,L}} \cdot V_{Ed} = 1.682 \text{ MPa} < f_{v,d,w} = 2.24 \text{ MPa}$$

Skjærknekkning steg

$$\frac{V_{Ed}}{b_{w.kant} \cdot h_w \cdot \left(1 + \frac{0.5 \cdot (t_{tf} + t_{bf})}{h_w}\right)} = 0.787 \text{ MPa} < f_{v,d,w} = 2.24 \text{ MPa}$$

B.5 Kontroll ved brannforløp

Brannkravet for en etasjeskiller er satt til REI90 som betyr at konstruksjonen skal holde sin bæreevne ved en brannsituasjon i 90 minutter. Ved en brannsituasjon vil deler av bunnflensen forbrennes slik at bunnflensen ikke får samme styrke.

$$h_p := 15 \quad \text{To stk gipsplater type F} \quad \beta_0 := 0.65 \quad t_{req} := 90$$

$$k_3 := 2 \quad d_0 := 7 \quad k_0 := 1$$

$$t_{ch} := 2.8 \cdot (h_p + 0.8 \cdot h_p) - 14 = 61.6$$

$$t_a := \min\left(2 \cdot t_{ch}, \frac{25}{k_3 \cdot \beta_0} + t_{ch}\right) = 80.831$$

$$d_{char,n} := k_3 \cdot \beta_0 \cdot (t_a - t_{ch}) + \beta_0 \cdot (t_{req} - t_a) = 30.96$$

$$d_{ef} := (d_{char,n} + k_0 \cdot d_0) \cdot mm = 37.96 \text{ mm}$$

$$t_{bf} := 40 \text{ mm}$$

$$t_{bf,char} := t_{bf} - d_{ef} = 2.04 \text{ mm}$$

Beregningene viser at 2.04 mm av bunnflensen vil bestå etter brannforløpet. For videre beregninger blir bunnflensen derfor neglisjert og antatt tykkelse blir lik 0.

I brannberegningene omgjøres styrkeklassene til styrkeklasser ved brann. Her legges det til brannmodifikasjoner som gir materialet større beregningsmessig kapasitet.

$$f_{d,fi} = k_{mod,fi} \frac{f_{20}}{\gamma_{M,fi}} \quad f_{20} = k_{fi} f_k \quad (\text{B.1})$$

$\gamma_{M,fi} := 1.0$	NS-EN 1995-1-2:2004 + NA:2010 pkt. NA.2.3
$k_{mod,fi} := 1.0$	NS-EN 1995-1-2:2004 + NA:2010 pkt. 4.2.2 (5)

B.5.1 Materialparametere

Toppflens

$$\begin{aligned}
 k_{def,tj} &:= 0.6 & k_{fi} &:= 1.25 & \gamma_{M,tj} &:= 1 & k_{mod,fi} &:= 1 \\
 f_{m,0,k,t} &:= 24 \text{ MPa} & f_{m,0,d,t} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{m,0,k,t}}{\gamma_{M,tj}} = 30 \text{ MPa} \\
 f_{t,0,k,t} &:= 14.5 \text{ MPa} & f_{t,0,d,t} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{t,0,k,t}}{\gamma_{M,tj}} = 18.125 \text{ MPa} \\
 f_{c,0,k,t} &:= 21 \text{ MPa} & f_{c,0,d,t} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{c,0,k,t}}{\gamma_{M,tj}} = 26.25 \text{ MPa} \\
 f_{c,90,k,t} &:= 2.5 \text{ MPa} & f_{c,90,d,t} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{c,90,k,t}}{\gamma_{M,tj}} = 3.125 \text{ MPa} \\
 f_{v,k} &:= 4 \text{ MPa} & f_{v,d} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{v,k}}{\gamma_{M,tj}} = 5 \text{ MPa} \\
 f_{r,0,k} &:= 1.1 \text{ MPa} & f_{r,0,d} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{r,0,k}}{\gamma_{M,tj}} = 1.375 \text{ MPa}
 \end{aligned}$$

Indre steg

$$\begin{aligned}
 k_{def,w} &:= 0.6 & k_{fi} &:= 1.15 & \gamma_{M,w} &:= 1.0 & k_{mod,fi} &:= 1 \\
 f_{m,k,w} &:= 28 \text{ MPa} & f_{m,d,w} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{m,k,w}}{\gamma_{M,w}} = 32.2 \text{ MPa} \\
 f_{c,0,k,w} &:= 24 \text{ MPa} & f_{c,0,d,w} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{c,0,k,w}}{\gamma_{M,w}} = 27.6 \text{ MPa} \\
 f_{v,k,w} &:= 3.5 \text{ MPa} & f_{v,d,w} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{v,k,w}}{\gamma_{M,w}} = 4.025 \text{ MPa} \\
 f_{r,k,w} &:= 1.2 \text{ MPa} & f_{r,d,w} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{r,k,w}}{\gamma_{M,w}} = 1.38 \text{ MPa}
 \end{aligned}$$

