

Karīna Buka-Vaivade

**INOVATĪVU KOKA-BETONA KOMPOZĪTU
KONSTRUKCIJU RACIONĀLS RISINĀJUMS**

Promocijas darba kopsavilkums

**DEVELOPMENT OF INNOVATIVE RATIONAL
TIMBER-CONCRETE COMPOSITE STRUCTURES**

Summary of the Doctoral Thesis



RĪGAS TEHNISKĀ UNIVERSITĀTE

Būvniecības inženierzinātņu fakultāte
Būvkonstrukciju inženierzinātņu institūts

RIGA TECHNICAL UNIVERSITY

Faculty of Civil Engineering
Institute of Structural Engineering

Karīna Buka-Vaivade

Doktora studiju programmas “Būvniecība” doktorante
Doctoral Student of the Study Programme “Civil Engineering”

**INOVATĪVU KOKA-BETONA KOMPOZĪTU
KONSTRUKCIJU RACIONĀLS RISINĀJUMS**

Promocijas darba kopsavilkums

**DEVELOPMENT OF INNOVATIVE
RATIONAL TIMBER-CONCRETE COMPOSITE
STRUCTURES**

Summary of the Doctoral Thesis

Zinātniskie vadītāji / Scientific supervisors:
profesors / Professor Dr. sc. ing.
DMITRIJS SERDJUKS,
profesors / Professor Dr. sc. ing.
LEONĪDS PAKRASTIŅŠ

RTU Izdevniecība / RTU Press

Rīga 2022

Buka-Vaivade, K. Inovatīvu koka-betona kompozītu konstrukciju racionāls risinājums. Promocijas darba kopsavilkums. Rīga: RTU Izdevniecība, 2022. 106 lpp.

Buka-Vaivade, K. Development of Innovative Rational Timber-concrete Composite Structures. Summary of the Doctoral Thesis. Riga: RTU Press, 2022. – 106 p.

Iespiests saskaņā ar promocijas padomes “RTU P-06” 2022. gada 16. septembra lēmumu, protokols Nr.L-6.

Published in accordance with the decision of the Promotion Council “RTU P-06” Nr. L-6 dated 16.09.2022.

Šis darbs ir izstrādāts ar:

- RTU Doktorantūras grantu programmas atbalstu:

DOK.BIF/17; DOK.BIF/18; DOK.BIF/20; DOK.BIF/21;

- Eiropas Sociālā fonda (SAM) finansētā projekta “Rīgas Tehniskās universitātes un Banku Augstskolas doktorantu un akadēmiskā personāla stiprināšana stratēģiskās specializācijas jomās”, Nr. 8.2.2.0/20/I/008 atbalstu;

- Latvijas Zinātnes padomes projekta Nr. lzp-2020/1-0240 “Koaksiālo paātrinājumu korelācijas metode 6-D telpā būvkonstrukciju savienojumu kvalitātes novērtēšanai” atbalstu.

This work has been supported by

- The Doctoral Grant programme of Riga Technical University;

- European Social Fund within the Project No 8.2.2.0/20/I/008 “Strengthening of PhD students and academic personnel of Riga Technical University and BA School of Business and Finance in the strategic fields of specialization” of the Specific Objective 8.2.2 “To Strengthen Academic Staff of Higher Education Institutions in Strategic Specialization Areas»” of the Operational Programme “Growth and Employment”;

- Latvian Council of Science funded project “Method of correlation of coaxial accelerations in 6-D space for quality assessment of structural joints (COACCEL)” (Nr. lzp-2020/1-0240).



NACIONĀLAIS
ATTĪSTĪBAS
PLĀNS 2020



EIROPAS SAVIENĪBA
Eiropas Sociālais
fonds



Latvijas Zinātnes padome

I E G U L D Ī J U M S T A V Ā N Ā K O T N Ē

Vāka fotogrāfijas autors – Daniēls Buks-Vaivads

Cover photo by Daniēls Buks-Vaivads

<https://doi.org/10.7250/9789934228452>

ISBN 978-9934-22-845-2 (pdf)

PROMOCIJAS DARBS IZVIRZĪTS ZINĀTNES DOKTORA GRĀDA IEGŪŠANAI RĪGAS TEHNISKAJĀ UNIVERSITĀTĒ

Promocijas darbs zinātnes doktora (*Ph. D.*) grāda iegūšanai tiek publiski aizstāvēts 2022. gada 16. decembrī plkst. 14.15 Rīgas Tehniskās universitātes Būvniecības inženierzinātņu fakultātē, Ķīpsalas ielā 6A, 342. auditorijā.

OFICIĀLIE RECENZENTI

Profesors *Dr. sc. ing.* Ainārs Paeglītis,
Rīgas Tehniskā universitāte

Profesore *Dr. sc. ing.* Viktorija Volkova,
Dņepro Valsts lauksaimniecības un ekonomikas universitāte, Ukraina

Asociētais profesors *Ph. D. Tomas Gečys*,
Viļņas Ģedemina tehniskā universitāte, Lietuva

APSTIPRINĀJUMS

Apstiprinu, ka esmu izstrādājusi šo promocijas darbu, kas iesniegts izskatīšanai Rīgas Tehniskajā universitātē zinātnes doktora (*Ph. D.*) grāda iegūšanai. Promocijas darbs zinātniskā grāda iegūšanai nav iesniegts nevienā citā universitātē.

Karīna Buka-Vaivade (paraksts)

Datums: 31.10.2022.

Promocijas darbs ir uzrakstīts latviešu valodā, tajā ir darba vispārējs raksturojums, piecas nodaļas, secinājumi, literatūras saraksts, 96 attēli, 16 tabulas, kopā 120 lappuses. Izmantotās literatūras sarakstā ir 139 nosaukumi.

DOCTORAL THESIS PROPOSED TO RIGA TECHNICAL UNIVERSITY FOR THE PROMOTION TO THE SCIENTIFIC DEGREE OF DOCTOR OF SCIENCE

To be granted the scientific degree of Doctor of Science (Ph. D.), the present Doctoral Thesis has been submitted for the defence at the open meeting of RTU Promotion Council on 16 December 2022 at 14:15 at the Faculty of Civil Engineering of Riga Technical University, 6A Kļipsalas Street, Room 342.

OFFICIAL REVIEWERS

Professor Dr. sc. ing. Ainārs Paeglītis
Riga Technical University

Professor Dr. sc. ing. Viktorija Volkova
Dnipro State Agrarian and Economic University, Ukraine

Asoc. Professor Ph. D. Tomas Gečys
Vilnius Gediminas Technical University, Lithuania

DECLARATION OF ACADEMIC INTEGRITY

I hereby declare that the Doctoral Thesis submitted for the review to Riga Technical University for the promotion to the scientific degree of Doctor of Science (Ph. D.) is my own. I confirm that this Doctoral Thesis had not been submitted to any other university for the promotion to a scientific degree.

Karina Buka-Vaivade (signature)

Date: 31.10.2022

The Doctoral Thesis has been written in Latvian. It consists of a general review of the Doctoral Thesis, 5 chapters, Conclusion, 96 figures, 16 tables; the total number of pages is 120. The Bibliography contains 139 titles.

SATURS / CONTENTS

Saturs / Contents.....	5
Darba vispārējs raksturojums	7
Tēmas aktualitāte	7
Darba mērķis	8
Darba uzdevumi.....	8
Pētījuma zinātniskā novitāte.....	8
Promocijas darba praktiskais nozīmīgums.....	9
Pētīšanas metodika un izmantotie materiāli	10
Pētījuma teorētiskais un metodoloģiskais pamats	11
Pētījuma ierobežojumi	12
Promocijas darba rezultāti.....	12
Darba aprobācija un publikācijas.....	13
Darba saturs un apjoms	15
Promocijas darba saturs	16
1. Koka-betona kompozītu konstrukcijas	16
2. Koka-betona savienojuma kvalitātes ietekme uz konstrukcijas uzvedību	22
3. Piedāvātā inovatīvā adhezīvā savienojuma izgatavošanas tehnoloģija	27
4. Racionāli parametri koka-betona kompozīta plātnēm	32
5. Koka-betona kompozīta konstrukciju drošuma risinājumi	43
Secinājumi.....	50
General review of the doctoral thesis	52
Actuality of the Thesis topic.....	52
The objective of the research.....	53
The tasks.....	53
Scientific novelty of the research	53
Practical application of the Doctoral Thesis.....	54
Methodology and materials used in the research.....	55
Theoretical and methodological basis of the research	56
Study limitations	57
Results presented for the defence	57

Approbation of the results and publications.....	58
Content and scope of research.....	60
Content of the doctoral thesis.....	61
1. Timber-concrete composite structures.....	61
2. Effect of timber-concrete connection quality on structural behaviour	67
3. The proposed production technology of innovative adhesive connection.....	72
4. Rational parameters for timber-concrete composite slabs	77
5. Safety solutions for timber-concrete composite structures.....	88
Conclusions	95
Promocijas darbā izmantotās literatūras saraksts / List of references of the doctoral thesis	97

DARBA VISPĀRĒJS RAKSTUROJUMS

Tēmas aktualitāte

Pasaulē ir vērojama cilvēku skaita palielināšanas tendence. Saskaņā ar ASV Tautas skaitīšanas biroja datiem, simts gadu laikā (1950.–2050.), pēc prognozēm, cilvēku skaits palielināsies 3,8 reizes un sasniegs vairāk nekā 9,7 miljardus. Strauji pieaugot cilvēku skaitam, pieaug ilgtspējīgas attīstības principa nozīme – saglabāt nākamajām paaudzēm vidi un dabu vismaz tādā pat kvalitātē, kā to esam saņēmuši mēs. Neatjaunojamo resursu krājumi ar katru gadu samazinās, tāpēc ir svarīgi šos resursus izmantot taupīgi un racionāli ar iespējami lielāku efektivitāti. Šī pieeja attiecas arī uz būvniecības nozari.

Koka-betona kompozīts apvieno betonu – visvairāk izmantojamo cilvēka veidoto būvmateriālu – un koksni – atjaunojamo dabas resursu. Abiem materiāliem piemīt trūkumi un priekšrocības. Savukārt, apvienojot tos un nodrošinot to kopdarbību, ir iespējams samazināt šo materiālu trūkumus un iegūt konstrukciju, kurai ir šo materiālu priekšrocības, piemēram, iegūt konstrukcijas ar zemāku pašvaru un labāku skaņas izolāciju nekā betona konstrukcijām, bet ar lielāku stingumu un nestspēju nekā koka konstrukcijām.

Lietojamības robežstāvoklis plātnēm no koka-betona kompozīta parasti ir noteicošs. Veidojot stingu adhezīvu savienojumu starp kompozīta materiālu slāņiem, var iegūt lielāku šķērsriezuma stingumu un līdz ar to mazākus pārvietojumus, salīdzinot ar konstrukcijām, kuru slāņi ir savienoti padevēģi. Eksistējošas līmēto (adhezīvo) savienojumu izstrādes metodes ir saistītas ar savienojuma sliktas kvalitātes veidošanās riskiem, tāpēc ir aktuāli piedāvāt stinga savienojuma ražošanas tehnoloģiju, kas raksturojas ar savienojuma augstu kvalitāti. Vienlaikus, piedāvājot konstrukciju ar stingu līmētu savienojumu starp materiālu slāņiem, kuru aprēķinos tiek ņemta vērā pilnvērtīga šo slāņu kopdarbība, ir svarīgi piedāvāt arī šo savienojumu nesagraujošo kvalitātes kontroles iespējas – gan konstrukcijas globālai novērtēšanai, gan konstrukciju lokālai pārbaudei.

Betona racionāla izmantošana ir tā izmantošana spiedē. Stiegru izmantošana betona slānī palielina tā biežumu, kas draud ar betona daļas nokļūšanu stiepes spriegumu darbības zonā. Tāpat, nepārtrauktā tērauda stiegrojuma ierīkošana konstrukcijā rada konstrukcijas papildu izmaksas, kas ir īpaši sadārdzinājušās tērauda reģionāla deficīta apstākļos, kas radušies *Covid-19* pandēmijas seku, kā arī karadarbības Ukrainā un īstenotajām sankcijām pret tērauda eksportētājiem dēļ. Tradicionālā tērauda stiegrojuma izmantošana betonā rezultējās arī lielākā CO₂ izmešu daudzumā. Izvairīties no klasiskā stiegrojuma izmantošanas var, izmantojot disperso sintētisko stiegrojumu. Fibras būtiski neietekmē betona stiprību, taču spēj uzlabot betona plastiskumu un saglabāt konstrukcijas integritāti sabrukuma gadījumā.

Pēdējos gados interese pret kompozītām koka-betona konstrukcijām aizvien pieaug, to papildus apstiprina fakts, ka patlaban izstrādes stadijā ir jaunie projektēšanas noteikumi koka-betona kompozīta konstrukcijām. Šo konstrukciju augošā popularitāte rada nepieciešamību pēc iespējas ātrāk noteikt racionālus koka-betona kompozīta plātņu šķērsriezuma parametrus un nepieciešamo materiālu stiprības klases projektēšanas sākumstadijā vai zinātniskās analīzes nolūkos, kas spētu būtiski samazināt resursu patēriņu.

Darba mērķis

Promocijas darba mērķis ir izstrādāt inovatīvas koka-betona kompozīta konstrukcijas ilgtspējīgu un drošu risinājumu, kas raksturojas ar kompozīta materiālu visefektīvāko sinerģiju un racionālu materiālu lietojumu.

Darba uzdevumi

Lai īstenotu darba mērķi, ir noteikti vairāki uzdevumi.

1. Izstrādāt metodi ietekmes novērtēšanai no defektu esamības stingajā adhezīvajā savienojumā starp koksnes un betona materiāla slāņiem uz koka-betona kompozīta plātnes darbību. Identificēt bīstamus defektu izmērus. Eksperimentāli noteikt lielu savienojumu defektu ietekmi uz elementa dinamiskajiem parametriem.
2. Identificēt eksistējošo adhezīvo koka-betona savienojumu izgatavošanas metožu trūkumus. Izstrādāt inovatīvu kvalitatīva stinga adhezīva savienojuma izgatavošanas metodi. Noteikt piedāvātas izgatavošanas metodes ietekmi uz koka-betona kompozīta elementu darbību liecē un bīdē.
3. Izstrādāt metodiku un uz tās bāzes programmatūru koka-betona kompozīta plātnēm ar pilnu kompozītdarbību starp materiālu slāņiem, kas paredzētas lietošanai dzīvojamā un biroja ēku starpstāvu pārsegumos, racionālu šķērsriezuma parametru un nepieciešamo materiālu stiprības parametru noteikšanai. Izpētīt koka-betona kompozīta pamatotas izmantošanas robežas un noteikt racionālāku koka-betona kompozīta plātnes konstruktīvu risinājumu.
4. Pārbaudīt piedāvātā savienojuma starp kompozīta materiālu slāņiem nesagraujošas kvalitātes kontroles iespējas ar operacionālo modālo analīzi un ultraskaņas defektoskopiju, lai koka-betona kompozīta konstrukciju globālā un lokālā pārbaudē noskaidrotu, vai savienojumā nav defektu.
5. Piedāvāt ilgtspējīgu un drošu koka-betona kompozīta plātnes risinājumu bez tradicionāla nepārtraukta tērauda stiegrojuma izmantošanas betona slānī. Noteikt ietekmi, ko rada sintētiskā dispersā stiegrojuma pievienošana betona sastāvam, uz koka-betona kompozīta plātnes sabrukuma ainu.

Pētījuma zinātniskā novitāte

Darba gaitā izstrādāta jauna kvalitatīva stinga adhezīva savienojuma izgatavošanas metode starp koksnes un betona slāņiem koka-betona kompozīta plātnēm, kas ļauj veidot gan iepriekš rūpnieciski izgatavotas – saliekamas, gan uz vietas lietas konstrukcijas. Piedāvātā tehnoloģija ļauj veikt vizuālo un mehānisko kvalitātes kontroli vēl plātņu izgatavošanas stadijā. Piedāvātā inovatīvā izgatavošanas metode – šķembu metode – nodrošina niecīgu attiecību starp iespējamo defektu laukumu un kopējo savienojuma virsmas laukumu, kas ir vienāda ar šķembas skaldnes laukumu.

Darbā izstrādāta metodika un uz tās bāzes – oriģināla programmatūra, ar kuras palīdzību nepieciešamajam laidumam un ēkas lietošanas kategorijai (A vai B) var ātri piemeklēt racionālākus šķērsriezuma parametrus ar priekšlikumiem par izmantojamo materiālu stiprības klasēm, kas apmierinās maksimālo spriegumu, izlieču un elementa vibrāciju prasības, ievērojot abu materiālu šļūdi un betona rukumu, divu veidu koka-betona kompozīta plātņu konstruktīvajiem risinājumiem – ar *CLT* vai ribotu saplākšņa plātņi pamatā.

Ir piedāvāta jauna metodika koka-betona adhezīva savienojuma defektu ietekmes novērtēšanai uz koka-betona plātnes darbību atkarībā no defektu izmēra un daudzuma, balstoties galīgo elementu 3D skaitliskajā modelēšanā. Izstrādāti un validēti galīgajā elementu metodē (GEM) balstīti skaitliskie modeļi uzvedības prognozēšanai elementiem no krusteniski līmētās koksnes (*CLT*) un no koka-betona kompozīta.

Laboratorijas eksperimentos pierādīta operacionālās modālās analīzes izmantošanas efektivitāte konstrukcijas globālajā novērtēšanā un savienojuma starp betona un koka slāņiem kvalitātes kontrolē. Noteiktas ievērojamas izmaiņas svārstību modu formās un frekvenču spektros paraugiem ar un bez defektiem savienojumā. Noteikta nesagraujošās lokālas pārbaudes metodes ar ultraskaņu efektivitāte koka-betona kompozīta savienojumu kvalitātes lokālai pārbaudei, identificējot būtiskas atšķirības ultraskaņas signāla caurīšanā koka-betona kompozīta paraugiem ar un bez defektiem savienojumā.

Eksperimentu gaitā atklāts, ka, betona sastāvam pievienojot 0,5 % polipropilēna fibru, kuru garuma un diametra attiecība ir 90, rodas pozitīvs efekts, kas paaugstina konstrukcijas drošumu. Dispersais stiegrojums samazina spiestajā zonā esošā betona slāņa trauslumu, plaīsu atvērumus un nodrošina betona slāņa integritātes saglabāšanu koka-betona kompozīta konstrukcijas sabrukuma gadījumā.

Promocijas darba praktiskais nozīmīgums

Izstrādātā jaunā realizācijas metode savienojumam starp koksnes un betona slāņiem ļauj nodrošināt kvalitatīvu stingu savienojumu un pilnu kompozītdarbību elementiem no koka-betona kompozīta, kas nozīmē efektīvāku materiālu izmantošanu. Koksnes un betona sinerģija rada ilgtspējīgu konstruktīvu risinājumu jaunajām ēkām, kā arī dod iespēju veikt pārsegumu atjaunošanas darbus vēsturiskajās ēkās.

Atteikšanās no klasiskā nepārtrauktā tērauda stiegrojuma par labu dispersajam stiegrojumam no sintētiskajiem materiāliem dod iespēju iegūt videi draudzīgāku konstrukcijas risinājumu, vienlaikus saglabājot konstrukcijas drošumu.

Izstrādātā metodika un uz tās bāzes – programmatūra koka-betona kompozīta plātņu racionālu parametru noteikšanai, ļauj ievērojami samazināt resursu patēriņu sākotnējā projektēšanas posmā, kura laikā ir jāizvēlas izmantotās konstrukcijas parametri un materiāli, kā arī dod iespēju veikt zinātnisku analīzi vairākiem grīdas plātņu konstruktīvajiem risinājumiem.

Fiksētās izmaiņas svārstību modu formās un atbilžu reakcijās frekvenču domēnā, ko izraisa defektu esamība koka-betona savienojumā, pamato operacionālās modālās analīzes izmantošanas lietderīgumu savienojuma kvalitātes kontrolē un ir pamats turpmākiem pētījumiem šajā virzienā. Iegūtais ultraskaņas signāla maksimālās relatīvās amplitūdas

daudzkārtējais samazinājums savienojuma defekta dēļ ļauj secināt, ka ultraskaņas defektoskopiju var efektīvi izmantot koka-betona kompozīta elementu defektu savienojuma lokālai diagnostikai.