Kantbjelke og endebjelke

$$\begin{aligned}
k_{def,w} &:= 0.6 & k_{fi} &:= 1.15 & \gamma_{M,w} &:= 1.0 & k_{mod,fi} &:= 1 \\
f_{m,k,w} &:= 30 \text{ MPa} & f_{m,d,w} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{m,k,w}}{\gamma_{M,w}} = 34.5 \text{ MPa} \\
f_{c.0,k,w} &:= 24.5 \text{ MPa} & f_{c.0,d,w} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{c.0,k,w}}{\gamma_{M,w}} = 28.175 \text{ MPa} \\
f_{v,k,w} &:= 3.5 \text{ MPa} & f_{v,d,w} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{v,k,w}}{\gamma_{M,w}} = 4.025 \text{ MPa} \\
f_{r,k,w} &:= 1.2 \text{ MPa} & f_{r,d,w} &:= k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_{r,k,w}}{\gamma_{M,w}} = 1.38 \text{ MPa}
\end{aligned}$$

B.5.2 Brannkontroll indre steg

Effektiv stivhet

$$a_2 := \frac{E_{0,tf} \cdot A_{ef,tf} \cdot (t_{tf} + h_w) - E_{0,bf} \cdot A_{ef,bf} \cdot (h_w + t_{bf})}{2 \cdot (E_{0,tf} \cdot A_{ef,tf} + E_{0,w,indre} \cdot A_{w,indre} + E_{0,bf} \cdot A_{ef,bf})} = 106.59 \text{ mm}$$

$$a_1 := \frac{t_{tf} + h_w}{2} - a_2 = 123.41 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{bf} + h_w}{2} + a_2 = 309.09 \text{ mm}$$

$$EI_{ef,tf} := E_{0,tf} \cdot I_{ef,tf} + E_{0,tf} \cdot A_{ef,tf} \cdot a_1^2$$

$$EI_{ef,w} := E_{0,w,indre} \cdot I_{ef,w,indre} + E_{0,w,kant} \cdot I_{ef,w,kant} + (E_{0,w,indre} \cdot A_{w,indre} + E_{0,w,kant} \cdot A_{w,kant}) \cdot a_2^2$$

$$EI_{ef,bf} := E_{0,bf} \cdot I_{ef,bf} + E_{0,bf} \cdot A_{ef,bf} \cdot a_3^2$$

$$EI_{ef,L} := EI_{ef,tf} + EI_{ef,w} + EI_{ef,bf} = (7.153 \cdot 10^{13}) \text{ N} \cdot \text{mm}^2$$

Egenlast:

$$masse := L \cdot (\rho_{tf} \cdot A_{tf} + \rho_{w,indre} \cdot A_{w,indre} + \rho_{w,kant} \cdot A_{w,kant} + \rho_{bf} \cdot A_{bf}) + B \cdot (\rho_{w,ende} \cdot A_{w,ende}) = (1.178 \cdot 10^3) \text{ kg}$$

$$G_{k,egen} := \frac{masse \cdot g}{B \cdot L} \cdot b_{ef} = 0.134 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Last fra gulvkonstruksjon:

$$G_{k.gulv} := \frac{3148.8 \text{ kg} \cdot \mathbf{g}}{L \cdot B} \cdot b_{ef} = 0.358 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$G_k := G_{k.egen} + G_{k.gulv} = 0.492 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Nyttelast

$$Q := 5 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \quad Q_k := Q \cdot b_{ef} = 2.783 \frac{\text{kN}}{\text{m}} \quad P_k := 7 \text{ kN}$$

Fra NS-EN:1990 bestemmes lastfaktor etter tabell NA.A1.1. Verdien på ψ_2 blir 0.6 etter kategori D og C.

$$E_{d.1} := G_k + \psi_2 \cdot Q_k = 2.161 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Maksimal bæyemoment og skjærkraft for fritt opplagt bjelke:

$$M_{Ed} := \frac{1}{8} \cdot E_{d.1} \cdot L^2 = 27.017 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$V_{Ed} := \frac{1}{2} \cdot E_{d.1} \cdot L = 10.807 \text{ kN}$$