Pētīšanas metodika un izmantotie materiāli

Koka-betona kompozīta elementu aprēķiniem ir izmantota galīgo elementu metode un vienkāršotā analītiskā aprēķinu metode, kas balstās reducētā šķērsriezuma un saliktas koka sijas jeb gammas metodēs, ievērojot pilnu kompozīta darbību.

Skaitliskie aprēķini, kas balstās galīgajā elementu metodē, veikti *Dlubal RFEM 5.24* datorprogrammā. Skaitlisko modeļu izstrādei izmantoti cieta ķermeņa galīgie elementi. Konstruktijas elementi no kokmateriāliem ir modelēti, izmantojot 3D ortotropu elastīga materiāla modeli. Koka-betona kompozīta konstrukciju aprēķinos, kas ievēro betona nelineāro uzvedību, betona slāņa modelēšanai ir izmantots 3D izotropas Mazāra bojājumu materiāla modelis, kas iestrādāts *Dlubal RFEM 5.24* datorprogrammā [1]. 3D izotropas Mazāra bojājumu materiāla modelis dod iespēju definēt materiāla nelineāro spriegumu-deformāciju līkni, tādējādi ievērojot materiāla elastības moduļa degradāciju betona plaisāšanas laikā. Pilnas kompozītdarbības modelēšanai kontakts starp koka un betona slāņiem ir definēts ar pilnu spēku pārnesei. Defektu koka-betona savienojumā modelēšanai – bez spēku pārnesei. Ir izmantots taisnstūra galīgo elementu režģis ar galīga elementa izmēru 0,01–0,02 m, slodze tiek pielikta pakāpeniski, 100 soļos. Skaitliskie modeļi ir validēti krusteniski līmētas koksnes plātnēm un koka-betona kompozīta plātnēm.

Darba gaitā veikti vairāki laboratorijas eksperimenti. Laboratorijas eksperimentos izmantotas trīs dažādas koka-betona kompozīta paraugu izgatavošanas metodes: sausā, kas paredz iepriekš izgatavotas betona plāksnes salīmēšanu ar koka plātņi; mitrā, kas paredz svaiga betona ieliešanu uz svaigi ieklātu koka plātnei līmes kārtu; darbā izstrādātā šķembu metode, kas paredz granīta šķembu pielīmēšanu koka plātnei un pēc līmes nožūšanas svaiga betona ieliešanu.

Darbā veikti: pēc mitrās un pēc šķembu metodes izgatavotu koka-betona kompozīta paraugu bīdes testi; operacionālā modālā analīze koka-betona kompozīta paraugiem ar un bez defekta savienojumā; ultraskaņas defektoskopija koka-betona kompozīta paraugiem; trīspunktu lieces testi:

- plātnēm ar laidumu 1,8 m no *CLT* un no pēc sausās vai pēc šķembu metodes izgatavota koka-betona kompozīta ar *CLT* pamatā;
- plātnēm ar laidumu 1,2 m no pēc šķembu metodes izgatavota koka-betona kompozīta ar *CLT* vai ar ribotam saplākšņa plātnēm pamatā ar un bez fibrām betonā;
- paraugiem ar laidumu 0,3 m no koka-betona kompozīta ar koka dēļiem pamatā pie trim dažādām šķembu frakcijām.

Eksperimentos izmantotie materiāli: *C24* klases koka dēļi; rūpnieciski ražotas *CLT* un ribotas saplākšņa plātnes; betona slāņi veidoti no *Sakret BAM* maisījuma; kā fibras izmantotas

PP Strux 90/40; granīta šķembas ar frakcijām 2–5 mm, 5–8 mm, 8–16 mm, 16–25 mm; epoksīda līmes *Sikadur 330, 30* un *3ICF*.

Operacionālā modālā analīze ir veikta, iedarbojoties uz koka-betona kompozīta paraugu sēriju ar balto troksni un ar *QuickDAQ* datorprogrammas palīdzību ierakstot paraugu atbilžu reakcijas laika domēnā. Iegūtie dati laika domēnā ir apstrādāti *ARTEMIS* programmā, ar kuras starpniecību iegūti paraugu atbilžu reakcijas frekvenču domēnā un noteikti paraugu dinamiskie parametri ar divām atšķirīgām metodēm – frekvenču domēna sadalīšanas un stohastiskās apakštelpas identificēšanas tehnikām. Mazgabarītu koka-betona kompozīta paraugu ar iestrādāto defektu savienojumā skenēšanai ar ultraskaņu izmantota Rīgas Tehniskajā universitātē izstrādātā eksperimentālā ultraskaņas ierīce un programmatūra, ar kuras palīdzību ir iegūti caurejošā ultraskaņas signāla relatīvas amplitūdas ieraksti koka-betona kompozīta paraugiem ar un bez defekta savienojumā.

Darbgaitā izstrādāta koka-betona kompozīta plātņu racionālu parametru noteikšanas metodika un uz tās bāzes – programmatūra divu veidu koka-betona kompozīta plātņu konstruktīvajiem risinājumiem – ar krusteniski līmētas koksnes plātni pamatā un ar ribota saplākšņa plātni pamatā. Datorprogrammas realizācijai izmantota programmēšanas valoda *Hypertext Preprocessor* jeb saīsināti *PHP 8.1.*, kas darbojas uz *Apache* servera. Programmēšanas valodas izvēle saistīta ar iespēju perspektīvā aprēķinus veikt tiešsaistē. Lai optimizētu ar datorprogrammas palīdzību iegūto datu turpmāko lietošanu un apstrādi dažādos griezumos, izmantota *MySQL* datubāze. Darbā ieviests jauns racionalitātes kritērijs – izmaksu koeficients, kas raksturo 1 m^2 plātnes materiālu izmaksas. Izstrādātā metodika, kas ir implementēta programmatūrā, dod iespēju noteikt racionālākus betona un krusteniski līmētas koksnes vai saplākšņa un koka ribu slāņu biežumus, ievērojot tehnoloģiskās prasības un sortimentus, kā arī koksnes un betona stiprības klases. Koka-betona kompozīta plātņu aprēķins balstās būvmehānikas un dinamikas pamatprincipos un tiek veikts atbilstoši nestspējas un lietojamības robežstāvoklim, ievērojot pārseguma vibrācijas, betona rukumu, kā arī betona un kokmateriālu šļūdi A un B kategorijas ēkām.

Pētījuma teorētiskais un metodoloģiskais pamats

Darbā izmantotas šādas inženierzinātņu jomas:

- būvmehānika;
- slāņaino kompozītu materiālu mehānika;
- koksnes zinātne;
- betona zinātne;
- būvkonstrukcijas;
- konstrukciju optimizācija;
- dinamika;
- modāla analīze;
- akustika.

Pētījuma ierobežojumi

Darbā koksnes makro struktūra tiek modelēta kā ortotrops materiāls, betons – kā izotropas. Pētījums veikts pārseguma plātnēm no koka-betona kompozīta, kas strādā vienā virzienā un ir brīvi balstītas. Slodze koka-betona kompozīta plātnēm tiek pielikta ne ātrāk kā 28 dienas pēc betona slāņa ieliešanas. Lieces un bīdes laboratorijas testi darba gaitā veikti uz īslaicīgu slodzi. Koka-betona kompozīta plātne tiek projektēta ar nosacījumu, ka betona slānis tiek pakļauts tikai spiedes spriegumiem. Betona stiprība stiepē tiek pilnīgi ignorēta. Aprēķinos tiek ņemti vērā krusteniski līmētas koksnes transversālie slāņi.

Izstrādātais algoritms koka-betona kompozīta plātņu racionālu parametru noteikšanai ir spēkā nemainīgos klimatiskos apstākļos A un B kategorijas ēku pārsegumiem pie aprēķinā izmantojamajām slodžu kombinācijām:

- fundamentālajai slodzes kombinācijai ar materiālu elastības moduļu vidējām vērtībām;
- summai no kvazi pastāvīgas slodžu kombinācijas kopā ar fiktīvu slodzi no betona rukuma pie materiālu efektīvajām elastības moduļu vērtībām, kas izvērtē materiālu šļūdi, un īslaicīgas lietderīgas slodzes pie materiālu elastības moduļu vidējām vērtībām.

Pamatojoties uz koka-betona kompozīta plātņu laiduma-šķērsgriezuma augstuma lielu attiecību – ap 30, šķērsdeformācijas analītiskajos aprēķinos tiek ignorētas. Koka-betona kompozīta plātņu pamatotas izmantošanas robežu noteikšanai un divu konstruktīvu risinājumu savstarpējam salīdzinājumam par grīdas kopējo platumu, kas tiek izmantots vibrāciju aprēķinos, ir pieņemti 5 m.

Promocijas darba rezultāti

1. Izstrādāts un eksperimentāli pārbaudīts inovatīvas koka-betona kompozīta konstrukcijas ilgtspējīgs risinājums, kas paredz betona slāņa darbību tikai spiestajā zonā, ar disperso stieģojumu no sintētiskajiem materiāliem betona slānī un ar stingu savienojumu starp koka un betona slāņiem.
2. Inovatīvā stinga adhezīvā savienojuma starp betona un koksnes slāņiem izgatavošanas metode, kas balstās granīta šķembu izmantošanā līmētā savienojumā.
3. Izstrādātā koka-betona kompozīta plātņu racionālu parametru noteikšanas metodika konstrukcijām ar laidumu līdz 10 m.
4. Ekonomiskais pamatojums izmantošanas lietderīgumam diviem koka-betona kompozīta plātņu konstruktīvajiem risinājumiem un izdevīgākais koka-betona kompozīta plātnes veids.
5. Piedāvātā metode defektu adhezīvā savienojumā starp betona un koksnes slāņiem ietekmes novērtēšanai uz koka-betona kompozīta plātņu darbību.
6. Operacionālās modālās analīzes efektīva lietojuma iespējamība koka-betona konstrukciju globālajam novērtējumam. Ultraskaņas defektoskopijas lietderīgums savienojuma kvalitātes nesagraujošā lokālā pārbaudē.

Darba aprobācija un publikācijas

Promocijas darba rezultāti ziņoti un apspriesti 11 starptautiskajās konferencēs. Galvenie darba rezultāti izklāstīti 12 zinātniskajās publikācijās, kas ir indeksētas *WoS/Scopus* datubāzēs, un divos zinātnisko konferenču tēžu krājumos. Divas publikācijas ir iesniegtas redakcijā. Citēto publikāciju skaits – 11, citētas 99 reizes. Autores Hirša indekss ir 6,0.

Zinātniskie raksti zinātniskajos žurnālos, kas indeksēti *WoS/Scopus*

1. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Pakrastins L. Cost Factor Analysis for Timber–Concrete Composite with a Lightweight Plywood Rib Floor Panel. *Buildings* 2022, 12, 761. <https://doi.org/10.3390/buildings12060761>.
2. Vasiļjevs R., Serdjuks D., Buka-Vaivade K., Podkoritovs A., Vatin N. Load-Carrying Capacity of Timber-Concrete Composite Panels. *Magazine of Civil Engineering*, 2020, No. 1, pp.60-70. doi:10.18720/MCE.93.6.
3. Gravit M., Serdjuks D., Bardin A., Prusakov V., Buka-Vaivade K. Fire Design Methods for Structures with Timber Framework. *Magazine of Civil Engineering*, 2019, Vol. 85, No. 1, pp.92-106. doi:10.18720/MCE.85.8.
4. Buka-Vaivade K., Šliseris J., Serdjuks D., Pakrastiņš L., Vatin N. Rational Use of HPSFRC in Multi-Storey Building. *Magazine of Civil Engineering*, 2018, Vol. 84, No. 8, pp.3-14. doi:10.18720/MCE.84.1.
5. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Goremikins V., Pakrastiņš L., Vatin N. Suspension Structure with Cross-Laminated Timber Deck Panels. *Magazine of Civil Engineering*, 2018, Vol. 7, pp. 126–135. doi:10.18720/MCE.83.12.

Zinātniskie raksti konferenču ziņojumu izdevumos, kas indeksēti *WoS/Scopus*

1. Buka-Vaivade K., Serdjuks D. Behaviour of timber-concrete composite with defects in adhesive connection. In: *Procedia Structural Integrity ICSI 2021 The 4th International Conference on Structural Integrity*, Funchal, Madeira, Portugal, 30 August–2 September 2021. 2022, pp. 563–569. doi: 10.1016/j.prostr.2022.01.123.
2. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Šliseris J., Podkoritovs A., Ozolins R. Timber-concrete composite ribbed slabs with high-performance fibre-concrete. In: *Environment. Technology. Resources: Proceedings of the 13th International Scientific and Practical Conference*, Latvia, Rezekne, 17–18 June 2021. 2021, pp.40–44. doi: 10.17770/etr2021vol3.6551.
3. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Podkoritovs A., Pakrastins L., Mironovs V. Rigid connection with granite chips in the timber-concrete composite. In: *Environment. Technology. Resources: Proceedings of the 13th International Scientific and Practical Conference*, Latvia, Rezekne, 17–18 June 2021. 2021, pp. 36–39. doi: 10.17770/etr2021vol3.6552.
4. Skins A., Serdjuks D., Buka-Vaivade K., Goremikins V., Mohamed A.Y. Steel and composite tapes in timber to concrete joint. *Lecture Notes in Civil Engineering*, 2021, 141, pp. 68–79.

5. Buka-Vaivade K., Šliseris J., Serdjuks D., Šahmenko G., Pakrastiņš, L. Numerical Comparison of HPFRC and HPC Ribbed Slabs. In: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Vol.660: 4th International Conference on Innovative Materials, Structures and Technologies (IMST 2019), Latvia, Riga, 25–27 September 2019. Article number: 012054. doi:10.1088/1757-899X/660/1/012054.
6. Vasiļjevs R., Serdjuks D., Gerasimova J., Buka-Vaivade K., Erüz A. Behaviour of Timber-Concrete Joints in Hybrid Members Subjected to Flexure. In: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Vol.660: 4th International Conference on Innovative Materials, Structures and Technologies (IMST 2019), Latvia, Riga, 25–27 September 2019. Article number: 012050. doi:10.1088/1757-899X/660/1/012050.
7. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Goremikins V., Vilguts A. and Pakrastins L. 2017. Experimental verification of design procedure for elements from cross-laminated timber. *Procedia Engineering* 172: 1212-1219.

Publikācijas zinātnisko konferenču tēžu krājumos

1. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Pakrastins L. and Dumina J., A safer rigid connection solution for timber-concrete composite. In: Forum Wood Building Baltic 2022, Latvia, Riga, 9–11 May 2022. 2022, iesniegta publicēšanai.
2. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Vasiļjevs R., Gerasimova J., Pakrastins L. and Mierins I., Behaviours of timber-concrete composite members. In: Forum Wood Building Baltic 2021, Latvia, Riga, 14–16 April 2021. 2021, pp. 74–75.

Iesniegtie zinātniskie raksti

1. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Pakrastins L. and Dumina J., Non-destructive quality control of the adhesive rigid timber-to-concrete connection in TCC structures. *Buildings*.
2. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Zvirina D. and Pakrastins L., Experimental analysis of timber-concrete composite behaviour with synthetic fibres. In: *Journal of Physics: Conference Series – IOPscience (IMST 2022)*.

Promocijas darba rezultāti ir ziņoti un apspriesti 11 zinātniskajās konferencēs.

1. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Pakrastins L. and Dumina J. A safer rigid connection solution for timber-concrete composite. FWBB 2022, Riga, Latvia, 9–11 May 2022.
2. Buka-Vaivade K. Providing quality rigid connection in timber-concrete composite material. RTU 62nd International Scientific Conference, Riga, Latvia, October 28, 2021.
3. Buka-Vaivade K., Serdjuks D. Behaviour of timber-concrete composite with defects in adhesive connection. The 4th International Conference on Structural Integrity, Funchal, Madeira, Portugal, 30 August–2 September 2021.
4. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Šliseris J., Podkoritovs A., Ozolins R. Timber-concrete composite ribbed slabs with high-performance fibre-concrete. 13th International Scientific and Practical Conference, Environment. Technology. Resources, Rezekne, Latvia, 17–18 June 2021.
5. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Podkoritovs A., Pakrastins L., Mironovs V. Rigid connection with granite chips in the timber-concrete composite. 13th International

- Scientific and Practical Conference, Environment. Technology. Resources, Rezekne, Latvia, 17–18 June 2021.
6. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Vasiljevs R., Gerasimova J., Pakrastins L. and Mierins I. Behaviours of timber-concrete composite members. FWBB 2021, Riga, Latvia, 14–16 April 2021.
 7. Buka-Vaivade K., Sliseris J., Serdjuks D., Sahmenko G., Pakrastins L. Numerical comparison of HPFRC and HPC ribbed slabs. 4rd International Conference Innovative Materials, Structures and Technologies, Riga, Latvia, 25–27 September 2019.
 8. Vasiljevs R., Serdjuks D., Gerasimova J., Buka-Vaivade K., Orhun Erüz A. Behaviour of Timber-Concrete Joints in Hybrid Members Subjected to Flexure. 4rd International Conference IMST, Riga, Latvia, 25–27 September 2019.
 9. Buka-Vaivade K., Sliseris J., Serdjuks D. Numerical estimation of rational application of high-performance steel fibre reinforced concrete in multi-storey building. RTU 59th International Scientific Conference, Riga, Latvia, October 10, 2018.
 10. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Goremikins V. Innovative suspended structure with cross-laminated timber deck. RTU 58th International Scientific Conference, Riga, Latvia, October 13, 2017.
 11. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Goremikins V., Vilguts A., Pakrastins L. Experimental verification of design procedure for elements from cross-laminated timber. 12th International Conference “Modern Building Materials, Structures and Techniques”, Vilnius, Lithuania, 26–27 May 2016.

Darba saturs un apjoms

Promocijas darbs ietver anotāciju, darba vispārējo raksturojumu, piecas galvenās nodaļas, secinājumus un izmantotās literatūras sarakstu. Darba apjoms – 120 lappuses, 96 attēli, 16 tabulas un 139 literatūras avoti.

Pirmajā nodaļā dots esošo pētījumu apkopojums un analīze, precizēts darba mērķis un uzdevumi. Otrajā nodaļā piedāvāta defektu adhezīvajā savienojumā starp koka un betona slāņiem ietekmes uz konstrukciju uzvedību novērtēšanas metodika. Ar laboratorijas eksperimentu palīdzību noteikta defektu ietekme uz konstrukcijas deformatīvajām īpašībām un dinamiskajiem parametriem. Trešajā nodaļā izstrādātā kvalitatīva stinga koka-betona savienojuma izgatavošanas metode. Veikti laboratorijas lieces un bīdes testi pēc piedāvātas metodes un pēc iepriekš eksistējošajām metodēm izgatavotajiem paraugiem. Ceturtajā nodaļā piedāvāta koka-betona kompozīta konstrukciju racionālo parametru noteikšanas metodika un uz tās bāzes ir izstrādāta programmatūra. Veikta koka-betona kompozīta plātņu pamatotas lietošanas robežu noteikšana un ekonomiski izdevīgākā konstruktīva risinājuma noteikšana. Piektajā nodaļā piedāvāti ar koka-betona konstrukciju drošuma jautājumiem saistītie risinājumi. Veikta operacionālas modālas analīzes un ultraskaņas defektoskopijas eksperimentālā aprobācija šo metožu lietošanai koka-betona kompozīta konstrukciju savienojumu kvalitātes kontrolei. Veikti eksperimentālie pētījumi koka-betona kompozīta konstrukciju drošāka sabrukuma nodrošināšanai ar dispersa sintētiska stiegrojuma izmantošanu. Promocijas darba noslēgumā apkopoti galvenie secinājumi.

PROMOCIJAS DARBA SATURS

1. Koka-betona kompozītu konstrukcijas

Strauji pieaugot kopējam pasaules iedzīvotāju skaitam, ilgtspējīgas attīstības princips kļūst arvien svarīgāks. Kompozītu izmantošana būvniecībā ir viena no iespējām, kā nodrošināt resursu efektīvāku izmantošanu.