Spenningskontroll

Toppflens

$$\sigma_{1.d} := \frac{E_{0.tj} \cdot a_1 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.513 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m1.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.tj} \cdot t_{tj} \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.114 \text{ MPa}$$

$$\sigma_1 := \sigma_{1.d} + \sigma_{m1.d} = 0.627 \text{ MPa} < f_{c.0.d.t} = 26.25 \text{ MPa}$$

Steg

$$\sigma_{2.d} := \frac{E_{0.w.indre} \cdot a_2 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.503 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.w.indre} \cdot h_w \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.956 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} + \sigma_{2.d} = 1.459 \text{ MPa} < f_{m.d.w} = 32.2 \text{ MPa}$$

Skjær overgang steg - flens

$$\tau_{\text{mean.d.1}} := \frac{E_{0.tf} \cdot A_{tf} \cdot a_1}{b_{w.indre} \cdot EI_{ef.L}} \cdot V_{Ed.} = 0.1121 \text{ MPa} < f_{v.d} = 5 \text{ MPa}$$

Skjærspenning i steg

$$\tau_{2.max} := \frac{E_{0.tf} \cdot A_{tf} \cdot a_1 + 0.5 \cdot E_{0.w.indre} \cdot b_{w.indre} \cdot h^2}{b_{w.indre} \cdot EI_{ef.L}} \cdot V_{Ed.} = 0.202 \text{ MPa} < f_{v.d.w} = 4.025 \text{ MPa}$$

Skjærknekkning

$$\frac{V_{Ed.}}{b_{w.indre} \cdot h_w \cdot \left(1 + \frac{0.5 \cdot (t_{tf} + t_{bf})}{h_w}\right)} = 0.446 \text{ MPa} < f_{v.d.w} = 4.025 \text{ MPa}$$

B.5.3 Brannkontroll kantsteg

Effektiv stivhet

$$a_2 := \frac{E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} \cdot (t_{tf} + h_w) - E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf} \cdot (h_w + t_{bf})}{2 \cdot (E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} + E_{0.w.kant} \cdot A_{w.kant} + E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf})} = 48.243 \text{ mm}$$

$$a_1 := \frac{t_{tf} + h_w}{2} - a_2 = 181.757 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{bf} + h_w}{2} + a_2 = 250.743 \text{ mm}$$

$$EI_{ef.tf} := E_{0.tf} \cdot I_{ef.tf} + E_{0.tf} \cdot A_{ef.tf} \cdot a_1^2$$

$$EI_{ef.w} := E_{0.w.indre} \cdot I_{ef.w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot I_{ef.w.kant} + (E_{0.w.indre} \cdot A_{w.indre} + E_{0.w.kant} \cdot A_{w.kant}) \cdot a_2^2$$

$$EI_{ef.bf} := E_{0.bf} \cdot I_{ef.bf} + E_{0.bf} \cdot A_{ef.bf} \cdot a_3^2$$

$$EI_{ef.L} := EI_{ef.tf} + EI_{ef.w} + EI_{ef.bf} = (1.958 \cdot 10^{13}) \text{ N} \cdot \text{mm}^2$$

$$G_{k.egen} := \frac{\text{masse} \cdot g}{B \cdot L} \cdot b_{ef} = 0.088 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Last fra gulvkonstruksjon:

$$G_{k.gulv} := \frac{3148.8 \text{ kg} \cdot g}{L \cdot B} \cdot b_{ef} = 0.235 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$G_k := G_{k.egen} + G_{k.gulv} = 0.323 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Nyttelast

$$Q := 5 \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \quad Q_k := Q \cdot b_{ef} = 1.826 \frac{\text{kN}}{\text{m}} \quad P_k := 7 \text{ kN}$$

$$\gamma_{G,1} := 1 \quad \gamma_{Q,1} := 1 \quad \psi_2 := 0.6 \quad \xi := 1$$

$$E_{d,1} := G_k + \psi_2 \cdot Q_k = 1.419 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Maksimal bøyemoment og skjærkraft
for fritt opplagt bjelke:

$$M_{Ed} := \frac{1}{8} \cdot E_{d.1} \cdot L^2 = 17.732 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$V_{Ed} := \frac{1}{2} \cdot E_{d.1} \cdot L = 7.093 \text{ kN}$$

Maksimal bøyemoment og skjærkraft
for fast innspenning bjelke:

$$M_{Ed.2.felt} := \frac{1}{24} \cdot E_{d.1} \cdot L^2 = 5.911 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$M_{Ed.2.innspenning} := \frac{1}{12} \cdot E_{d.1} \cdot L^2 = 11.822 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$V_{Ed.2} := \frac{1}{2} \cdot E_{d.1} \cdot L = 7.093 \text{ kN}$$