Par kompozītu konstrukcijām sauc konstrukcijas, kas tiek izgatavotas no vismaz diviem, pēc īpašībām dažādiem materiāliem ar mērķi uzlabot gala konstrukcijas mehāniskās īpašības. Kompozīta mehānisko īpašību uzlabošana tiek panākta, apvienojot katra materiāla labākās īpašības, tādā veidā kompensējot materiāla trūkumus. Kompozītos kombinējamie materiāli mikroskopiskā līmenī paliek savstarpēji atdalīti, saites starp materiāliem tiek veidotas makroskopiskajā līmenī.

Viena no lielākajām Latvijas zemes bagātībām dabas resursu ziņā ir meži, kas ir Latvijas pamata ekosistēma. 2018. gadā meži Latvijā aizņēma 52 % no valsts sauszemes teritorijas. Mežs veidojas dabiski, aizņemot arī tās teritorijas, ko ilgāku laiku neskar cilvēka darbība, tāpēc laika gaitā mežu platība palielinās. Mežu daudzums Latvijā, kā arī fakts, ka mežs ir atjaunojams dabas resurss, rada ievērojamo priekšrocību, lai būvniecībā izvēlētos kokmateriālus. Savukārt betons ir visbiežāk un visplašāk mūsdienās izmantojamais mākslīgais celtniecības materiāls. Koka un betona kompozītu konstrukcijas var apmierināt augošo pieprasījumu pēc ilgtspējīgām konstrukcijām. Tipiskais koka-betona kompozīta izmantošanas veids ir elementos, kas strādā liecē, vertikālas slodzes no augšas uzņemšanai. Parasti betona slānis tiek uzstādīts spiestajā zonā, kokmateriāli – stieptajā zonā.

Pirmās koka-betona kompozītu konstrukcijas tika izstrādātas jau 20. gadsimta sākumā, un tās bija saistītas galvenokārt ar tērauda trūkumu betona stiegrošanai [2]. Nopietni pētījumi Eiropā sākās tikai pēc 20. gadsimta 60. gadiem. Pēc pirmajiem mēģinājumiem ar kokbetonu ietaupīt tērauda betona stiegrošanai koka-betona tehnoloģiju sāka lietot arī veco vēsturisko ēku koka grīdu atjaunošanai. Gan koka-betona kompozīta laika gaitā izpētītas priekšrocības, gan dabas resursu ierobežotība palielina interesi par kokbetonu. Koka-betona kompozīta konstrukcijas spēj apmierināt sabiedrības vajadzības pēc lētiem un ilgtspējīgiem inovatīviem risinājumiem [6].

Kokmateriāla kombinācija ar betonu, kas ir stingāks materiāls ar lielu spiedes stiprību, ievērojami palielina nestspēju, konstrukcijas kopējo stingumu un izturību pret apkārtējās vides iedarbību, līdz ar to arī konstrukcijas kalpošanas laiku [6, 7]. Turklāt kokbetons, salīdzinot ar betonu, veido ilgtspējīgākas būvkonstrukcijas, jo izmanto atjaunojamus dabas resursus, ir saistīts ar zemākām oglekļa emisijām un tā ražošanai ir nepieciešams neliels enerģijas daudzums [8, 9]. Koksne kā konstruktīvais materiāls apvieno lielu lieces stiprību ar mazu svaru, kas rada būtisku priekšrocību, salīdzinot ar citiem konstruktīvajiem materiāliem.

Apvienojot divus materiālus – koksni un betonu, var uzlabot dažādus koka grīdu klasiskus trūkumus, piemēram, dinamisko reakciju, lieces stingumu, nestspēju, skaņas izolāciju [11], konstrukcijas ugunsdrošību [13], seismisko veiktspēju [14] un siltuma masu. Tai pašā laikā koka-betona grīdas ļauj ievērojami samazināt pārseguma konstrukciju pašsvaru, salīdzinot ar

dzelzsbetona pārsegumiem, līdz ar to arī citu vertikālu konstrukciju un pamatu izmērus. Papildus tam, samazinoties izmantojamā betona daudzumam, paātrinās būvniecības process un samazinās izmaksas, kas saistītas ar betona transportēšanu.

Lielākā daļa pētījumu par koka-betona kompozītu ir veikti kompozītam, kas sastāv no parastā betona slāņa un masīva / līmētā koka sijām vai plātnēm, kas savstarpēji savienoti ar dažāda veida pretbīdes savienotājlīdzekļiem.

Topošais standarts par koka-betona kompozīta konstrukciju projektēšanu [27] paredz betona slāņa stiegrošanu ar nepārtraukto stiegrojumu. Stiegrojuma nepieciešamība parasti tiek pamatota ar iespējamo betona rukumu un nepieciešamās stiprības nodrošināšanu ap pretbīdes savienotājlīdzekļiem. Tas nozīmē, ka minimālais betona slānis kokbetonā ir 80 mm, lai nodrošinātu minimāli nepieciešamu betona aizsargslāni stiegrojumam [17]. Savukārt minimālais koka-betona plātnes augstums tādā gadījumā veido 240 mm, pie kura ir iespējama efektīva betona slāņa darbība, nepakļaujot betonu stiepes spriegumiem. Bieži vien materiāla biezumu nenosaka prasība pēc konstrukcijas nestspējas, līdz ar to klasiski stiegrots betons rada nevajadzīgu papildu pašsvaru, palielina materiāla patēriņu un slodzi uz atbalstošām konstrukcijām.

Fibrobetona izmantošana var būt alternatīvs efektīvs risinājums koka-betona kompozītam, kas ļauj samazināt betona slāņa biezumu un līdz ar to arī plātnes pašsvaru. Fibru ietekme uz betona īpašībām ir atkarīga no daudziem faktoriem: fibru formas; attiecības starp fibras garumu un tās ekvivalentu diametru (*aspect ratio*) l_f/d_f ; pievienotā fibru daudzuma; fibru orientācijas un sadalījuma; izmantojamā betona parametriem utt. [30–32]. Ar fibrām stiegrotā betona īpašību prognozēšana ir sarežģīta, ir grūti paredzēt fibru orientāciju un to sadalījumu pa konstrukcijas tilpumu. Kā rāda pētījumi, betona pīķa stiprības uzlabojums no fibru izmantošanas parasti ir niecīgs, tāpēc tas netiek ievērots aprēķinos [33]. Savukārt fibru izmantošanas efektu var ievērot citos aspektos. Fibras sadala lokālus spriegumus, novērš plaisu izplatīšanos betonā, samazina betona trauslumu un rukumu, ievērojami uzlabojot betona pēcpīķa uzvedību gan spiedē, gan stiepē, gan liecē, kā arī palielina konstrukcijas enerģijas absorbciju [34–36]. Parādoties pirmajai plaisai betonā, fibras sāk strādāt, veidojot savienojumus jeb tā saucamos tiltiņus, kas ietekmē betona deformatīvās īpašības [37, 38]. Šos efektus ir lietderīgi izmantot koka-betona kompozīta konstrukcijās, kur betona slānis strādā spiedē.

Sinerģija jeb kompozīta kopdarbības pakāpe starp abiem atšķirīgajiem materiāliem rodas, pateicoties esošajam savienojumam starp koka un betona materiālu slāņiem. Pateicoties slāņu kopdarbībai, kompozītam piemīt abu materiālu labākas īpašības, jo kompozīta darbība notiek, ja divi konstrukcijas elementi vai materiāli ir savienoti kopā tādā veidā, ka tie reaģē uz slodzi kā viens elements, ar lielāku stingumu vai izturību, salīdzinot ar katru elementu atsevišķi.

Koka-betona kompozītu konstrukcijās koka elements tiek savienots ar betona slāni parasti, izmantojot speciālus savienojošus elementus, kas uzņem bīdes spriegumus. Savienojumam ir liela nozīme konstrukciju uzvedības analizē un projektēšanā. Pretbīdes savienotājlīdzekļi nodrošina pretestību pret slāņu slīdēšanu, kad elements strādā liecē. Savienotāja izvēle ir izšķiroša, jo tā nosaka gala sistēmas kopējo efektivitāti.

Ideālā gadījumā savienojumam ir jābūt stingam, lai nodrošinātu kompozīta visefektīvāko darbību. Praksē ar mehāniskajiem savienotājlīdzekļiem ir grūti izveidot perfektu stingu

savienojumu. Parasti mehāniskie savienotājlīdzekļi pārnes bīdes spriegumus, ierobežojot slidēšanu līdz noteiktam brīdim, un zināmā mērā deformējas. Tādā veidā tiek nodrošināta tikai daļēja kompozīta darbība. Šajā gadījumā pastāv arī divas neitrālas asis, kas samazina šķērsgriezuma efektivitāti.

No savienojuma stiprības un stinguma viedokļa līmētie savienojumi ir vislabākais risinājums, kas var nodrošināt gandrīz perfektu kompozīta darbību. Ir atzīts [42], ka līmētiem savienojumiem ir liels potenciāls, taču tie joprojām atrodas izstrādes stadijā. Pētījumu daudzums par šo savienojuma veidu ir ļoti mazs, saskaņā ar [42] datiem, tas veido ap 2,5 % no visiem pētījumiem par savienojumiem starp betona un koksnes slāni. Atšķirībā no citiem savienojumu veidiem līmētie savienojumi ļauj izvairīties no koksnes darbības virsmas spiedē. Turklāt līme var veidot aizsargslāni, kas pasargā koksni no betonā esošā mitruma [55]. Līmētie savienojumi ļauj izvairīties no laikietilpīgām darbībām (griešana, urbšana u. tml.) un, lai arī līmju izmaksas ir lielas, tās var kompensēt ar pretbīdes savienotājlīdzekļu izmaksām [55]. Līmētie savienojumi ļauj izvairīties arī no korozijas jautājumiem, kas ir aktuāli mehāniskajiem savienotājiem [56].

Ierobežojumi līmēto savienojumu izmantošanai praksē parasti tiek pamatoti ar [6, 42, 55]:

- daļēji neizpētītu līmēta savienojuma uzvedību ilgtermiņā – savienojumu jutīgumu pret temperatūras un mitruma izmaiņām un ar šīm izmaiņām saistītiem spriegumiem, kas rodas divu dažādu materiālu mijiedarbībā;
- relatīvi trauslu sabrukumu;
- daļēji neizpētītu līmēta savienojuma uzvedību dinamiskās slodzes ietekmē;
- standartu un projektēšanas metožu trūkumu;
- tehnoloģiskajām grūtībām savienojuma realizācijā un kvalitātes kontrolē.

Pēdējos gados parādās jauni pētījumi par koka-betona ar līmēto savienojumu uzvedību ilgtermiņā, ievērojot temperatūras un mitruma svārstības. Kopumā apskatītie pētījumi [57–63] liecina, ka koka-betona kompozīta ar līmētiem savienojumiem uzvedība ir prognozējama un projektējama. Tāpēc kompozīta ilgtermiņa uzvedība dažādos mitruma un temperatūras režīmos nevar būt iemesls tam, lai koka-betona ar līmēto savienojumu tehnoloģiju neizmantotu praksē.

Kompozītu izstrādei ir ieteicams izmantot epoksīda vai poliuretāna (PUR) līmes [64]. Epoksīda un PUR līmes veido stingus savienojumus, un, lai arī šiem savienojumiem ir raksturīgs trausls sabrukums, tās spēj nodrošināt nepieciešamu savienojuma stiprību [65, 66]. Testējot pārseguma plātnes praksē, var novērot, ka sabrukums iestājas pie slodzes, kas ir ievērojami lielāka par aprēķināto plātnes nestspēju [60, 61], parasti sabrukums notiek betona slānī, tam sākot plaisāt [67, 22], vai koksne no stiepes spriegumiem. Līdz ar to ir pamatots viedoklis, ka līmētā savienojuma trauslums nav konstrukcijas no koka-betona kompozīta, kas strādā liecē, sabrukuma pamatveids un līmētā koka-betona kompozīta sistēma ir tikpat uzticama kā mehānisko savienotāju izmantošana [55, 60].

Koka-betona kompozīta konstrukcijām ir jāpārbauda gan lietojamības, gan nestspējas robežstāvokļus [69]. Lietojamības robežstāvoklis parasti ir noteicošs konstrukcijām, kas pakļautas liecei un/vai smagiem mainīgiem apkārtējas vides apstākļiem. Lietojamības

robežstāvoklis koka-betona kompozīta konstrukcijām parasti iekļauj izlieču, vibrāciju un betona plaisāšanas kontroli.

Izstrādes stadijā esošais standarts “*prCENTS* Eirokodekss 5: Koka konstrukciju projektēšana – Kompozītu koka-betona konstrukciju projektēšana – Vispārīgie noteikumi un noteikumi ēkām” ietver vispārējus koka un betona kompozītu konstrukciju projektēšanas noteikumus gan nemainīgos, gan mainīgos apkārtējas vides apstākļos. Nemainīgos apkārtējas vides apstākļos saskaņā ar standartu ir jāievēro betona rukumam. Mainīgajos – papildus betona rukumam ir jāievēro koka rukumam vai uzbriešana, kas rodas, mainoties mitruma līmenim, kā arī materiālu izplešanās, mainoties temperatūrai. Lai ievērotu koka, betona un savienojuma šļūdes ietekmi uz spriegumiem un deformācijām, aprēķinos izmanto materiālu elastības moduli un savienojuma nobīdes moduļa efektīvas vērtības. Standarts iekļauj noteikumus dažāda veida koka-betona kompozītiem ar mehāniskiem pretbīdes savienotājlīdzekļiem un/vai iegriezumiem [27].

Eksistē vairākas analītiskās aprēķinu metodes, ko ir iespējams piemērot koka-betona kompozīta ar līmēto savienojumu aprēķiniem, tai skaitā: salikto siju metode; kompozītu metode; bīdes analogiju metode; reducēto šķērsriezuma metode. Izstrādes stadijā esošais standarts koka-betona kompozīta konstrukcijām ar padevīgajiem savienojuma veidiem iesaka izmantot gamma metodi (γ metode) jeb salikto siju metodi saskaņā ar *EN 1995-1-1* B pielikuma vadlīnijām [58]. Saskaņā ar šo metodi aprēķinos tiek izmantots šķērsriezuma efektīvais stingums $(EI)_{ef}$, kas ir atkarīgs no sijas šķērsriezuma īpašībām un sijas šķērsriezuma stinguma parametriem, kas izvērtē savienotājlīdzekļu elastīgo darbību nobīdes plaknēs. Iespējamais stinguma reducēšanas faktora γ vērtības svārstās no 0 (nav kompozīta darbības) līdz 1 (pilna kompozīta darbība) [71].

Līmes izmantošana rada gandrīz stingu savienojumu, kas palielina saliktā elementa stingumu un stiprību un ļauj vieglāk to aprēķināt, izmantojot pilnas saliktas darbības teoriju [42]. Tāpēc aprēķinos var pieņemt, ka stinguma reducēšanas faktors $\gamma = 1$.

Ņemot vērā to, ka koka-betona kompozīta konstrukcijas ar līmētu savienojumu šķērsriezumu veido atšķirīgi materiāli ar atšķirīgām mehāniskajām īpašībām, šo konstrukciju spriegumu aprēķinos ir ērti izmantot reducēto šķērsriezumu metodi, reducējot šķērsriezumu uz tam materiāla īpašībām, kurā tiek meklēti spriegumi. Reducēto šķērsriezumu iegūst, izmantojot reducēšanas faktoru n , kas ir materiālu slāņu elastības moduļa attiecība [72, 73]. Slāņu augstums paliek nemainīgs, šķērsriezuma reducēšana notiek uz platuma rēķina.

Galīgajā elementu metodē balstītu datorprogrammu izmantošana koka-betona kompozīta aprēķinos ļauj lietot sarežģītākus materiāla modeļus, kokmateriāliem – 3D ortotropu elastīgu materiāla modeli, betonam ar disperso stiegrojumu – izotropu materiāla modelis ar bojājumu, kas paredz nepārtrauktu stiprības samazināšanās betona plaisāšanas dēļ. Šim materiāla modelim tiek definēta spriegumu-deformāciju nelineāra līkne atsevišķi spiedē un stiepē. Pirmajā spriegumu-deformācijas līknes posmā jābūt spēkā Huka likumam, pēc tam materiāla izotropiskais stingums tiek samazināts ar elastības moduļa degradāciju, izmantojot speciālu skalāro bojājuma parametru [75, 77, 78]. Samazinoties elastības modulim, tiek pārrēķināta spriegumu-deformāciju attiecība. Bojāta materiāla gadījumā, veicot korekciju iterācijas, notiek

sistēmas stinguma samazināšanās līdz brīdim, kad atsevišķais galīgais elements vairs neuzņem spriegumus. Spiedes un stiepes gadījumā bojājuma parametrs atšķiras.

Līdz šim ir pazīstamas divas līmēto savienojumu izstrādes tehnoloģijas [42] – **sausā un mitrā**. Par sauso sauc kokmateriāla līmēšanu ar saliekamo betona plātni; par mitro jeb slapjo – sauc tehnoloģiju, kad svaiga betona maisījums tiek liets uz svaigi uzklātu līmes kārtu. Katram paņēmienam ir savas priekšrocības un trūkumi. Saliekamais betons parasti ir ekonomiski mazāk izdevīgs augsto transporta izmaksu dēļ, taču šis risinājums spēj paātrināt kopējo būvniecības procesu un nodrošināt augstāku kvalitāti, lai arī pastāv sarežģītības izveidotā līmēta savienojuma kvalitātes kontrolē. Būvlaukumā lietais betons samazina transporta izmaksas, taču pastāv līmes nobīdes risks betona liešanas laikā.

Datorizēti pētījumi sniedz iespēju risināt sarežģītas problēmas ar modernām skaitļošanas programmām, taču nepieciešamība pēc gatavu izstrādājumu nesagraujošas kvalitātes kontroles ar mērķi noteikt izstrādātas konstrukcijas atbilstību projektējamai joprojām pastāv.

Nesagraujošās testēšanas metodes dod iespēju novērtēt materiāla, komponenta vai sistēmas integritāti, materiāla īpašības, identificēt un raksturot bojājumus, neradot kaitējumu pārbaudāmajam materiālam [79]. Metodes nodrošina efektīvus paraugu pārbaudes veidus ražošanas kvalitātes kontrolei [80]. Eksistē daudzas dažādas nesagraujošās testēšanas metodes, ko lieto būvniecībā, katrai metodei ir savas priekšrocības un ierobežojumi. Būvniecībā konstrukciju stāvokļa novērtēšanai lieto tādas nesagraujošās testēšanas metodes kā eksperimentālas pārbaudes metodes ar statisko vai dinamisko slodzi, par dinamisko slodzi izmantojot impulsa slodzes vai vibrācijas, kā arī akustiskās nesagraujošās pārbaudes metodes u. c. Šo metožu nosaukumos parasti ir atsauce uz noteiktu zinātnisku principu vai aprīkojumu, ko izmanto pārbaudes veikšanai.

Konstrukciju slogošana ar statisko slodzi tiek plaši lietota testēšanai laboratorijas apstākļos. Savukārt konstrukcijas tehniskā stāvokļa novērtēšanai uz vietas šo metodi parasti lieto tikai gadījumos, ja citādi to nav iespējams paveikt, jo šī metode ir laikietilpīga un darbietilpīga, dažos gadījumos – pat bīstama, jo var izraisīt konstrukcijas sabrukumu.

Viens no izplatītākajiem veidiem, kā konstrukcijās atklāt defektus, ir to dinamisko parametru monitorings, slogojot konstrukcijas ar dinamisko slodzi. Šī metode – eksperimentālā modālā analīze (EMA) – paredz, ka ir zināma iedarbe uz konstrukciju un konstrukcijas reakcija uz konkrētu iedarbi. Izmantojot transformācijas funkcijas, ir iespējams noteikt konstrukcijas dinamiskos parametrus.

Neiespējamība vienmēr izvērtēt visas apkārtējas vides iedarbes uz konstrukciju, kā arī metodes ierobežojumi, kas ir saistīti ar apskatāma objekta izmēriem, ir galvenie iemesli operacionālās modālās analīzes (OMA) attīstībai. Operacionālā modālā analīze, ko sauc arī par apkārtējās vides modālo analīzi jeb tikai izejas datu modālo analīzi, tiek plaši izmantota lielu konstrukciju modālajos novērtējumos ar vides un ekspluatācijas slodzēm [88]. Šai metodei ir vairākas priekšrocības, salīdzinot ar EMA [89–91]:

- OMA dod iespēju veikt modālu analīzi, nezinot un/vai nekontrolējot ievades ierosmi;
- ļauj novērtēt tādus pašus modālos parametrus – svārstību modas formu, pašsvārstību frekvenci un rimšanas koeficientu, kā tradicionālās zināmās metodes;

- OMA pieder pie vairāku ievadu / vairāku izvadu (*multi input – multi output, MIMO*) metodes, kas ļauj precīzi novērtēt un atkārtot modu formas telpā;
- testi ir ekonomiskāki un ātri izpildāmi salīdzinājumā ar EMA; šī metode neprasa papildu aprīkojumu sistēmas ierosināšanai, tādu kā vibroplatformas vai triecienāmuru testēšanas veikšanai laboratorijas apstākļos; veicot OMA testus, par ievades iedarbi uz paraugu var būt laikā un telpā nejaušas pieskaršanās paraugam paralēli vibrāciju reakciju mērījumiem parauga vairākās vietās; šādā veidā radītā ierosme būs labs daudzfaktoru baltā trokšņa stohastiskā procesa tuvinājums.

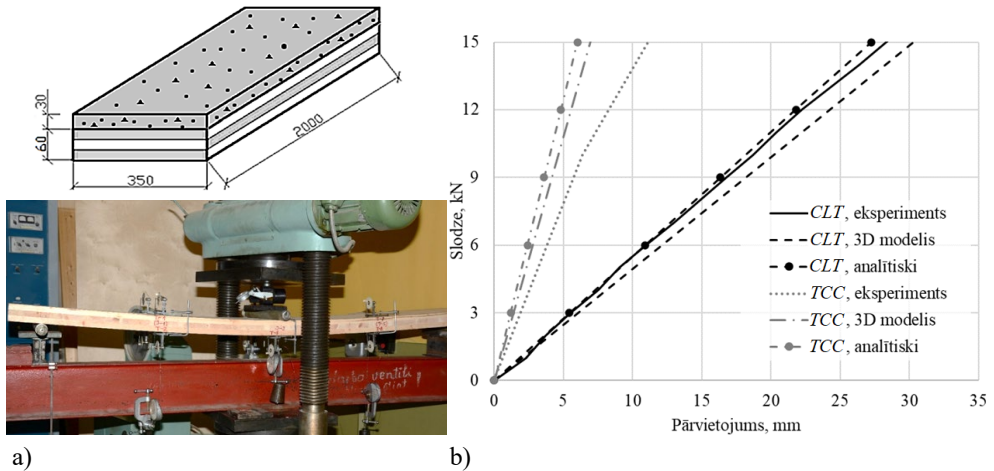
Tiek izvirzīta hipotēze, ka ar operacionālās modālās analīzes palīdzību ir iespējams noteikt ietekmi, ko rada defekti stingajā koka-betona savienojumā, uz konstrukcijas modālajiem parametriem, jo pētījumi rāda, ka konstrukcijas modālie parametri ir jutīgi pret konstrukcijas bojājumiem [96]. Protams, šīs metodes lietošanas pārseguma konstrukciju novērtēšanā ekspluatācijas laikā ir ierobežota, jo grīdas ekspluatācijas laikā ir īpaši pakļautas ārējām slodzēm, kas maina to dinamisko aprēķina shēmu.

Viena no plašāk lietojamajām akustiskajām metodēm materiāla defektu un struktūras izmaiņu konstatēšanai ir ar ultraskaņas izmantošanu [97]. Ultraskaņas viļņiem ir īpašība viendabīgā vidē izplatīties taisnā virzienā. Raidītājs nosūta ultraskaņas impulsu materiālā, kur, sastopot defektus, ultraskaņas vilnis daļēji atstarojas. Uztvērējs ultraskaņu svārstības pārveido elektriskajās svārstībās un atveido informāciju uz ekrāna. Šīs metodes trūkums – to var lietot lokāli, jo vienā mērījumā tiek iegūta informācija tikai par konkrētu konstrukcijas apgabalu, kurā šis mērījums ir veikts. Ir sastopami pētījumi par ultraskaņas defektoskopiju betona konstrukcijās un koka konstrukcijās, taču pietrūkst informācijas par šīs metodes izmantošanas iespējām koka-betona kompozīta savienojuma kvalitātes kontrolei.

Lai praksē izmantotu līmētos savienojumus koka-betona kompozīta konstrukciju izgatavošanai, ir nepieciešams izstrādāt optimālākus savienojuma izveidošanas risinājumus, kas atvieglotu šo savienojumu kvalitātes kontroli.

2. Koka-betona savienojuma kvalitātes ietekme uz konstrukcijas uzvedību

Kā rāda darba gaitā veiktie eksperimenti (2.1. att.), betona slāņa pievienošana *CLT* plātnei spēj ievērojami samazināt konstrukcijas, kas strādā liecē, izlieces. Slogojot *CLT* un pēc sausās līmētā savienojuma izgatavošanas metodes ražotu koka-betona kompozīta paraugus ar laidumu 1,8 m trīs punktu liecē līdz sabrukumam [98, 99, 73], koka-betona kompozīta lineāras uzvedības robežās ir iegūtas 2,5 reizes mazākas izlieces nekā pie attiecīgas slodzes *CLT* plātnēm.



2.1. att. a) *TCC* gabarītmēri un *CLT* izvietojums slogošanas iekārtā; b) slodzes – vertikālo maksimālo pārvietojumu līknes.

TCC – koka-betona kompozīta plāte (*timber-concrete composite*); eksperiments – laboratorijas eksperimentā noteiktas vērtības; analītiski – ar vienkāršotu analītisko aprēķinu iegūtas vērtības; 3D modelis – ar GEM aprēķinātas vērtības programmā *Dlubal RFEM 5.24*.

Tomēr koka-betona kompozīta paraugu izgatavošanas process pēc sausās metodes bija saistīts ar problēmām kvalitatīva līmētā materiālu slāņu savienojuma nodrošināšanā. Balstoties testēšanas laikā iegūtajos datos, kas tika salīdzināti ar aprēķinātajiem, kā arī savienojuma vizuālo apsekošanā pēc koka-betona kompozīta plātņu sabrukuma, ir konstatēts, ka ar sauso paņēmieni līmētā savienojuma izgatavošana starp *CLT* plātņi un iepriekš izgatavotas betona plāksnes ir neprognozējams process. Vienlaikus ar vienādiem gabarītmēriem tika izgatavoti divu veidu koka-betona kompozīta plātņu paraugi – ar un bez papildu pastiprinājuma ar oglekļa šķiedras *Mapei Carboplate E250* loksni ar izmēru 1000 x 100 x 1,4 mm parauga apakšējās plaknes vidū. Taču trīs punktu lieces testā ne tikai netika novērots efekts no papildu pastiprinājuma izmantošanas, bet arī tika konstatēta abu veidu koka-betona kompozīta paraugu padevīgākā uzvedība, salīdzinot ar projektējamo. Eksperimentāli noteikto maksimālo pārvietojumu atšķirības no galīgajā elementu metodē balstītajiem aprēķiniem koka-betona kompozīta paraugiem bez un ar papildu pastiprinājumu veidoja attiecīgi 26 % un 45 %, savukārt, salīdzinot ar vienkāršotajiem analītiskajiem aprēķiniem, šī atšķirība palielinās vēl par nepilniem 20 %.

Būtiskā atšķirība starp paraugu faktisko uzvedību no prognozējamās liecina par elementa mazāku stingumu. Ņemot vērā to, ka koka-betona elementa lieces stingumu ietekmē savienojuma starp koka un betona slāņiem stingums, šo paraugu uzvedība liecina par problēmām līmēta savienojuma kvalitātē. Ņemot vērā parauga uzvedību, iegūto savienojumu starp betona un *CLT* slāņiem nevar raksturot kā stingu, tāpēc var secināt, ka līmētājā savienojumā ir defekti.

Koka-betona kompozīta parauga izskats pēc slogošanas un betona slāņa atdalīšanās ir redzams 2.2. attēlā. Tajā var redzēt, ka kvalitatīvs līmēts savienojums izveidojas mazāk nekā uz 25 % no visas redzamas savienojuma virsmas. Šādu konstrukciju izgatavošana ir bīstama, jo izgatavoto koka-betona kompozīta paraugu īpašības pasliktinās, krasi atšķiroties no projektējamajām.

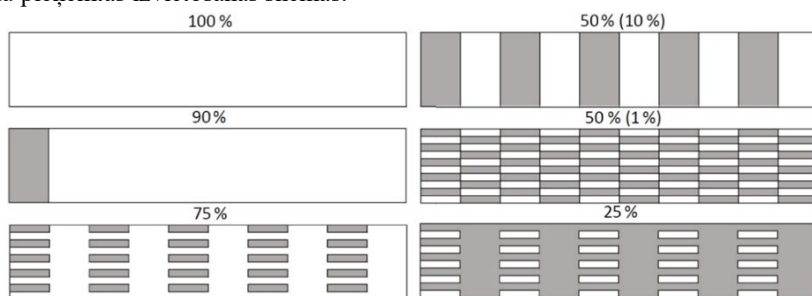


2.2. att. Koka-betona kompozīta parauga izskats pēc sabrukuma.

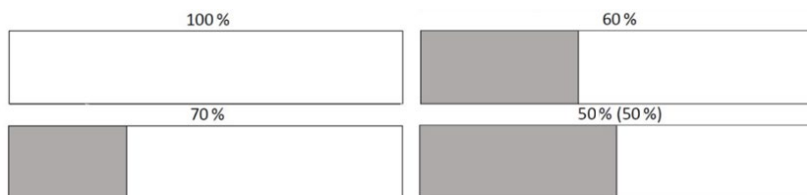
Lai arī koka-betona kompozīta elementa līmētā savienojuma trauslums nav koka-betona konstrukciju sabrukuma pamatveids, tomēr savienojuma kvalitātei ir noteicošā loma konstrukcijas kopējā darbībā. Darbā veikto laboratorijas eksperimentu rezultātā ir konstatēta potenciālā savienojumu defektu veidošanās bīstamība. Savstarpēji salīmējot pēc savas dabas dažādus masīvus materiālu slāņus, ir grūti nodrošināt pilnu šo slāņu kontaktu. Savukārt savienojuma defektu gadījumā pat papildu pastiprinājums oglekļa šķiedru loksnes veidā nedod gaidāmo efektu. Ievērojot defektu līmētajos savienojumos augstus veidošanas riskus, ir svarīgi noteikt, kā šie defekti var ietekmēt koka-betona kompozīta elementa īpašības un uzvedību.

Darbā tiek piedāvāta metodika dažāda daudzuma un lieluma defektu ietekmes novērtēšanai, aplūkojot slodzes-pārvietojumu līknes pie dažādām kvalitatīvas kontaktvirsmas starp betona un

koka slāņiem platībām gan atkarībā no tās kopējā daudzuma, gan no atsevišķa defekta lieluma. Piedāvātās metodikas pamatā ir galīgajā elementu metodē balstītu vairāku koka-betona kompozīta elementa 3D skaitlisko modeļu izstrāde ar dažāda izmēra un kopējās platības attiecībā pret kopējo savienojuma virsmas platību defektiem savienojumā un iegūto slodžu-pārvietojumu līkņu salīdzinājums ar etalona slodžu-pārvietojumu līkni, kas iegūta no 3D skaitliskā modeļa koka-betona elementam ar pilnu mijiedarbību starp betona un koka slāņiem. Kvalitatīvs savienojums starp betona un koka slāņiem tika definēts ar pilnu spēka pārnesei, savukārt nesalīmētājās zonās, kur veidojas defekts, – bez spēka pārnesei starp slāņiem. Par pamatu 3D skaitlisko modeļu izstrādei ir izmantoti eksperimentā slogotie koka-betona kompozīta paraugi ar papildu pastiprinājumu, kas dod iespēju novērtēt savienojuma defektu ietekmes uz koka-betona plātnes uzvedību analizē iegūtos rezultātus ar laboratorijas eksperimentā iegūtajiem datiem. 2.3. un 2.4. attēlā apkopotas apskatāmo kvalitatīvo līmētu laukumu pieņemtās izvietojšanas shēmas.



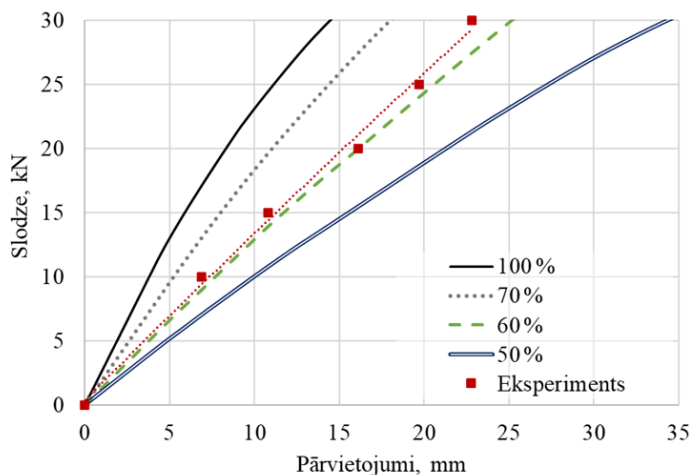
2.3. att. Kvalitatīvo līmēto laukumu izvietojšanas shēmas, kur nesalīmētos laukumus (pelēkā krāsā) veido daudzi laukumiņi ar garumu 10 % no parauga garuma.



2.4. att. Kvalitatīvo līmēto laukumu izvietojšanas shēmas, kur nesalīmēto laukumu veido viens, pēc platības liels laukums (pelēkā krāsā).

Pētījuma pirmajā daļā ir noteiktas slodzes-pārvietojumu līknes pie 90 %, 75 %, 50 % un 25 % lielām kvalitatīvas kontaktvirsmas laukumu plātībām no kopēja savienojuma virsmas laukuma, tādā veidā, ka nekvalitatīvi salīmēta laukumiņa garums ir 10 % no visa parauga garuma. Saskaņā ar iegūtajiem datiem pie kvalitatīvo līmēto laukumu izvietojšanas shēmām 90 %, 75 %, 50 % (10 %), un 50 % (1 %) slodzes-pārvietojumu līknes ir gandrīz identiskas ar 100 % kvalitatīvu savienojumu, maksimālo pārvietojumu vērtību atšķirības nepārsniedz 4 %. Tādējādi defekti ar garumu līdz 10 % no parauga kopējā garuma neatstāj efektu uz parauga enerģijas absorbciju, ko nosaka kā laukumu zem slodzes-pārvietojumu līknes.

Pētījuma otrajā daļā veikti aprēķini ar nolūku iegūt slodzes-pārvietojumu līknes pie 30 %, 40 % un 50 % lieliem defektu laukumiem no kopēja savienojuma virsmas laukuma, tādā veidā, ka nekvalitatīvi salīmēts laukums veido vienu lielu laukumu ar garumu no 30 % līdz 50 % no parauga kopēja garuma (2.4. att.). Saskaņā ar paveiktiem aprēķiniem laukumi bez adhēzīvās saites starp betona un koka slāņiem ar platību no 30 % līdz 50 % no visas savienojuma virsmas platības, salīdzinot ar 100 % kvalitatīvu savienojumu, ievērojami palielina maksimālos pārvietojumus elementa laiduma vidū (2.5. att.), un pie defektu platības 30 %, 40 % un 50 % no visas savienojuma virsmas platības veidojas attiecīgi par 24 %, 72 % un 137 % lielāki pārvietojumi nekā pie 100 % kvalitatīva savienojuma.



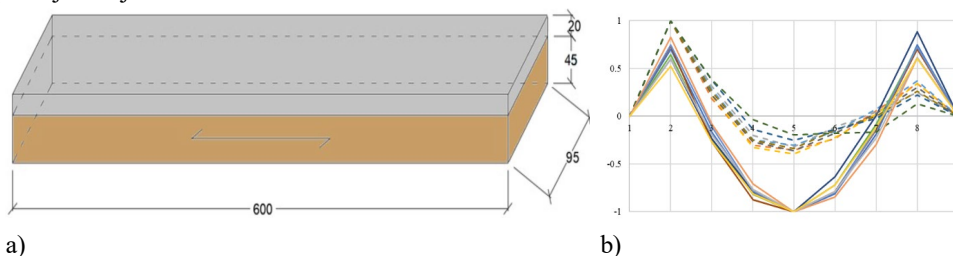
2.5. att. Slodzes-pārvietojumu līknes pie 100 % kvalitatīva savienojuma un pie laukumiem bez adhēzijas saites 30 %, 40 % un 50 % lielumā no visas savienojuma virsmas, kā arī eksperimentā iegūtā līkne paraugam, kura sabrukuma ainu var redzēt 2.2. attēlā.

2.5. attēlā redzams, ka laboratorijas eksperimentā iegūtā slodzes-pārvietojuma līkne pēc sausās metodes izgatavotajam koka-betona paraugam ir tuva līknei, kas saskaņā ar skaitliskajā modelēšanā iegūtajiem datiem atbilst 40 % lielam laukumam bez adhēzijas starp betona un koka slāņiem, kas papildus pierāda kvalitatīva līmēta savienojuma nozīmi un izskaidro eksperimenta gaitā iegūtu krasi atšķirīgu paraugu uzvedību no prognozējamās uzvedības koka-betona elementam ar 100 % kvalitatīvu materiālu slāņu savienojumu.

Veiktais pētījums ļauj secināt, ka, strādājot liecē, koka-betona kompozīta elementa enerģijas absorbciju ietekmē nevis kopējā kvalitatīvas kontaktvirsmas attiecība pret visu savienojuma virsmas platību, bet atsevišķo laukumu ar defektu platības lielums. Pa visu platumu caurejoši lieli laukumi bez adhēzīvās saites starp slāņiem būtiski samazina plātnes enerģijas absorbciju, kas tika novērots arī eksperimentāli, testējot pēc klasiskās sausās metodes, izgatavo koka-betona kompozītu trīs punktu liecē. Izmantojot klasisko sauso koka-betona kompozīta izgatavošanas tehnoloģiju, kontaktzonas platība būs atkarīga no savienojuma izgatavošanas kvalitātes, un, kā rāda prakse, tās lielums būs grūti prognozējams.

Lai noteiktu, vai defekti līmētajā savienojumā starp betona un koksnes slāņiem ietekmē konstrukcijas dinamiskos parametrus, ir izgatavota mazgabarītu 16 paraugu sērija ar un bez iestrādātajiem defektiem savienojumā un ar operacionālās modālās analīzes palīdzību ir noteikti un salīdzināti abu paraugu veidu dinamiskie parametri. Paraugu gabarītizmēri redzami 2.6. a attēlā. Defekts savienojumā veido 40 % no visas savienojuma platības. Šāda izmēra defekts var izveidoties, piemēram, ražošanas tehnoloģiskā procesa neievērošanas dēļ un saskaņā ar veiktajiem aprēķiniem var izraisīt konstrukcijas uzvedību, kas krasi atšķiras no projektētās.

Koka-betona kompozīta paraugu atbildes reakcijas uz balto troksni ir fiksētas ar sešu akcelerometru palīdzību, kas bija izvietoti pa parauga viduslīniju. Eksperimenta laikā datu ieraksts veikts ar datorprogrammas *QuickDAQ* palīdzību. No ieraksta paātrinājums-laiks ar datorprogrammas *ARTEMIS Modal* palīdzību iegūti paraugu dinamiskie parametri, proti, pašsvārstību frekvence, rimšanas koeficients un modas forma. Minētie parametri ir noteikti pirmajām trijām modām.



2.6. att. a) Paraugu gabarītizmēri dinamisku parametru noteikšanai; b) normalizētas 3. modas formas paraugiem bez defekta (nepārtrauktās līnijas) un ar defektu (raustītās līnija).