Spenningskontroll

Toppflens

$$\sigma_{1.d} := \frac{E_{0.tf} \cdot a_1 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 1.81 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m1.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.tf} \cdot t_{tf} \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.274 \text{ MPa}$$

$$\sigma_1 := \sigma_{1.d} + \sigma_{m1.d} = 2.084 \text{ MPa} < f_{c.0.d.t} = 26.25 \text{ MPa}$$

Kontroll tverrgående lag

$$\sigma_{1.d} := \frac{E_{90.tf} \cdot a_1 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.061 \text{ MPa} < f_{c.90.d.t} = 3.125 \text{ MPa}$$

Steg

$$\sigma_{2.d} := \frac{E_{0.w.kant} \cdot a_2 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.568 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.w.kant} \cdot h_w \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 2.384 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} + \sigma_{2.d} = 2.952 \text{ MPa} < f_{m.d.w} = 34.5 \text{ MPa}$$

Skjær i overgang steg-flens

$$\tau_{mean.d.1} := \frac{E_{0.tf} \cdot A_{tf} \cdot a_1}{b_{w.kant} \cdot EI_{ef.L}} \cdot V_{Ed} = 0.1265 \text{ MPa} < f_{v.d} = 5 \text{ MPa}$$

Skjærspenning i steg

$$\tau_{2,max} := \frac{E_{0.tf} \cdot A_{tf} \cdot a_1 + 0.5 \cdot E_{0.w.kant} \cdot b_{w.kant} \cdot h^2}{b_{w.kant} \cdot EI_{ef.L}} \cdot V_{Ed} = 0.275 \text{ MPa} < f_{v.d.w} = 4.025 \text{ MPa}$$

Skjærknekkning i steg

$$\frac{V_{Ed}}{b_{w,kant} \cdot h_w \cdot \left(1 + \frac{0.5 \cdot (t_{tf} + t_{bf})}{h_w}\right)} = 0.143 \text{ MPa} < f_{v,d,w} = 4.025 \text{ MPa}$$

B.5.4 Brannkontroll endesteg - ett dekke

Effektiv stivhet

$$a_2 := \frac{E_{0,tf} \cdot A_{ef,tf} \cdot (t_{tf} + h_w) - E_{0,bf} \cdot A_{ef,bf} \cdot (h_w + t_{bf})}{2 \cdot (E_{0,tf} \cdot A_{ef,tf} + E_{0,w,ende} \cdot A_{w,ende} + E_{0,bf} \cdot A_{ef,bf})} = 40.567 \text{ mm}$$

$$a_1 := \frac{t_{tf} + h_w}{2} - a_2 = 189.433 \text{ mm} \quad a_3 := \frac{t_{bf} + h_w}{2} + a_2 = 243.067 \text{ mm}$$

$$EI_{ef,tf} := E_{0,tf} \cdot I_{ef,tf} + E_{0,tf} \cdot A_{ef,tf} \cdot a_1^2$$

$$EI_{ef,w} := E_{0,w,indre} \cdot I_{ef,w,indre} + E_{0,w,kant} \cdot I_{ef,w,kant} + (E_{0,w,indre} \cdot A_{w,indre} + E_{0,w,kant} \cdot A_{w,kant}) \cdot a_2^2$$

$$EI_{ef,bf} := E_{0,bf} \cdot I_{ef,bf} + E_{0,bf} \cdot A_{ef,bf} \cdot a_3^2$$

$$EI_{ef,L} := EI_{ef,tf} + EI_{ef,w} + EI_{ef,bf} = (1.726 \cdot 10^{13}) \text{ N} \cdot \text{mm}^2$$

$$G_{k,egen} := (\rho_{w,ende} \cdot h_w \cdot b_{w,ende} + (t_{tf} \cdot \rho_{tf} + t_{bf} \cdot \rho_{bf}) \cdot b_{ef}) \cdot g = 0.293 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Last fra gulvkonstruksjon:

$$G_{k,gulv} := \frac{3148.8 \text{ kg} \cdot g}{L \cdot B} \cdot b_{ef} = 1.823 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$G_k := G_{k,egen} + G_{k,gulv} = 2.116 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$E_{d,1} := \gamma_{G,1} \cdot G_k = 2.116 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Maksimal bæyemoment og skjærkraft for fritt opplagt bjelke:

$$M_{Ed} := \frac{1}{8} \cdot E_{d,2} \cdot L^2 + 2 \cdot \frac{3 \cdot P \cdot L}{16} + \frac{P \cdot L}{4} = 15.903 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

$$V_{Ed} := \frac{1}{2} \cdot E_{d,2} \cdot L + P + \frac{P}{2} = 18.507 \text{ kN}$$