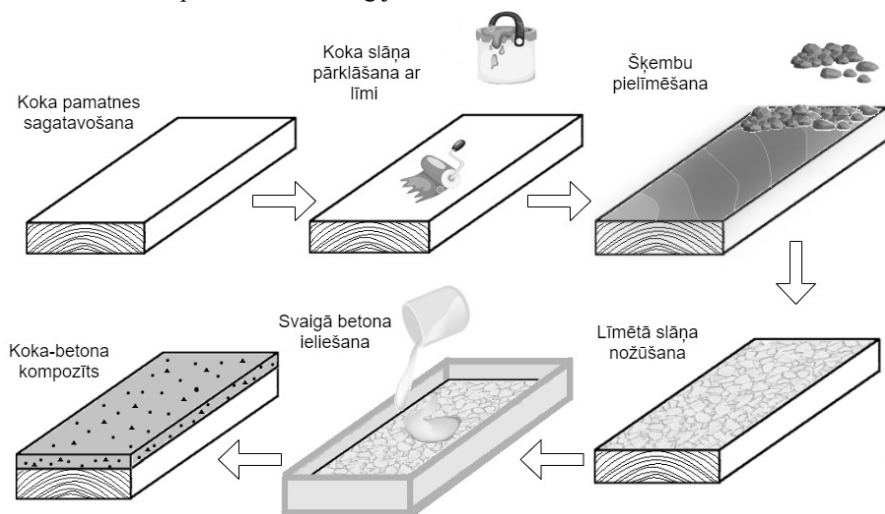
Izvērtējot pēc divām dažādām metodēm iegūtus dinamiskus parametrus, konstatēts ka vislielāko un acīmredzamo ietekmi apskatāmais defekta veids atstāj uz trešās modas formu. 2.6. b attēlā apkopotas normalizētās trešās modas formas visiem 16 paraugiem. Paraugiem bez defekta ir raksturīga simetriskā modas forma ar trīs pusvilņiem ar maksimumu vidējā sensora vietā. Paraugiem ar defektu modas forma paliek nesimetriska, maksimums tiek sasniegts pirmajā pusvilnī defekta pusē.

Tādējādi pēc platības lieli defekti stingajā savienojumā starp betona un koksnes slāņiem atstāj ietekmi arī uz koka-betona kompozīta konstrukcijas dinamiskajiem parametriem. Un tas nozīmē, ka pastāv iespēja modālās analīzes lietošanai koka-betona kompozīta elementu nesagraujošās kvalitātes pārbaudēs.

3. Piedāvātā inovatīvā adhezīvā savienojuma izgatavošanas tehnoloģija

Šobrīd pazīstamajām divām līmēto savienojumu izstrādes tehnoloģijām – sausajai un mitrajai – ir būtiski trūkumi, kas saistīti ar augstiem defektu veidošanas riskiem līmētajā savienojumā. Abas metodes neparedz iespēju parauga vizuālai apsekošanai izgatavošanas brīdī, kas ļautu prognozēt gatava produkta kvalitāti. Lai popularizētu stingro līmēto koka-betona savienojumu izmantošanu praksē, ir svarīgi piedāvāt optimālāko savienojuma ražošanas tehnoloģiju, jo konstrukcijas kopējā uzvedībā izšķiroša loma ir savienojuma kvalitātei.

Darbā tiek piedāvāta granīta šķembu izmantošana līmētā savienojuma nodrošināšanai starp betona un koka slāņiem. Piedāvātā stingra savienojuma starp koksnes un betona slāņiem izgatavošanas tehnoloģija ir nosaukta par šķembu metodi. Šķembu metode paredz koksnes slānim pielīmēt šķembas ar epoksīda sveķu palīdzību un pēc līmes nožūšanas virsū ieliet svaiga smalkgraudainā betona slāni. Tādējādi tiek būtiski samazināti koka-betona kompozīta konstrukciju stingra savienojuma nozīmīgu defektu veidošanas riski, jo atsevišķo šķembu, kurām iespējams izveidojas zemas kvalitātes līmēts savienojums ar koka slāni, ietekme uz kopējo savienojuma kvalitāti ir neliela. Iespējamā viena defekta laukums veido procentuāli niecīgu daļu no kopēja savienojuma virsmas laukuma un ir vienāds ar vienas šķembas skaldnes laukumu. Shematiski piedāvātā tehnoloģija ir redzama 3.1. attēlā.

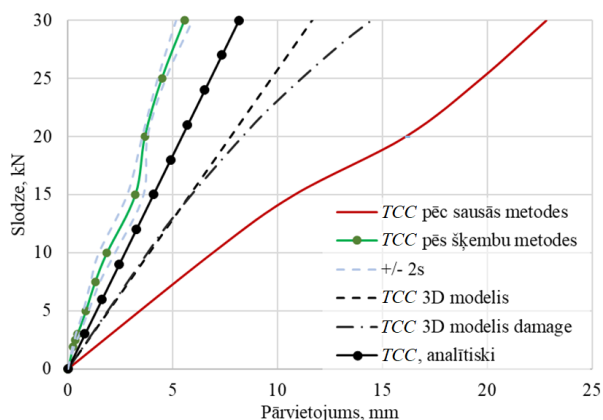


3.1. att. Adhezīvā savienojuma ar šķembām izgatavošanas tehnoloģijas shēma.

Šķembu metode, pateicoties nelielam šķembu izmēram, nodrošina iespēju līmētā savienojuma vizuālajai kontrolei un savienojuma starp koksnes un šķembām mehāniskajai pārbaudei, piemēram, ar cietas birstes palīdzību, pirms svaigā betona ielešanas procesa. Savukārt saite starp šķembām un betona slāni veidojas dabiskā procesā kā kombinācija no ķīmiskās reakcijas starp cementa masu un šķembām kā betona pildvielu, kā arī cementa hidratācijas produktu mehāniskās enkurošanās ar šķembu virsmu [103, 104].

Testējot trīspunktu liecē pēc šķembu metodes izgatavotus koka-betona kompozīta paraugus ar laidumu 1,8 m, kas ir pēc izmēriem identiski iepriekš testētiem paraugiem ar oglekļa šķiedras

lentes pastiprinājumu, ir konstatēta šo paraugu stingāka uzvedība par projektējamo (3.2 att.). Variācijas koeficients koka-betona kompozīta paraugu ar šķembām limētajā savienojumā atsevišķiem slodzes-pārvietojuma grafika punktiem nepārsniedz 10 % un vidēji ir 7 %, kas liecina par iegūto datu viendabīgumu. Tas dod pamatu uzskatīt, ka koka-betona kompozīta aprēķina modeļu ar stingu savienojumu izmantošana pēc piedāvātās šķembu metodes izgatavotu koka-betona konstrukciju aprēķiniem ir droša.

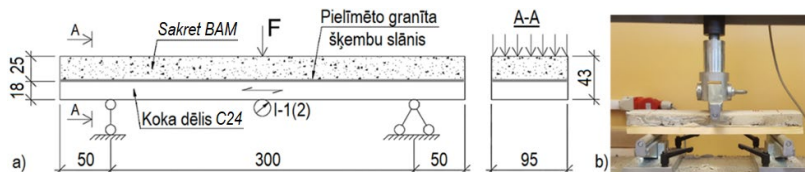


3.2. att. Slodzes – vertikālo maksimālo pārvietojumu līknes.

TCC – koka-betona kompozīta plātne; pēc sausās / šķembu metodes – eksperimentāli iegūtās vērtības pēc attiecīgās metodes izgatavotiem paraugiem; $\pm 2s$ – slodzes – pārvietojumu līknes vidējās vērtības ar divām standartnovirzēm *TCC* pēc šķembu metodes paraugiem; 3D modelis – ar GEM aprēķināta līkne, neievērojot betona degradāciju; 3D modelis *damage* – ar GEM aprēķināta līkne, izmantojot izotropu materiāla modeli, kas izvērtē betona bojājumu sloģošanas laikā (*Dlubal RFEM 5.24* datorprogrammā); analītiski – ar vienkāršotu analītisko aprēķinu iegūtas vērtības.

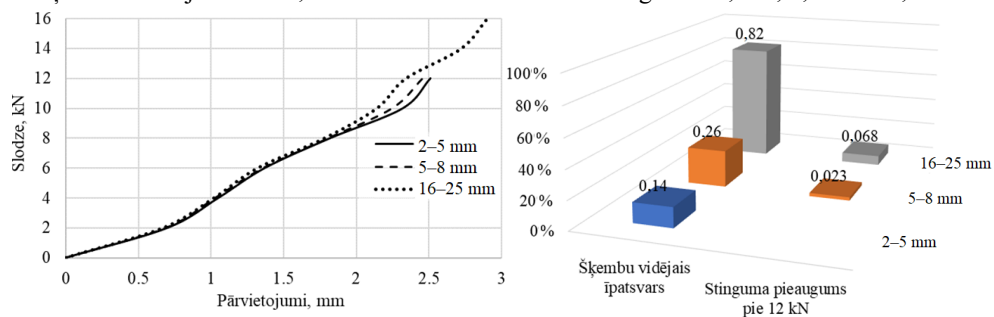
3.2. attēlā redzamajai koka-betona kompozīta paraugu ar šķembām slodzes-pārvietojumu līknei ir novērojamas līknes rakstura izmaiņas pie lielākām slodzēm. Šī parādība ir izskaidrojama ar granīta šķembu klātbūtni, materiāla, kas raksturojas ar daudz augstāku stiprību par cementa masu un kas koka-betona savienojuma tuvumā pilda rupjas betona pildvielas lomu, uzlabojot betona stiprību savienojuma tuvumā.

Ar mērķi pārbaudīt šķembu frakcijas ietekmi uz betona slāņa mehāniskajām īpašībām tika izveidoti mazgabarīti koka-betona kompozīta paraugi ar trīs granīta šķembu frakciju veidiem – 2–5 mm, 5–8 mm un 16–25 mm [98, 107]. Katrai granīta šķembu frakcijai tika izgatavoti pa četriem paraugiem. Visi paraugi tika testēti trīspunktu liecē līdz sabrukumam. Paraugu sloģošanas shēma ar dimensijām un to izvietojums sloģošanas iekārtā redzami 3.3. attēlā.



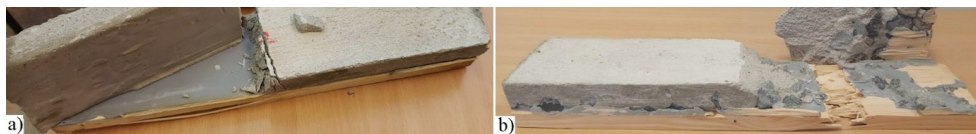
3.3. att. Mazgabarīta paraugu a) sloģošanas shēma un izmēri; b) sloģošana.

Laboratorijas eksperimentā iegūtās slodzes-pārvietojumu līknes mazgabarīta koka-betona paraugiem redzamas 3.4. a attēlā. Starp iegūtajām slodzes-pārvietojumu līknēm paraugiem ar dažādas frakcijas šķembām ir iegūts 99,9 % liels korelācijas koeficients. Visām paraugu sērijām ir raksturīgs iegūto datu viendabīgums savas sērijas ietvaros. Variācijas koeficients paraugiem ar šķembu frakciju 2–5 mm, 5–8 mm un 16–25 mm ir attiecīgi zem 4,5 %, 1,6 % un 9,3 %.



a) b)
3.4. att. a) Slodzes-pārvietojumu līknes mazgabarītiem koka-betona kompozīta paraugiem ar dažādām granīta šķembu frakcijām; b) šķembu frakcijas vidējais īpatsvars pret betona slāņa augstumu un paraugu stinguma pieaugums pie 12 kN slodzes, salīdzinot ar 2–5 mm šķembu frakcijas paraugiem.

Pie šķembu frakcijas 16–25 mm bija novērojams parauga nestspējas pieaugums par vairāk nekā 30 %, salīdzinot ar paraugu graužošo slodzi pie šķembu frakcijām 2–5 mm un 5–8 mm. Mehānisko īpašību uzlabojumu pie lielākām pildvielu frakcijām apstiprina arī citi eksperimentālie pētījumi [108, 109]. Savukārt paraugu uzvedība līdz aptuveni 8 kN slodzes līmenim ir gandrīz identiska. Palielinoties pieliktās slodzes līmenim, pie lielākām šķembu frakcijām ir novērojama paraugu nedaudz stingāka uzvedība, kas ir izskaidrojama ar šķembu lielāku īpatsvaru betona slānī (3.4. att.). Bet, ņemot vērā zemu paraugu stinguma pieaugumu, palielinoties šķembu frakcijai, var secināt, ka šķembu frakcijas izmēram nav noteicošā nozīme pēc šķembu metodes ražotās koka-betona kompozīta plātnes, kas strādā liecē, uzvedībā.



3.5. att. Mazgabarītu koka-betona paraugu sabrukuma ainas, kas bija ražoti pēc: a) sausās metodes; b) piedāvātās šķembu metodes.

Līdzīgi kā ar koka-betona kompozīta paraugiem ar laidumu 1,8 m, arī mazgabarīta paraugiem, kas bija ražoti pēc sausās metodes, varēja novērot betona slāņa atdalīšanos pa līmēta savienojuma vietu bez slāņu kopdarbības pazīmēm atšķirībā no mazgabarīta paraugiem ar šķembām, kur sabrukums ir novērojams gan pa koksnes šķiedrām, gan pa betona slāni (3.5. att.).

Koka-betona savstarpēja savienojuma kvalitātei ir noteicošā nozīme koka-betona kompozīta elementa uzvedībā. Koka-betona kompozīta elements eksistē līdz brīdim, kamēr

eksistē savienojums starp materiāla slāņiem. Elementam, kas strādā liecē, veidojas arī bīdes spriegumi, kas savu maksimālo vērtību sasniedz šķērsriezuma neitrālās ass līmenī. Koka-betona kompozīts ir slāņains kompozīts, turklāt parasti ar savienojuma plakni starp betona un koka slāņiem tiešā tuvumā šķērsriezuma neitrālajai asij. Kaut arī ievērojami tangenciālie spriegumi veidojas liecē strādājošās sijās ar mazu laidumu un profiliem ar plānām sienām, piemēram, dubult-T tipa šķērsriezumiem, darbā ir pievērsta papildu uzmanība pēc piedāvātās šķembu metodes izgatavotu savienojumu drošuma līmeņa pārbaudei no bīdes stiprības viedokļa. Šim nolūkam darba gaitā veikti eksperimenti pēc šķembu metodes un mitrās metodes ražoto koka-betona paraugu bīdes stiprības noteikšanai.

Koka-betona kompozīta sabrukums notiek, ja sabrūk jebkura no komponentēm. Līmēto savienojumu parasti projektē ar nosacījumu, ka tā stiprība ir lielāka nekā salīmējamo elementu stiprība. Līdz ar to uz bīdes spriegumiem pārbauda kokmateriāla slāņa bīdes stiprību un betona slāņa bīdes stiprību. Starp koka bīdes stiprības vērtību, ko lieto aprēķinos, un koka lieces stiprību pastāv šāda sakarība [111]:

$$f_{v,k,t} = 0,2(f_{m,k})^{0,8} \leq 3,8 \text{ MPa}, \quad (3.1.)$$

kur $f_{v,k,t}$ – koka bīdes stiprības raksturīgā vērtība, MPa;

$f_{m,k}$ – koka lieces stiprības raksturīgā vērtība, MPa.

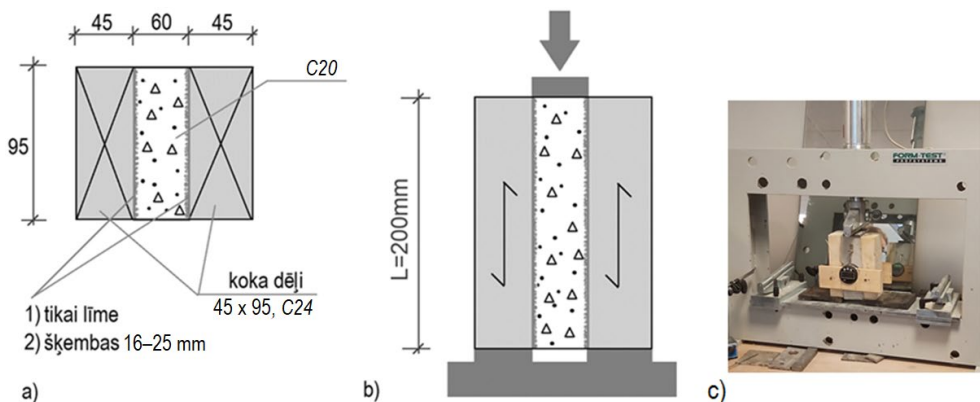
Betona bez papildu bīdes un garenstieģrojuma bīdes stiprības aprēķina vērtība, kas izriet no [100], tiek pieņemta pēc šādas formulas:

$$f_{v,k,c} = k_1 \cdot 0,2f_{ck}, \quad (3.2.)$$

kur $k_1 = 0,15$;

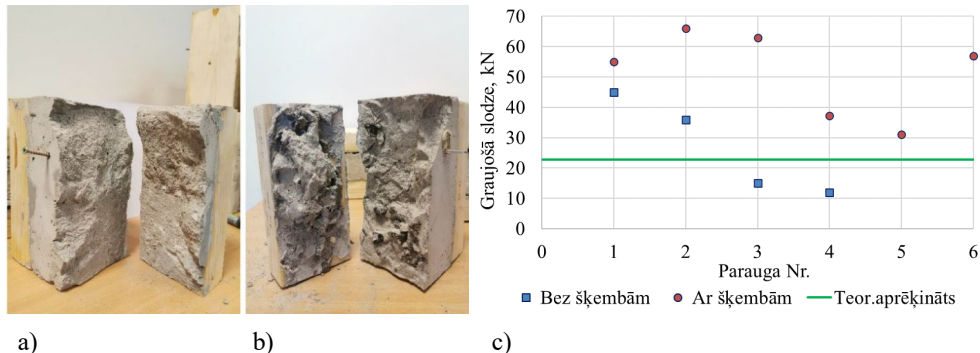
f_{ck} – betona spiedes stiprības raksturīgā vērtība, MPa.

Nolūkā noteikt efektu no šķembu izmantošanas uz koka-betona kompozīta savienojumu bīdes stiprību un uzvedību ir veikti bīdes stiprības testi 10 paraugiem. Koka-betona stingrais savienojums četriem paraugiem ir nodrošināts ar mitro metodi, sešiem paraugiem – pēc piedāvātās šķembu metodes. Paraugu dimensijas un sloģošanas shēma ir redzama 3.6. attēlā.



3.6. att. Bīdes testa paraugi: a) skats no augšas; b) skats no sāniem un sloģošanas shēma; c) parauga izvietoējums sloģošanas iekārtā.

Gatavus paraugus testē vismaz pēc 28 dienām atbilstošos klimatiskajos apstākļos (temperatūra – 20 °C, relatīvais gaisa mitrums – 65 %), kad betons pilnīgi sacietē. Testēšanai tiek izmantota *Form+test* ražotāja hidrauliskā prese. 3.7. a un b attēlā redzamas paraugu sabrukuma ainas. Abiem paraugu veidiem pārsvarā sabrukums notika pa betonu, attīstoties plaisai no apakšas, kur veidojas lielāki bīdes spriegumi, uz augšu, tādējādi sašķeļot paraugu.



3.7. att. Paraugu sabrukumu ainas: a) ar parasto līmes savienojumu pēc mitrās metodes; b) ar šķembām savienojumā; c) bīdes testā iegūtas paraugu graužošās slodzes.

Sloojot paraugus līdz sabrukumam, tika iegūtas paraugu graužošās slodzes vērtības, kas apkopotas 3.7. c attēlā. Tajā var redzēt, ka abu paraugu veidiem ir raksturīga rezultātu izkliede. Savukārt paraugiem bez šķembām līmētajā savienojumā šī izkliede ir plašāka. Pēc šķembu metodes izgatavotajiem paraugiem eksperimentā noteikto graužošo slodžu variācijas koeficients ir 28 %, savukārt pēc mitrās metodes izgatavotajiem paraugiem – 60 %. Variācijas koeficients virs apmēram 30 % parasti liecina par problēmām eksperimenta datos un nav pieņemams [112]. Eksperimenta gaitā papildus paraugu graužošanai slodzei tika fiksētas pārvietojumu vērtības, kas rodas starp kompozīta parauga slāņiem. Pie lielākām pieliktās slodzes vērtībām pārvietojumu starpība paraugiem ar un bez šķembām līmētajā savienojumā ir 10 % robežās.

Darba gaitā eksperimentāli iegūtie rezultāti ļauj secināt, ka šķembu izmantošana līmētajā savienojumā ļauj palielināt ne tika elementa lieces stiprību, bet arī bīdes stiprību. Šķembu izmantošana samazina rezultātu izkliedi. Vienlaikus šķembas būtiski neietekmē savienojuma kopējo stingumu un atstāj savienojuma nelielu padevīgumu, kas izpaužas ar līdzīgām slāņu nobīdēm abiem paraugu veidiem. Tādējādi, izmantojot koka-betona kompozīta izgatavošanā piedāvāto šķembu metodi, ir iespējams iegūt drošu koka-betona kompozīta plātni ar stingu koka-betona savienojumu.

4. Racionāli parametri koka-betona kompozīta plātnēm

Moduļu (*modular building*) izmantošanas tendence daudzstāvu koka ēku būvniecībā rada lielu laidumu nepieciešamību un vairāk izaicinājumu attiecībā uz ilgtermiņa deformācijām un vibrācijām. Parastām koka grīdu konstrukcijām zemā lieces stinguma dēļ ir grūti izpildīt šīs prasības, savukārt koka-betona kompozītam liela laiduma starpstāvu pārsegumu konstrukcijas ir potenciāls izmantošanas veids. Ņemot vērā šādu konstrukciju perspektīvas, ir aktuāli piedāvāt metodiku koka-betona kompozīta komponentu izmēru noteikšanai un materiālu stiprības izvēlei, ko var lietot projektēšanas sākuma stadijā, kā arī noteikt koka-betona kompozīta plātņu racionālākas izmantošanas robežas, salīdzinot ar analogiskajiem koka pārsegumu risinājumiem bez betona slāņa.

Eksistē divi visplašāk izmantojami koka-betona kompozīta plātņu konstruktīvi risinājumi – betona slānis ar *CLT* plātņi (turpmāk tekstā – *CLT*-betona plātne) un betona slānis ar koka sijām [115]. Koka-betona kompozīta plātnes konstruktīvais risinājums ar koka sijām paredz bieza stiegrota betona slāņa izmantošanu, lai nodrošinātu pietiekamu plātnes lieces stingumu. Lai būtu iespējams atteikties no tērauda stiegrojuma izmantošanas, vienlaikus saglabājot augstu šķērsgriezuma lieces stingumu, izmantojamo koka siju šķērsgriezuma augstumam ir jābūt ļoti lielam. Šī iemesla dēļ 4.1. b attēlā redzamais risinājums netiek apskatīts kā piemērojams ilgtspējīgai koka-betona kompozīta konstrukcijai bez tērauda stiegrojuma. *CLT*-betona plātnes (4.1. a att.) ļauj atteikties no tērauda stiegrojuma izmantošanas betona slānī, taču šis risinājums ir saistīts ar lielām izmaksām *CLT* augstās cenas un lielā materiāla patēriņa dēļ. Lai saglabātu koka-betona priekšrocības un mazinātu iepriekš pieminētos trūkumus, tiek piedāvāts koka-betona kompozīta plātnes risinājums, kura pamatā ir kārbveida saplākšņa plātne ar koka ribām (turpmāk tekstā – saplākšņa-betona plātne). Pateicoties saplākšņa apakšējai kārtai (4.1. c att.), šķērsgriezuma lieces stingums tiek būtiski palielināts, salīdzinot ar 4.1. b attēlā redzamo risinājumu, un tiek nobīdīta šķērsgriezuma neitrāla ass prom no betona slāņa. 18 mm bieza saplākšņa apakšējā kārtā var samazināt koka siju šķērsgriezuma augstumu 1,5 reizes, saglabājot tādu pašu šķērsgriezuma lieces stingumu.

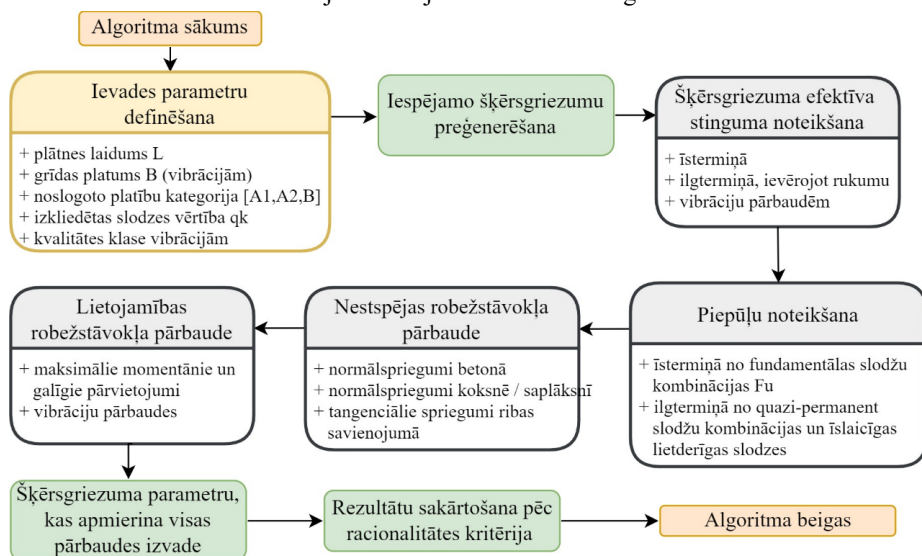


4.1. att. Koka-betona kompozīta plātņu konstruktīvi risinājumi: a) ar *CLT* plātņi; b) ar koka sijām; c) ar ribotu saplākšņa plātņi.

Darba gaitā izstrādāta metodika (4.2. att.) un uz tās bāzes – programmatūra koka-betona kompozīta plātņu racionālu šķērsgriezuma parametru un izmantojamo materiālu nepieciešamas stiprības klases noteikšanai divu veidu konstruktīvajiem risinājumiem – ar *CLT* plātņi un ar ribotu saplākšņa plātņi pamatā. Paredzēts, ka abiem risinājumiem tiek izmantots fibrobetona slānis un tiek nodrošināts stings savienojums starp fibrobetona slāni un koka plātņi, ko realizē pēc darbā piedāvātās šķembu metodes.

Dažādu materiālu ar atšķirīgām īpašībām, it īpaši svara un cenas ziņā dēļ, materiāla patēriņš nevar objektīvi raksturot koka-betona kompozīta konstrukcijas racionalitāti. Konstruktīvo risinājumu savstarpējam salīdzinājumam ir ieviests racionalitātes kritērijs – izmaksu koeficients

c , kas sasaista dažāda veida materiālus dažādās mainīgās proporcijās. Tas balstās attiecīgā šķērsgriezuma materiāla izmaksās Latvijas tirgū 2021./2022. gadu mijā viena kvadrātmetra koka-betona kompozīta plātnei. Izstrādātā datorprogramma paredz iespēju definēt izmantojamo materiālu cenas atbilstoši aktuālajai situācijai būvmateriālu tirgū.



4.2. att. Koka-betona kompozīta plātnes šķērsgriezuma racionālo parametru noteikšanas algoritms.

Izmaksu koeficients koka-betona kompozīta plātnes vienam kvadrātmetram tiek aprēķināts pēc 4.1. un 4.2. formulas attiecīgi ar CLT plātņi un saplākšņa plātņi pamatā.

$$c = \frac{h_{CLT} \cdot P_{CLT} + h_c \cdot P_c}{P_{c,C20} \cdot B_1} \quad (4.1)$$

$$c = \frac{(h_{pu} \cdot P_{pu} + h_{pd} \cdot P_{pd} + h_c \cdot P_c) \cdot b \cdot L + h_t \cdot b_t \cdot P_t \cdot (L \cdot n_{long} + b \cdot n_{trans})}{b \cdot L \cdot P_{c,C20} \cdot B_1} \quad (4.2)$$

kur: h_i – slāņa vai elementa augstums, m;

P_i – attiecīgā materiāla cena, EUR/m³;

b un L – plātnes platums un laidums, m;

n_{long} un n_{trans} – garenribu un šķērsribu daudzums;

indeksi pu , pd – augšējais un apakšējais saplākšņa slānis;

indeksi CLT , t , c – šķērsvirzienā līmētās koksnes, koka un betona slānis;

$P_{c,C20}$ – C20 stiprības klases betona cena, kas tiek izmantota par bāzes cenu, EUR/m³;

B_1 – 1 metra platas joslas platums, m.

Izmaksu koeficientu noteikšanai par CLT , koksnes un C20 klases stiprības betona ar 0,5 % sintētisku fibru daudzumu viena kubikmetra cenu ir pieņemts attiecīgi 900 EUR, 600 EUR un 104 EUR. Pārējām betona stiprības klasēm, kā arī dažāda biezuma saplākšņa lokšņu pieņemtās cenas apkopotas 4.1. un 4.2. tabulā.

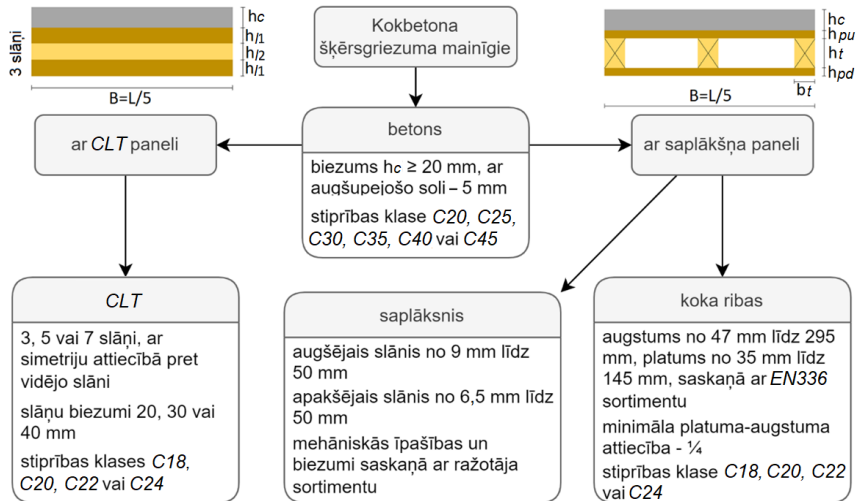
Betona ar sintētiskajām fibrām cenas atkarībā no tā klases

Stiprības klase	C25	C30	C35	C40	C45
Cena, EUR/m ³	106	108	109	110	111

Saplākšņa cenas atkarībā no tā biezuma

Biezums, mm	6.5	9	12	15	18	21	24	27	30	35	40	45	50
Cena, EUR/m ³	1238	1019	911	895	876	895	895	895	895	995	995	995	995

Piedāvātā metodika paredz visu iespējamu koka-betona kompozīta plātņu šķērsriezumu preģenerēšanu saskaņā ar definētajiem ievades parametriem, materiāliem un tehnoloģiskajām robežām. Darbā tiek apskatītas vienā virzienā brīvi balstītas koka-betona kompozīta plātnes ar platuma-garuma attiecību 1 : 5. Pieņemtie šķērsriezuma mainīgie lielumi ietver sešas betona un četras koksnes stiprības klases; 13 standarta saplākšņa biezumus; trīs dažādus *CLT* slāņa biezumus, *CLT* plātnēm ar trīs, pieciem vai septiņiem slāņiem; seši platumi un 11 augstumi koka sijām atbilstoši *EN336* sortimentam. Tie ir apkopoti 4.3. attēlā.

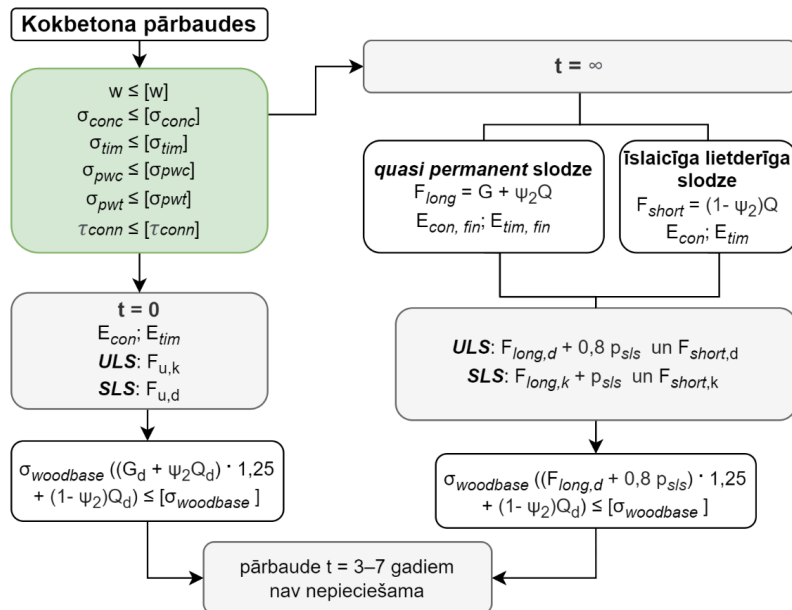


4.3. att. Pieņemtie šķērsriezuma mainīgie koka-betona kompozīta plātnēm.

B – plātnes platums; L – plātnes garums; hc – betona slāņa biezums; h/1 un h/2 – *CLT* slāņu biezums; hpu un hpd – augšējā un apakšējā saplākšņa slāņa biezums; bt un ht – koka ribas platums un augstums.

Koka-betona kompozīta plātņu projektēšana tiek veikta, adaptējot rekomendācijas no topošajiem koka-betona kompozīta konstrukciju noteikumiem, kas pašlaik tiek izstrādāti *CEN TC250/N2330* ietvaros “Eirokodekss 5: Koka konstrukciju projektēšana – Kompozītu koka-betona konstrukciju projektēšana – Vispārīgie noteikumi un noteikumi ēkām” un vibrāciju noteikumiem, kas pašlaik tiek izstrādāti *CEN TC250/SC5 WG3 4. apakšgrupas* ietvaros “Vibrācijas”. Koka-betona kompozīta plātne tiek rēķināta divos laika momentos. Pirmais – t =

0 gadi jeb konstrukcijas sākuma stāvoklis, kad betona rukums un materiālu šļūde vēl nav attīstījušies. Otrais laika punkts $t = \infty$ gadi jeb konstrukcijas kalpošanas laika beigas, izvērtē materiālu šļūdi un betona rukumu. Materiālu šļūde tiek ievērtēta ar materiālu elastības moduļu efektīvajām vērtībām, betona rukums – ar fiktīvo slodzi no neelastīgās deformācijas. Pārbaudāmie kritēriji koka-betona kompozīta plātnēm divos laika momentos ar attiecīgajām slodžu kombinācijām un izmantojamajiem elastības moduļiem apkopoti 4.4. attēlā.



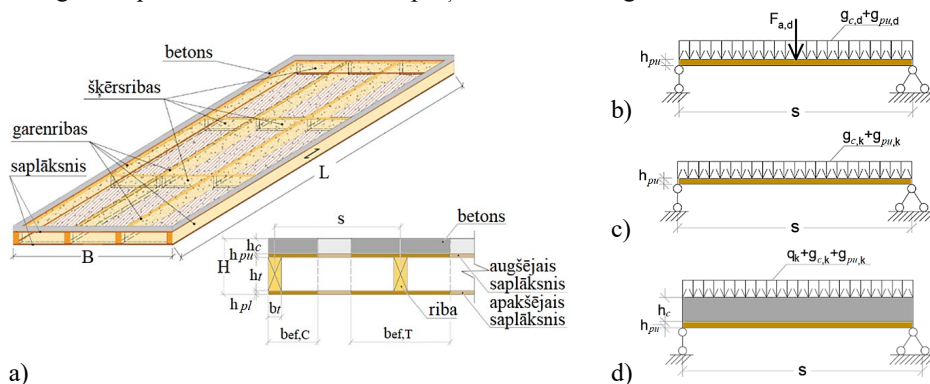
4.4. att. Koka-betona kompozīta plātņu pārbaudes ar atbilstošām slodzes kombinācijām.

ULS un SLS ir nestspējas un lietojamības robežstāvokļi; t — laika moments; w — izliece; σ , τ — normāli un bīdes spriegumi; E — elastības modulis; G , Q — pastāvīgā un lietderīga slodze; ψ_2 — pastāvīgās lietderīgās slodzes daļa no kopējās lietderīgās slodzes; F_u — slodzes fundamentālā kombinācija; p_{sls} — fiktīva slodze, kas novērtē betona rukumu; $[]$ — pieļaujamā vērtība; indeksi: *conc* — betons; *tim* — koks; *pwc* — augšējais saplākšņa slānis; *pwt* — apakšējais saplākšņa slānis; *conn* — savienojums starp ribu un augšējo saplākšņa slāni; *k* — raksturīgās vērtības; *d* — aprēķina vērtības; *fin* — efektīvās vērtības; *woodbase* — koksnes materiāli.

Saplākšņa-betona plātņu pārbaudes iekļauj normālsprriegumu aprēķinus betona slānī, spiestajā un stieptajā saplākšņa slānī un koka garenribās, tangenciālo spriegumu aprēķinu šuvē starp ribu un augšējo saplākšņa slāni. Pārbaudes tiek veiktas koka-betona kompozīta plātnes divu veidu efektīvajiem šķērsgriezumiem – dubult-T un C tipa šķērsgriezumiem (4.5. a att.). Vibrāciju un izlieču aprēķiniem izmanto plātnes 1 m platas joslas ekvivalentus lieces stingumus.

Garenisko ribu solis s tiek noteikts, pamatojoties uz augšējā saplākšņa slāņa nestspējas un deformācijas aprēķiniem plātnes šķērsvirzienā saskaņā ar aprēķina shēmām, kas redzamas 4.5. b un c attēlā, un betona un augšējā saplākšņa slāņa ar pilnu kompozītdarbību starp slāņiem deformācijas aprēķinu pēc 4.5. d attēlā redzamas shēmas. Ņemot vērā augšējā saplākšņa slāņa darbības nozīmi starp koka ribām, šim apakšelementam ir pieņemta konservatīvāka aprēķina shēma, t. i., brīvi balstīta sija. Betona slāņa mijiedarbība ar augšējo saplākšņa slāni pasargā

pēdējo no noturības zuduma. Šķērsribas tiek izmantotas tikai tāpēc, lai sadalītu paneli mazākos brīva gaisa tilpumos. To daudzums tiek pieņemts vienāds ar garenribu daudzumu.



4.5. att. Saplākšņa-betona kompozīta plātnes: a) C tipa un dubult-T tipa šķērsgriezumi; b)–d) aprēķina shēmas.

H – plātnes augstums; h_c – betona slāņa augstums; h_{pu} un h_{pl} – augšējā un apakšējā saplākšņa slāņa augstums; h_t – koka ribas augstums; b_t – koka ribas platums; s – ribu solis; $b_{ef,T}$ ir dubult-T šķērsgriezuma efektīvais platums, $b_{ef,T} = \min(0,1 \cdot L + b_t; s)$; $b_{ef,C}$ ir C tipa šķērsgriezuma efektīvais platums, $b_{ef,C} = \min(0,05 \cdot L + b_t; \frac{s+b_w}{2})$; b) augšējā saplākšņa slāņa nestspēja uz 80 kg montāžas slodzi $F_{a,d}$ un pašsvara no betona $g_{e,d}$ un saplākšņa slāņiem $g_{pu,d}$; c) augšējā saplākšņa slāņa izliece no betona $g_{e,k}$ un saplākšņa $g_{pu,k}$ slāņu pašsvara; d) betona un augšējā saplākšņa slāņu izliece no abu slāņu pašsvara un lietderīgās vienmērīgi izkliedētas slodzes q_k ; kur s – ribu solis; h_c un h_{pu} – attiecīgi, betona un augšējā saplākšņa slāņa biezumi.

Momentāno izlieču pieļaujamā vērtība ir pieņemta – 1/300 daļa no plātnes laiduma, galīgajām izliecēm – 1/150. Lietojamības robežstāvokļa pārbaude iekļauj ne tikai izlieču noteikšanu, bet arī vibrāciju pārbaudes. Visu vibrāciju kritēriju robežvērtības atbilstoši grīdas darbības līmenim, kā arī grīdas darbības līmeņa noteikšana atbilstoši grīdas platību slogošanas kategorijai un nepieciešamas kvalitātes līmenim apkopotas attiecīgi 4.3. un 4.4. tabulā.