Spenningskontroll

Toppflens

$$\sigma_{1.d} := \frac{E_{0.tf} \cdot a_1 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 1.92 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m1.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.tf} \cdot t_{tf} \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.279 \text{ MPa}$$

$$\sigma_1 := \sigma_{1.d} + \sigma_{m1.d} = 2.199 \text{ MPa} < f_{c.0.d.t} = 26.25 \text{ MPa}$$

Steg

$$\sigma_{2.d} := \frac{E_{0.w.kant} \cdot a_2 \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 0.486 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} := \frac{0.5 \cdot E_{0.w.kant} \cdot h_w \cdot M_{Ed}}{EI_{ef.L}} = 2.426 \text{ MPa}$$

$$\sigma_{m2.d} + \sigma_{2.d} = 2.912 \text{ MPa} < f_{m.d.w} = 34.5 \text{ MPa}$$

Skjærspenning i steg

$$h := \frac{h_w}{2} + a_2 = 243.067 \text{ mm} \quad a_3 = 0.243 \text{ m} \quad A_{bf} = (6.827 \cdot 10^{-8}) \text{ m}^2$$

$$\tau_{2.max} := \frac{E_{0.tf} \cdot A_{tf} \cdot a_1 + 0.5 \cdot E_{0.w.kant} \cdot b_{w.kant} \cdot h^2}{b_{w.kant} \cdot EI_{ef.L}} \cdot V_{Ed} = 1.069 \text{ MPa} < f_{v.d.w} = 4.025 \text{ MPa}$$

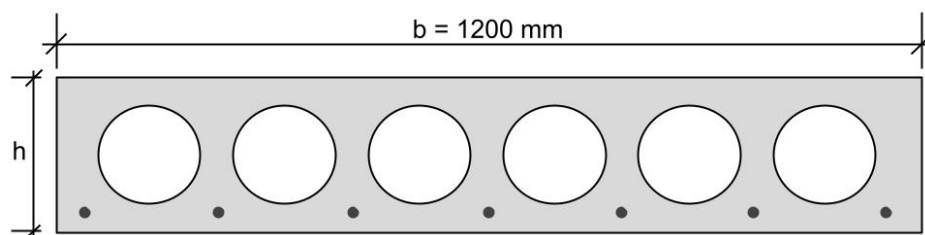
Skjærknekkning i steg

$$\frac{V_{Ed}}{b_{w.kant} \cdot h_w \cdot \left(1 + \frac{0.5 \cdot (t_{tf} + t_{bf})}{h_w}\right)} = 0.372 \text{ MPa} < f_{v.d.w} = 4.025 \text{ MPa}$$

C Beregninger av hulldekke i betong for sammenligning

For å ha en kontekst for resultatene av hulldekkene i tre, trengs det et sammenligningsgrunnlag. For å sammenligne med et hulldekke i tre er det naturlig å sammenligne med det mer kjente og mere brukte alternativet, hulldekke i betong. Hulldekker i betong er forspente betongelementer produsert på fabrikk, og brukes mye til dekker og tak. Dekkene kommer i mange varianter og kan tilpasses til bruk i alt fra små eneboliger og kontorer til store industribygg. Dekkene er svært populære på grunn av gode lydisoleringsevner som kommer av den høye vekten, muligheter for lange spenn uten forstyrrende bærekonstruksjoner, tidsbesparelsen man får på byggeplass ved bruk av bygningselementer, gode brannegenskaper, og en lav pris (Dekkesystemer AS 2021).

Beskrivelse av bærekonstruksjonen



Figur C.2: Hulldekketverrsnitt

Hulldekkene i betong fungerer på mange måter som hulldekker i tre hvor man har “steg” i midten av tverrsnittet, mens man har mer areal og armering mot over- og undersiden hvor de vil bidra mer til konstruksjonens styrke og stivhet. Tverrsnittene kan tilpasses med blant annet å legge inn flere eller tykkere spenntau for å gi dekket mer kapasitet, og man kan gi dekket tykkere “flenser” for å få større overdekning og med det kunne oppnå strengere brannkrav. Standard bredde på elementene er 1,2 meter, men man kan spesialbestille utenom dette. Høydene er også standardhøyder som varierer mellom 200 – 500 millimeter.

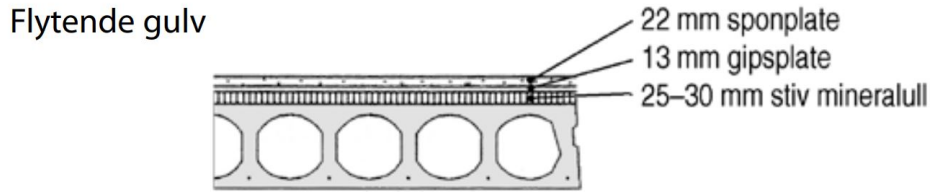
C.1 Bruksgrensekrav

For at hulldekket i betong skal være sammenlignbart med hulldekket i tre, legges det til grunn tilsvarende krav. Konstruksjonen skal derfor kunne tilfredsstillende de samme bruks-, brudd-, lyd- og vibrasjonskrav som tredekket dimensjoneres for.

Lyd

Oppgaven ser først på lydkrav for å kunne starte med å bestemme gulvoppbygningen og med det ha den permanente lasten til konstruksjonen for videre beregninger. For valg av type gulvkonstruksjon er det ønskelig med et flytende gulv som vil gi gode lyddempende egenskaper, men også som argument for å velge en høyere dempingskoeffisient ved dimensjoneringen for vibrasjoner senere. I mur+betong, som er et bransjeid tidsskrift om arkitektur og byggeteknikk, er det gitt ut en artikkel om elementdekker som gir et forslag for et flytende gulv som tilfredsstillende kravene til luft- og trinnlyd (mur+betong 2021). 22 mm sponplate, 13 mm gipsplate og 30 mm stiv mineralull gir løsningen tilfredsstillende lydegenskaper (mur+betong

2008). Dette gjelder ifølge artikkelen for tverrsnittshøyder for hulldekket i betong på mellom 200 og 400 mm. Samlet gir denne gulvoppbygningen en ekstra egenvekt på rett over 30 kg/m². Legger man til parkett på 8 kg/m² og at det trengs noe avrettingsmasse på dekket, kommer man frem til omtrent 50 kg/m² eller 0,5 kN/m².



Figur C.3: Flytende gulvoppbygning betongdekke

Kilde: mur+betong 2008

Vibrasjoner

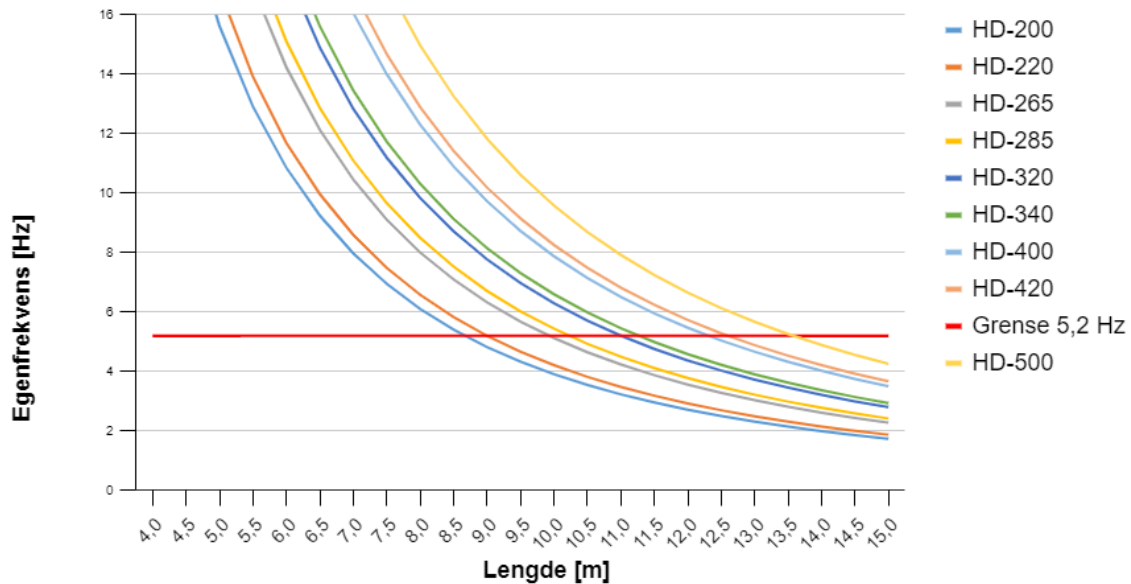
Det er i oppgaven lagt til grunn å forvente samme nivå på vibrasjonsegenskapene til et hulldekke i betong som for hulldekket i tre det skal sammenlignes med. Betongelementforeningen har på sin hjemmeside betongelement.no publisert et regneark for beregning av dynamisk respons med tilhørende presentasjonsdel og tekstdel som tar for seg regnearket og beregningsgrunnlaget for utregninger og resultater (Betongelementforeningen 2005). Nåværende publikasjon er fra januar 2005, men ser ut til å være eneste tilgjengelige verktøy for dimensjonering av hulldekker i betong for vibrasjoner.