4.3. tabula

Grīdas darbības līmenis saskaņā ar lietošanas kategoriju un kvalitātes klasi

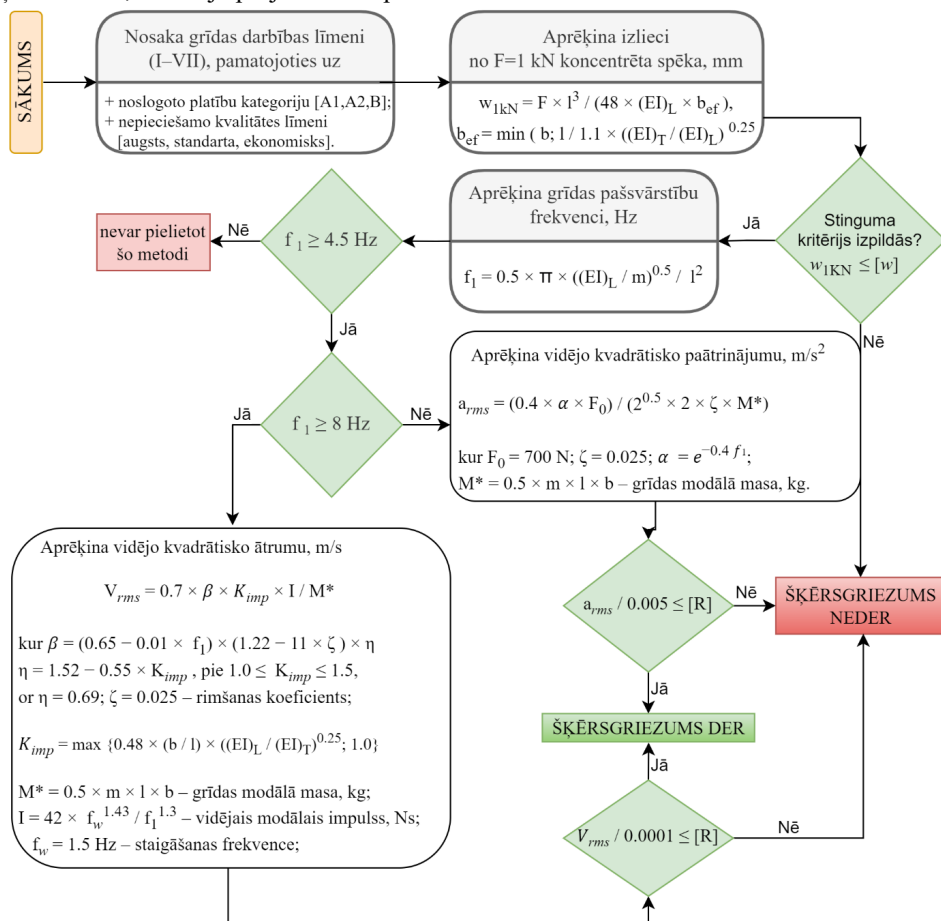
Lietošanas kategorija	Kvalitātes klase		
	Augsta	Standarta	Ekonomiskā
Daudzstāvu dzīvojamās ēkas, A1	I, II, III	IV	V
Privātmājas, A2	I, II, III, IV	V	VI
Biroja ēkas, B	I, II	III	IV

4.4. tabula

Vibrācijas kritēriju robežvērtības saskaņā ar grīdas darbības līmeni

Kritērijs	Grīdas darbības līmenis						
	I	II	III	IV	V	VI	VII
Stinguma: $w_{1kN} [mm] \leq [w]$		0,25	0,5	0,8	1,2	1,6	
Ātruma un pātrinājuma: $R \leq [R]$	4	8	12	16	24	32	Nav

Koka-betona kompozīta grīdu ar laidumu l , platumu b un 1 kvadrātmetra pašvara masu m , ko raksturo efektīvie lieces stingumi uz 1 m platu joslu $(EI)_L$ un $(EI)_T$ grīdas garenvirzienā un šķērsvirzienā, vibrāciju projektēšanas procedūra redzama 4.6. shēmā.



4.6. att. Koka-betona grīdu vibrāciju pārbaudes procedūra pēc topošā Eirokodeksa 5, kur [] – robežvērtība saskaņā ar 4.4. tabulu.

Darbā piedāvātā koka-betona kompozīta plātņu racionālu parametru noteikšanas metodika paredz lielu analītisko aprēķinu apjomu. Tāpēc uz tās bāzes ir izstrādāta programmatūra, izmantojot programmēšanas valodu *Hypertext Preprocessor* jeb *PHP* 8.1., kas darbojas uz *Apache* servera. Lai optimizētu ar datorprogrammas palīdzību iegūto datu turpmāko lietošanu un apstrādi dažādos griezumos, ir izmantota *MySQL* datubāze, kurā tiek uzglabāti preģenerētie rezultāti. *PHP* programmēšanas valodas izvēle balstās perspektīvā programmu attīstīt kā tiešsaistes rīku, ko var izmantot vienlaikus nenoteikts daudzums lietotāju no dažādām vietām un ierīcēm. Atbilstoši ievades un mainīgajiem datiem tiek preģenerēta koka-betona kompozīta plātnes visu iespējamo šķērsgriezumu kopa, kam tiek noteikti efektīvie ģeometriskie parametri, kas nepieciešami turpmākai momentāno, ilgtermiņa un vibrāciju kontroles pārbaužu veikšanai.

4.7. attēlā redzama daļa no izstrādājamās datorprogrammas koda, kas balstās piedāvātajā

algoritmā koka-betona kompozīta plātņu ar ribotu saplākšņa plātni pamatā racionālu parametru noteikšanai.

```

1 <?php
2
3
4 function GetExpenses2($options = Array()) {
5
6
7 $Calculate = 3; //1 = A cat min c, 2 = A cat min H , 3 = B cat min C, 4 = B cat min H
8 $Onlyone = 0; // ja 1, tad aprēķina tikai vienu variantu
9
10 $salidzinanasMasivs = Array();
11
12 $q = $options['parametri']['q']; //lietderīgā slodze 2 vai 3 kN/m2
13 $L = $options['parametri']['L']; // laidums no 3 līdz 10 m
14 $platum = $options['parametri']['platum']; // grīdas platumu vibrāciju aprēķiniem
15 $kategorija = $options['parametri']['kategorija']; // Ēkas kategorija A1 - daudzstāvu
    dzīvojamās ēkas, A2 - privātmāja vai B - biroja ēkas
16 $Quality = $options['parametri']['Quality']; // 1 - augsta, 2 - pamata; 3 - ekonomiskā izvēle
17
18
19 $B=$L/5; // plātnes platum, mm (1:5)
20 $winstr=$L/300; // momentānas izlieces robežvērtība, mm
21 $wfinr=$L/150; // galīgas izlieces robežvērtība, mm
22 $gamma=1; //pilna kompozīta darbība
23 $Qk = ($q * $B/1000); // lietderīga lineāra raksturīgā slodze, kN/m
24 $romPW = 7; //kN/m3 saplākšņa blīvums
25
26 $hprt = Array(6,5,9,12,15,18,21,24,27,30,35,40,45,50); //stieptais saplākšnis,mm
27 $hw = Array(47,72,97,120,145,170,195,220,245,270,295); //koka ēvēlētās brūsas augstums pēc
    sortimenta,mm
28 $hw = Array(35,44,60,72,97,145); //koka ēvēlētās brūsas platumi pēc sortimenta,mm
29 $hprw = Array(9,12,15,18,21,24,27,30,35,40,45,50); //spiestais saplākšņa apšuvums,mm
30
31 $hc = Array(20,25,30,35,40,45,50,55,60,65,70,75,80,85,90,95); //h betona,mm
32
33 $kK = 5.769230769; // koksne = 600 EUR/m3, C20/25 ar fibrām = 104 EUR/m3
34 $damp=0.025;
35
36 $betonKlase = Array();
37 $betonKlase['C20'] = Array("fck"=>20, "fcm"=>28, "fctk005"=>1.5, "fctm"=>2.2, "Ecm"=>30000, "fvk"=>
    0.6, "rom"=>2500, "cena"=>104, "kB"=>1);
38 $betonKlase['C25'] = Array("fck"=>25, "fcm"=>33, "fctk005"=>1.8, "fctm"=>2.6, "Ecm"=>31000, "fvk"=>
    0.75, "rom"=>2500, "cena"=>106, "kB"=>1.01923);
39 $betonKlase['C30'] = Array("fck"=>30, "fcm"=>38, "fctk005"=>2.0, "fctm"=>2.9, "Ecm"=>33000, "fvk"=>
    0.9, "rom"=>2500, "cena"=>108, "kB"=>1.03846);

```

length: 63,694 lines: 1,207 Ln: 31 Col: 13 Pos: 1,426 Windows (CR LF) UTF-8 IN

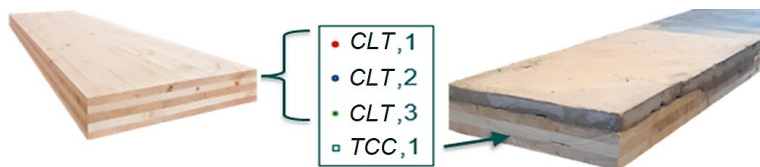
4.7. att. Datorprogrammas koda daļa ar ievades un mainīgo parametru definēšanu.

Saplākšņa-betona plātnēm lielāka šķērsriezuma elementu skaita un to iespējamo izmēru plaša sortimenta dēļ, salīdzinot ar *CLT* betona plātnēm, ir milzīgs iespējamo šķērsriezumu kombināciju daudzums, kas pārsniedz 100 000. Tāpēc, lai veiktu saplākšņa-betona plātnes aprēķina rezultātu apstrādi, ir būtiski veidot iegūto rezultātu datubāzi. Visiem preģenerētajiem šķērsriezumiem tiek pārbaudīti nespējas un lietojamības robežstāvokļi. Šķērsriezumi, kas neapmierina kaut vienu no pārbaudēm, netiek ņemti vērā. Šķērsriezumi, kas apmierina visas pārbaudes, tiek sakārtoti pēc racionalitātes kritērija.

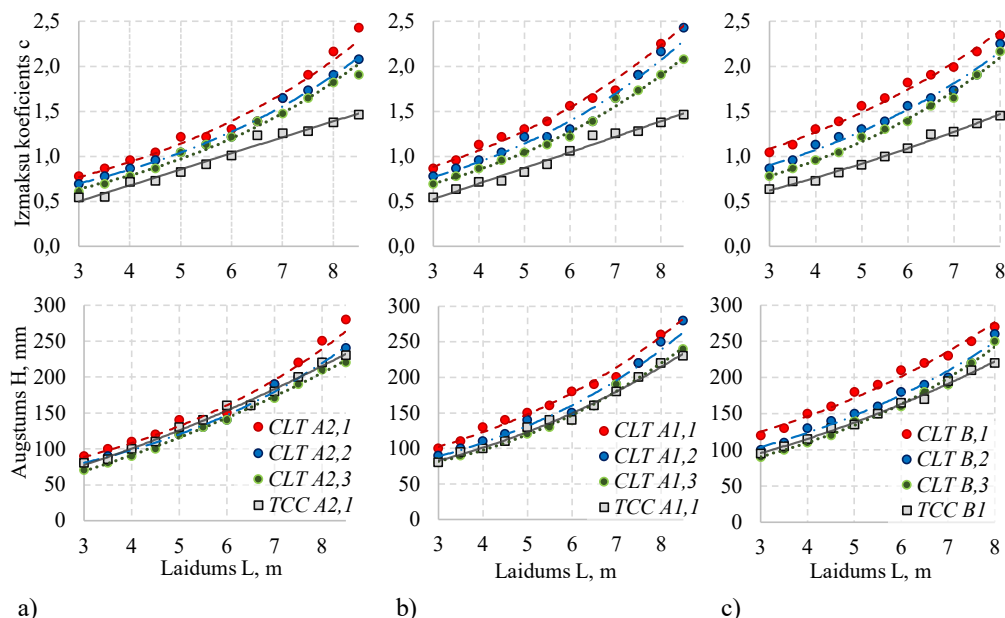
Lai noteiktu koka-betona kompozīta plātņu racionālākas izmantošanas robežas, salīdzinot ar parastiem analogiskajiem koka pārsegumu risinājumiem bez betona slāņa, izmantojot darbā izstrādātu programmatūru, ir noteikti izmaksu ziņā racionālākie šķērsriezumi un tiem atbilstošie šķērsriezuma kopējie augstumi laidumiem robežās no 3 m līdz 10 m ar soli 0,5 m pie dažādām noslogotu platību kategorijām (B kategorijas noslogotas platības tiek projektētas uz 3 kN/m² izklīdētu slodzi, A kategorijas platības – uz 2 kN/m²) un vibrāciju kvalitātes klasēm (augsta, standarta un ekonomiskā). Rezultātu savstarpējam salīdzinājumam visas grīdas pieņemtais platum, kas tiek izmantots vibrāciju aprēķinos, ir 5 m.

CLT plātnēm noteicošā pārbaude ir uz vibrācijām, savukārt *CLT*-betona plātnēm – uz galīgām izliecēm. Tāpēc *CLT* plātnēm ir noteiktas racionālu parametru vērtības pie trīs

iespējamajām vibrāciju kvalitātes klasēm, savukārt *CLT*-betona plātnēm – tikai pie augstākas kvalitātes klases. 4.8. attēlā redzami apzīmējumi, kas tiek izmantoti 4.9. attēla grafikos.



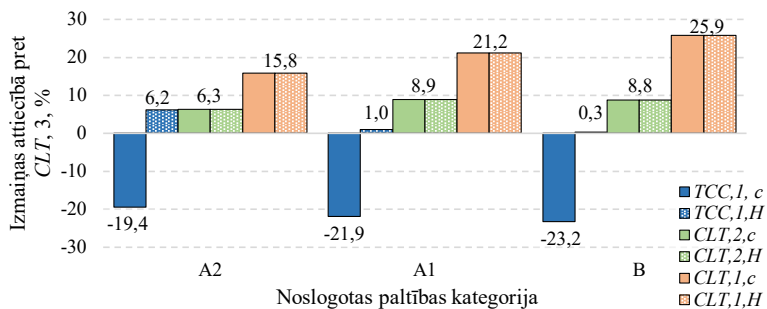
4.8. att. *CLT* un *CLT*-betona (angļu valodā *timber-concrete composite – TCC*) plātņu apzīmējums. 1, 2 un 3 – vibrāciju kvalitātes klases, attiecīgi – augsta, standarta un ekonomiskā.



4.9. att. *CLT* un *CLT*-betona (*TCC*) plātnes izmaksu koeficienta atkarība un plātnes augstuma atkarība no plātnes laiduma ēku kategorijās: a) A2; b) A1; c) B. 1, 2 un 3 – vibrāciju augsta, standarta un ekonomiskā kvalitātes klase, A2, A1 un B –privātmājas, daudzstāvu dzīvojamās un biroja ēkas.

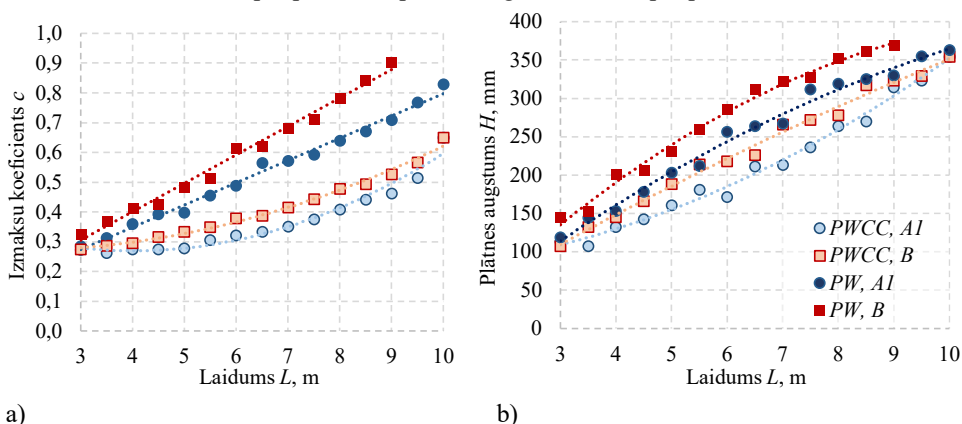
CLT-betona plātnēm betona slāņa biezums svārstās no 20 mm līdz 85 mm. Šāds betona slānis spēj būtiski uzlabot konstrukcijas dinamisko reakciju. Apkopojot aprēķinus iegūtus rezultātus, *CLT*-betona plātņu izmantošana, salīdzinot ar *CLT* plātnēm, ir absolūti pamatota daudzstāvu dzīvojamo ēku un biroja ēku starpstāvu pārsegumiem pie jebkuras izvēlētas vibrāciju kvalitātes klases. Šāds risinājums spēj samazināt pieņemto racionalitātes kritēriju – izmaksu koeficientu A1 un B kategorijās vidēji par 22 % un 23 %, kā arī gandrīz nepalielina plātnes kopējo augstumu, salīdzinot ar vienkāršajām *CLT* plātnēm, kas atbilst ekonomiskajai (trešajai) vibrāciju kvalitātes klasei. Privātmāju gadījumā *CLT*-betona plātnes spēj vidēji par 19 % samazināt izmaksu koeficienta vērtību, salīdzinot ar visekonomiskāko *CLT* plātņu risinājumu, bet vienlaikus ar izmaksu koeficienta samazinājumu nedaudz – vidēji par 6 % – pieaug plātnes kopējais augstums.

CLT un *CLT*-betona plātņu izmaksu c un kopējā augstuma H vērtību procentuālas izmaiņas attiecībā pret *CLT* plātnes parametriem, kas atbilst trešajai jeb ekonomiskajai vibrāciju kvalitātes klasei, apkopotas 4.10. attēlā. *CLT*-betona izmantošanas ieguvums starpstāvu pārsegumu risinājumos palielinās līdz ar augstākām prasībām pret vibrāciju kvalitātes klasi, lielākiem laidumiem un noslogotākām platībām. Pie augstākās vibrāciju kvalitātes klases biroja tipa ēkās *CLT*-betona konstruktīvais risinājums var samazināt līdz pat par 44 % izmaksu koeficientu un līdz pat par 25 % plātnes šķērsgriezuma augstumu.



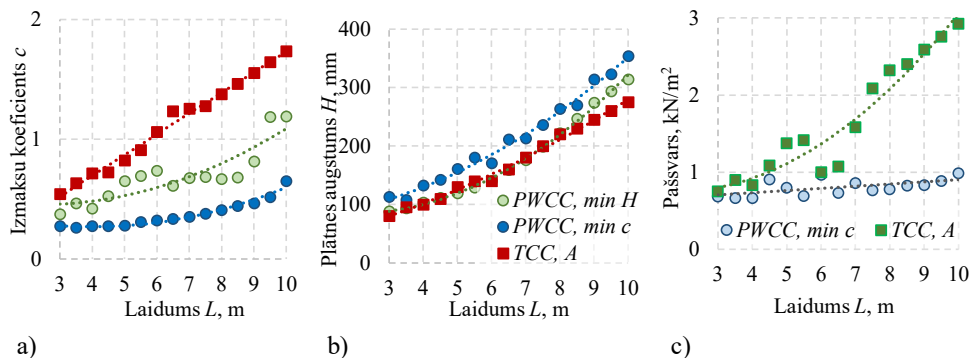
4.10. att. *CLT* un *CLT*-betona (*TCC*) plātņu izmaksu c un kopējā augstuma H vērtību izmaiņu salīdzinājums ar *CLT*,3 plātnes raksturlielumiem. 1, 2 un 3 – vibrāciju augsta, standarta un ekonomiskā kvalitātes klase; A2 – privātmājas, A1 – daudzstāvu dzīvojamās ēkas, B – biroja ēkas.

Saplākšņa ribotām plātnēm noteicošās pārbaudes ir uz vibrācijām. Splākšņa-betona plātnēm pie racionālākajiem šķērsgriezuma parametriem betona slāņa biezums ir robežās no 20 mm līdz 35 mm, par noteicošo joprojām galvenokārt saglabājot vibrāciju pārbaudi. Abu veidu plātnes ir savstarpēji salīdzinātas pie augstākas vibrāciju kvalitātes klases A1 un B kategorijas ēkām. Splākšņa-betona plātņu ekonomiskā pamatotība un konkurētspējīgums ir acīmredzams 4.11. attēlā. Pie lielākiem laidumiem splākšņa-betona plātnes spēj samazināt izmaksu koeficientu līdz pat par 42 %, plātnes augstumu – līdz pat par 33 %.