For å beregne vibrasjonsegenskapene til et dekke trengs det inputverdier og ulike valg må tas for utgangspunktet. Det velges å bruke B45 som betongkvalitet videre, noe som betongelementboka kaller en vanlig betongkvalitet for hulldekker (Vinje 2020). Ekstra egenlast utover betongelementets egenlast settes lik vekten som kom frem under valg av gulvoppbygningen for lydkrav. Dette gir en ekstra masse på 600 kg (50 kg/m² * 1,2 m * 10 m). Dempingskoeffisient må også velges. Regnearket anbefaler dempningsverdier for betongelementer på $\lambda = 0,015-0,025$. På grunn av valget om å ha et flytende gulv på hulldekket, er det valgt å gå videre med en dempingskoeffisient på 0,025. Den dynamiske ganglasten som påføres betongdekket settes til samme last $P = 700$ N og samme lastperiode = 0,5 s (2 Hz) som det er brukt for vibrasjonsberegningene til hulldekket i tre.

I vibrasjonsberegningene til hulldekket i tre er det konfigurert på en slik måte at det skal være minst to dekker som ligger inntil hverandre. Dette ble gjort for å forbedre vibrasjonsegenskapene til dekket i forbindelse med V_{rms} -kravet. Den samme antakelsen blir gjort for betongelementene som regnes på i regnearket. Dette gjøres for at betongdekket skal behandles rettferdig ovenfor trealternativet. Ved å doble bredde, tverrsnittsareal, arealtreghetsmoment og masse ser man V_{rms} går fra 23,66 til 11,83, altså en halvering for en test med HD-320 som utgangspunkt.

Det første regnearket sjekker hulldekkene for i rekken av vibrasjonskrav er en egenfrekvens på minimum 7 Hz. Dette er en anbefaling for dekker som utsettes for dansing og man kan for dekker ment for gangtrafikk heller ta utgangspunkt i at egenfrekvensen bør være mer enn

det dobbelte av gangfrekvensen (Betongelementforeningen 2005). Med en gangfrekvens på opp til 2,6 Hz bør derfor egenfrekvensen være over 5,2 Hz. Fra regnearket ser man at ved fritt opplagt hulldekke med spennvidde på 10 meter og betongkvalitet B45 har HD-320 5,9 Hz i egenfrekvens og vil med det være innenfor anbefalingene om egenfrekvens. I figur C.4 under ser man egenfrekvensen til ulike hulldekketverrsnitt ved ulike spennvidder.



Figur C.4: Egenfrekvens hulldekker

Videre i resultatene fra regnearket, ser man at HD-320 får en $V_{rms} = 0,001183$ m/s som gir en responsfaktor $R = 11,83$. Dette er lavere enn kravet for vibrasjonsegenskapene for nivå III som er på $R = 12$ og er derfor ok. A_{rms} for betongdekket kommer ut på $0,0109$ m/s² og gir $R = 5,47$ som også er innenfor kravene. I tabell C.2 under vises egenfrekvenser, V_{rms} og a_{rms} resultater for hulldekketverrsnitt HD-265-500. Tabellen markerer også tverrsnitt som ikke overholder gitte krav.

Tabell C.2: Resultater fra betongelementforeningens regneark ved $L = 10$ m.

Hulldekke	Egenfrekvens f_1 [Hz]	V_{rms} [R]	a_{rms} [R]
Grense	5,2	12	12
HD-265	4,79	28,18	14,04
HD-285	5,12	18,06	8,76
HD-320	5,9	11,83	5,47
HD-340	6,23	9,19	4,18
HD-400	7,45	5,71	2,54
HD-420	7,84	4,60	2,04
HD-500	9,21	2,48	1,15

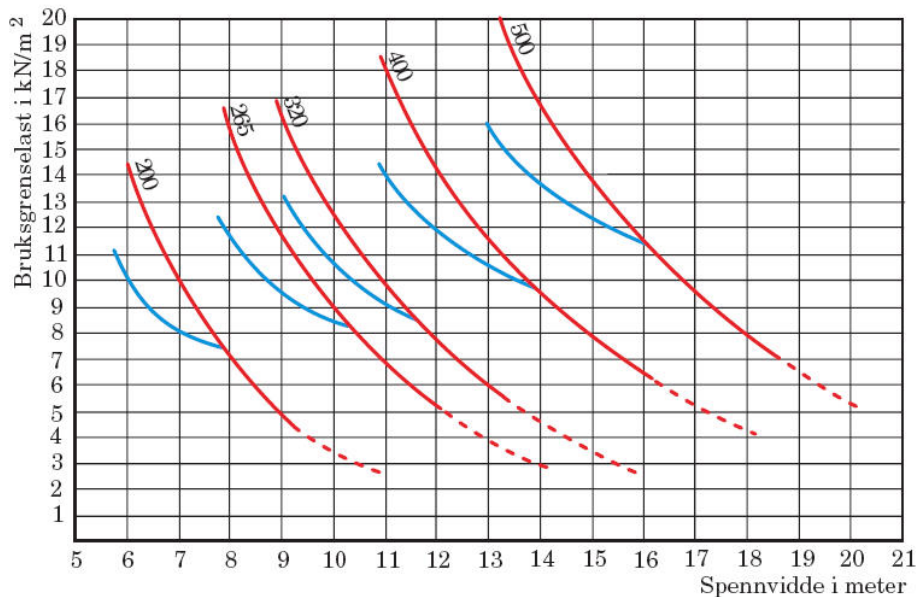
I forbindelse med anbefalingen om egenfrekvens har Betongelementboka et noe mer avslappet forhold til vibrasjoner i hulldekker. Den nevner anbefalingene om minimum 5,2-5,5 Hz

for dekker som skal utsettes for gangtrafikk, før den forteller at det erfaringsmessig for hulldekker i boliger, kontor og kjøpesenter, som blir utsatt for gangtrafikk, ikke vil få tilført nok energi fra påkjenningen og at kravene derfor ikke er relevante (Vinje 2020). Boken anbefaler heller en minste egenfrekvens på 3 Hz og anbefaler spesielt å kontrollere deformasjonskrav isteden. Dette ville isåfall gjort alle egenfrekvensene i tabell C.2 ok, men utgjør ikke noen forskjell ettersom både HD-265 og HD-285 ikke klarer V_{rms} -kravet.

C.2 Bruddgrensekraft

Laster og dimensjonering

Som et utgangspunkt for dimensjoneringen er det greit å se på grafene som hulldekkeprodusenter gir ut om veiledende kapasitet. Figur C.5 er en slik graf. Tas den permanente lasten fra gulvet sammen med den variable lasten på 5 kN/m^2 , gir det en samlet last utenom egenvekt på $5,5 \text{ kN/m}^2$. Lasten på $5,5 \text{ kN/m}^2$ og en spennvidde på 10 meter gir utifra grafen at man trenger hulldekketverrsnittet HD-265.



Figur C.5: HD-Diagram

Kilde: Alexander 2010

Brann

Det stilles krav om brannmotstand lik REI90 for hulldekkene. I Betongelementboken Bind D kapittel D4 tar boken for seg brannmotstand av standard hulldekker (Vinje 2017). I tabell presentert i kapittelet oppgis det at ingen standard hulldekker oppnår REI90 uten videre. Men dersom man legger inn maks armering vil man ved HD-320 oppnå REI90 uten videre verifisering.

I tillegg til standard dimensjonene av hulldekker har man også tverrsnittene som er spesiallaget for å få høyere brannmotstand. Disse er like standardtverrsnittene, men med en 20 mm tykkere bunn som gir hulldekket større overdekning mellom armering og brannekspontert

underside (Vinje 2017). I en egen tabell for disse tverrsnittene vil alle variantene, HD-220, 285, 340, 420 og 520 oppnå brannmotstand REI120.

C.3 Valgt betonghulldekke

Fra vibrasjonsberegningene som viste seg å være strengere enn dimensjonering fra figur C.5 var HD-320 tilstrekkelig. Dette er dog ikke automatisk godkjent for brannegenskaper lik REI90. Derfor må man enten ha et HD-320 tverrsnitt med ekstra armering eller HD-340 som har ekstra tykkelse for å øke brannmotstanden tilstrekkelig.

Ifølge Norsk prisbok er prisforskjellen mellom HD-340 og HD-320 kun 24 kr/m² (1350-1326)(Prisbok 2022). Dette er uten noen justering av armeringsmengden i HD-320 og det velges derfor HD-340 som betongdekket ettersom det har tilstrekkelig brannkapasitet i utgangspunktet og kanskje blir billigere når HD-320 trenger ekstra armering.