4.11. att. Ribotu splākšņa (*PW*) un splākšņa-betona (*PWCC*) plātnes biroja ēkās (B) un daudzstāvu dzīvojamajās ēkās (A1): a) izmaksu koeficienta atkarība no plātnes laiduma; b) plātnes augstuma atkarība no laiduma.

Izmaksu ziņā racionālākie šķērsgriezumi *CLT*-betona plātnēm dažādām noslogotu platību kategorijām ir salīdzināti ar saplākšņa-betona kompozīta plātņu šķērsgriezumiem divos veidos. Viens gadījums atbilst saplākšņa-betona kompozīta racionālākajam šķērsgriezumam izmaksu ziņā ar šim šķērsgriezumam atbilstošu augstumu; otrs gadījums – paredz salīdzināšanu ar saplākšņa-betona kompozīta plātnes šķērsgriezumu ar minimāli iespējamo augstumu un tam atbilstošu zemāko izmaksu koeficientu. 4.12. a un b attēlā apkopoti iegūtie dati A kategorijas noslogotajām platībām, kas atbilst dzīvojamajām ēkām.



4.12. att. *CLT*-betona (*TCC*) un saplākšņa-betona (*PWCC*) plātnes A1 kategorijas ēkās sakarības starp plātnes laidumu un: a) izmaksu koeficientu; b) plātnes augstumu; c) plātnes pašsvaru. min H – vismazākais iespējamais augstums ar atbilstošu izmaksu koeficientu; min c – viszemākais iespējamais šķērsgriezuma izmaksu koeficients; A – daudzstāvu dzīvojamās ēkas.

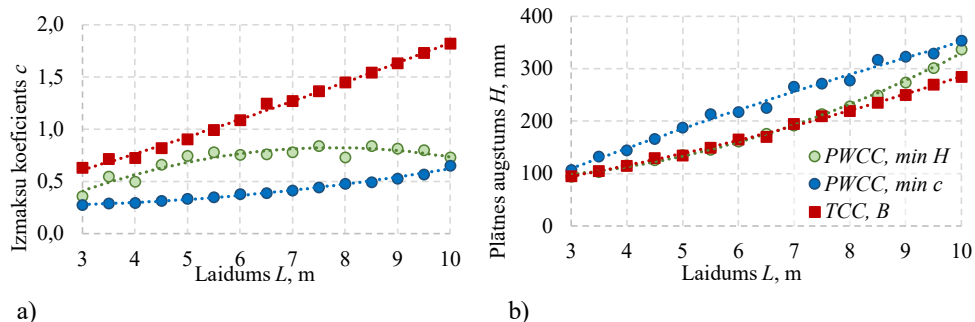
Kā var redzēt, piedāvātais koka-betona kompozīta plātnes risinājums ar ribotu saplākšņa plātni pamatā ļauj būtiski samazināt izmaksu koeficientu. Salīdzinot ar *CLT*-betona plātni, saplākšņa-betona plātnes ar izmaksu ziņā racionālāko šķērsgriezumu A noslogoto platību kategorijai izmaksu koeficients ir par 50 % līdz 73 % mazāks, bet vienlaikus saplākšņa-betona kompozīta plātnes augstums palielinās par 7 % līdz 41 % ar vidējo vērtību 25 %, salīdzinot ar *CLT*-betona kompozīta plātnes augstumu.

Saplākšņa-betona plātnes konstrukcijas īpatnību dēļ biežāki betona slāņi rezultējas nepieciešamībā pēc biežākā augšējā saplākšņa slāņa un/vai papildu ribām, lai samazinātu soli starp ribām. Abi gadījumi ir saistīti ar papildu izmaksām, katra papildu garenriba, īpaši pie lieliem plātnes laidumiem, ievērojami palielina plātnes 1 m² materiālu izmaksas. Tāpēc racionālākie no izmaksu koeficienta viedokļa saplākšņa-betona plātņu šķērsgriezumi ir ar plānu, parasti ap 20–30 mm biezu betona slāni. Tik plāna betona slāņa izmantošana nodrošina plātnes pašvara slodzes zemu līmeni neatkarīgi no plātnes laiduma (4.12. c att.). Ja pie 3 m laiduma saplākšņa-betona plātnes pašsvars ir aptuveni par 20 % zemāks nekā *CLT*-betona plātnēm, tad pie lielākiem laidumiem šī atšķirība sasniedz pat 71 %.

Izvēloties saplākšņa-betona kompozīta plātni ar vismazāko iespējamo šķērsgriezuma augstumu, kas izpilda nestspējas un lietojamības robežstāvokļu prasības, ir iespējams samazināt saplākšņa-betona konstruktīvā risinājuma šķērsgriezuma augstuma starpību ar *CLT*-betona plātnes augstumu līdz 14 %, pie vairākiem laidumiem iegūstot saplākšņa-betona plātnes augstumu mazāku par *CLT*-betona plātnes augstumu, paralēli saglabājot būtisku izmaksu

koeficienta samazinājumu, kas veido no 21 % līdz 54 %. Pie laidumiem no 6,5 m līdz 8 m saplākšņa-betona plātnēm un *CLT*-betona plātnēm šķērsriezuma augstums ir gandrīz vienāds, savukārt izmaksu koeficients saplākšņa-betona plātnēm ir vidēji par 49 % zemāks nekā *CLT*-betona plātnēm.

Biroja ēku pārsegumiem ir līdzīga situācija kā dzīvojamajām ēkām (4.13. att.). Salīdzinot ar *CLT*-betona plātņi, saplākšņa-betona plātnei ar izmaksu ziņā racionālāko šķērsriezumu B noslogoto platību kategorijai izmaksu koeficients ir par 57 %–69 % mazāks, plātnes augstums palielinās par 13 %–43 % ar vidējo vērtību 29 %, pašsvars ir par 15 %–67 % mazāks ar vidējo vērtību 45 %.



4.13. att. *CLT*-betona (*TCC*) un saplākšņa-betona (*PWCC*) plātnēm B kategorijas ēkās sakarība starp laidumu un: a) izmaksu koeficientu; b) plātnes augstumu. min H – vismazākais augstums ar atbilstošu izmaksu koeficientu; min c – viszemākais izmaksu koeficients; B – biroja ēkas.

Izvēloties saplākšņa-betona kompozīta plātņi ar vismazāko šķērsriezuma augstumu, kas izpilda nestspējas un lietojamības robežstāvokļu prasības, ir iespējams samazināt saplākšņa-betona plātnes augstuma starpību ar *CLT*-betona plātnes augstumu līdz 18 %. Pie plātņu laidumiem no 3 m līdz 8,5 m abu veidu plātņu augstums ir gandrīz vienāds – atšķirības nepārsniedz 6 %, šajās laiduma robežās izmaksu koeficients saplākšņa-betona plātnēm ir par 18 %–50 % mazāks nekā *CLT*-betona plātnēm.

Saplākšņa-betona plātņu papildu priekšrocība ir to paredzamāka uzvedība mazāka koksnes materiāla īpatsvara dēļ, salīdzinot ar *CLT*-betona plātnēm. Darba gaitā veiktie eksperimenti parādīja mazāku graujošās slodzes izkliedi četriem saplākšņa-betona paraugiem, salīdzinot ar četriem *CLT*-betona paraugiem. Saplākšņa-betona paraugiem tika konstatēta 11 % liela rezultātu dispersija, kas ir ļoti labs rādītājs, savukārt *CLT*-betona paraugiem šis rādītājs bija vienāds ar 28 %, kas ir tuvu nepieļaujamai robežai.

Piedāvātais saplākšņa-betona plātnes konstruktīvais risinājums, pamatojoties uz paveikto analīzi, ir atzīstams kā īpaši izdevīgs risinājums gan dzīvojamajām, gan biroja ēkām, kas ļauj ievērojami samazināt pārseguma izmaksas, salīdzinot ar *CLT*-betona plātnēm arī gadījumā, ja plātnes augstumam ir būtiska nozīme. Piedāvātais risinājums pie lielākiem laidumiem raksturojas ar ievērojami mazāku pašsvaru plānā betona slāņa izmantošanas dēļ, kas ietekmē visu pārējo vertikālo konstrukciju nepieciešamus izmērus. Tādējādi piedāvātais saplākšņa-betona plātnes konstruktīvais risinājums veido ilgtspējīgu un konkurētspējīgu koka-betona kompozīta plātnes risinājumu.

5. Koka-betona kompozīta konstrukciju drošuma risinājumi

Darbā tiek apskatīti divi aspekti no koka-betona kompozīta plātņu drošuma viedokļa. Pirmais aspekts ir stinga koka-betona savienojuma nesagraujošās kvalitātes kontroles iespēja gan izgatavotu elementu kvalitātes pārbaudei, gan arī ekspluatācijā esošu konstrukciju stāvokļa novērtēšanai, jo savienojuma kvalitātei ir izšķiroša nozīme koka-betona kompozīta plātņu darbībā. Otrais aspekts ir saistīts ar konstrukcijas darbību sabrukuma brīdi. Parasta betona bez papildu stiegrojuma sabrukums raksturojas kā trausls, kas rada bīstamību. Tāpēc darbā ir piedāvāts izmantot betonu ar disperso stiegrojumu no sintētiskajām fibrām.

Viens no ierobežojumiem līmēto savienojumu izmantošanai praksē ir saistīts ar nepieciešamību pēc savienojumu kvalitātes kontroles. Ņemot vērā mazu pētījumu daudzumu par koka-betona kompozītu ar līmētu savienojumu, trūkst arī pētījumu par nesagraujošajām koka-betona kompozīta konstrukciju stinga savienojuma kvalitātes pārbaudes metodēm. Literatūras analīzes laikā netika atrasta informācija par koka-betona kompozīta konstrukciju stinga savienojuma kvalitātes pārbaudes iespējām, tāpēc darba gaitā tika aprobētas divas pazīstamas metodes – operacionālā modālā analīze un ultraskaņas defektoskopija, lai pārliecinātos par šo metožu lietošanas iespējām defektu stingajā līmētajā savienojumā starp betona un koka slāņiem noteikšanā.

Stinga savienojuma kvalitātes kontroles metožu aprobācijai darba gaitā izgatavoti 16 mazgabarīta koka-betona kompozīta paraugi ar garumu 60 cm pēc darbā piedāvātas šķembu metodes. Astoņi paraugi ir izgatavota bez defekta savienojumā, pārējiem astoņiem – ir iestrādāts defekts savienojumā 40 % lielumā no savienojuma virsmas laukuma. Dažas no paraugu izgatavošanas stadijām redzamas 5.1. attēlā.

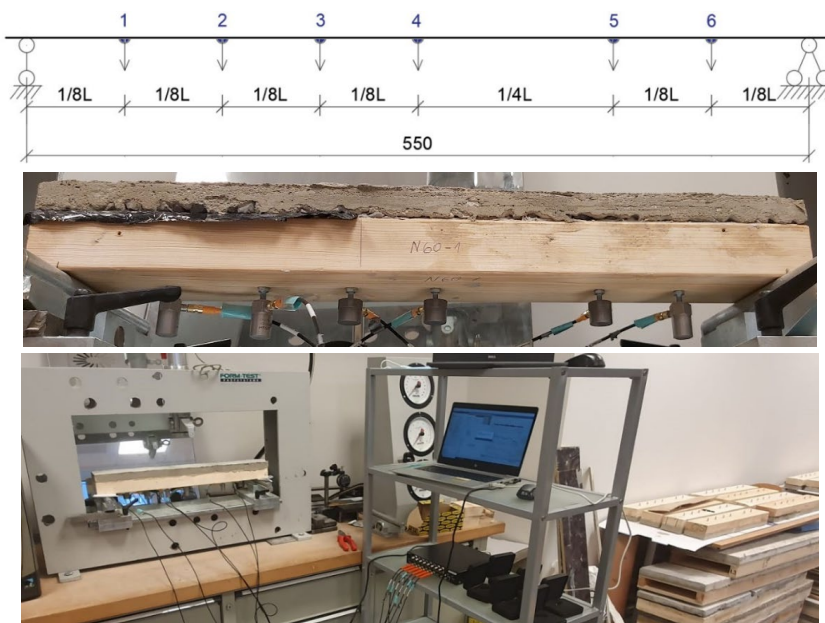


5.1. att. Paraugu izgatavošanas stadijas: a) 16 paraugi pēc līmes nožūšanas; b) parauga gala 40 % apmērā ietīšana plēvē defekta nodrošināšanai; c) paraugu izvietojums veidņos.

Modālai analīzei ir izmantoti seši sensori – akcelerometri, ar kuriem ir mērīta konstrukcijas atbildes reakcija paātrinājuma veidā uz balto troksni. Sensori tika izvietoti pa parauga viduslīniju, saskaņā ar 5.2. attēlā redzamo shēmu. Eksperimenta realizācijai bija pieejami divi

Dytran Instruments, Inc. ražotāja sensoru tipi – trīs sensori ar zemu jutīgumu ap 100 mV/EU – 3312A2T modelis un trīs – ar augstu jutīgumu ap 1000 mV/EU – 3100D24 modelis, kas tika izvietoti 3., 4. un 5. pozīcijā. Visi sensori tiek savienoti ar daudzkanālu augstas precizitātes dinamiskā signāla analizatoru – *Data Translation* ražotu DT9857E, kas uztver sensoru signālus un nosūta mērījumu datus uz datoru. Pēc datu reģistrēšanai izmantotās *QuickDAQ* programmas konfigurēšanas katram paraugam ir veikta datu ievākšana, kas paredz:

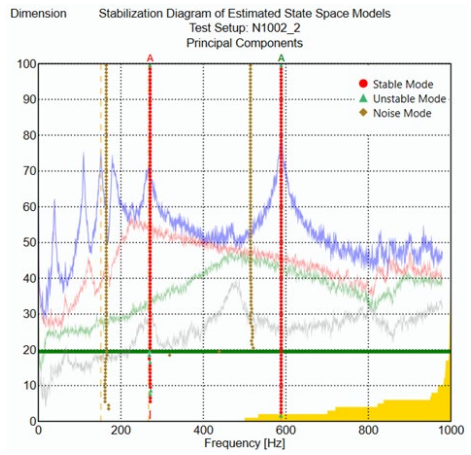
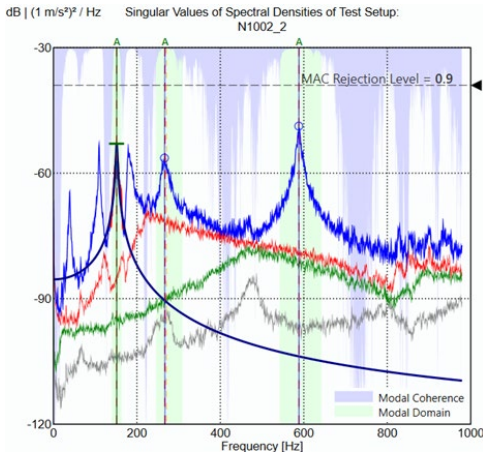
- 1) parauga novietošanu uz balstiem un sensoru piestiprināšanu;
- 2) baltā trokšņa ierosināšanu ar laikā un telpā nejaušiem pieskārieniem parauga virsmai;
- 3) paralēli otrajam solim – parauga reakcijas signāla ierakstīšanu;
- 4) mērījumu atkārtošānu vēl trīs reizes.



5.2. att. Sensoru izvietojuma shēma un koka-betona kompozīta paraugu testēšanas gaita.

Eksperimenta laikā iegūto datu turpmākai apstrādei un analīzei tiek izmantots precīzāks rīks – *ARTEMIS Modal* programma. *ARTEMIS* programmā dinamisko parametru identifikācijai ir iestrādātās vairākas metodes, kas balstās gan uz frekvenču domēnu – frekvences domēna sadalīšanas tehnikas (*FDD*), kas nodrošina procesa uzskatāmību un lietotājiem draudzīgu vidi, gan arī uz laika domēnu – stohastisko apakštelpu identifikācijas tehnikas (*SSI*), kas raksturojas ar rezultātu augstu precizitāti [90].

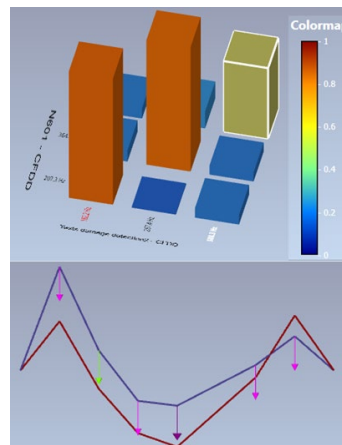
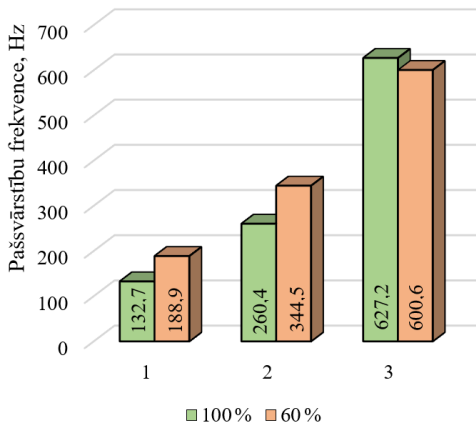
Visiem 16 paraugiem tika noteiktas un izvērtētas pirmās trīs pašsvārstību frekvences ar attiecīgajiem rimšanas koeficientiem un kompleksitātes jeb modas sarežģītības pakāpi pēc divām dažādām metodēm – *CFDD* un *SSI-PC*. 5.3. attēlā redzams viena parauga bez defektiem jaudas spektra novērtējums pēc *CFDD* metodes, izmantojot automātiskās modālās novērtēšanas funkciju, un stabilizācijas diagramma pēc *SSI-PC* metodes.



a) Jaudas spektrs pēc CFDD metodes; b) stabilizācijas diagramma pēc SSI-PC metodes.

Validējot pēc abām identifikācijas metodēm iegūtās modas, tiek veikta rezultātu savstarpējā apstiprināšana un modālo rezultātu kvalitātes kontrole. Konkrētajam paraugam trīs modu *MAC* vērtības ir virs 0,95. *Modal Assurance Criterion* jeb *MAC* ir statistikas rādītājs, ko izmanto modu pāru formu savstarpējai salīdzināšanai. Šis kritērijs ir ļoti jutīgs pret lielām atšķirībām un salīdzinoši nejutīgs pret nelielām modu formu atšķirībām. Jo tuvāk šī kritērija vērtība ir 1, jo lielāka ir modu formu sakritība.

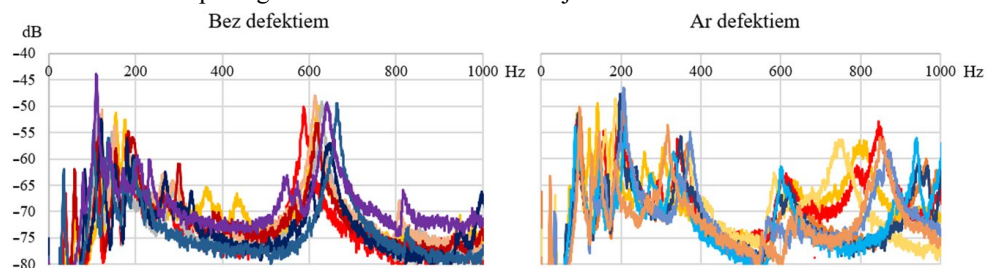
5.4. a attēlā apkopotas pirmo trīs modu frekvenču vidējās vērtības saskaņā ar CFDD metodi. Pirmās modas frekvence pusē gadījumā ar SSI-PC metodi netika noteikta, apzīmējot attiecīgo frekvenču vērtību kā trokšņa frekvenci. Otrajās un trešās modu frekvenču vērtību ticamības pakāpe bija augsta.



a) Paraugiem ar un bez defektiem savienojumā pirmo trīs modu: a) frekvenču vidējās vērtības, kur 100 % – bez defektiem, 60 % – ar 40 % lielu defektu; b) formu savstarpējais salīdzinājums.

Vērā ņemamā atšķirība starp paraugiem ar un bez defektiem ir otrās modas frekvencē. Paraugiem ar defektu tā ir augstāka par aptuveni 32 %. Papildus tam paraugiem ar defektu koka-betona savienojumā ir konstatēta trešās modas formas ievērojams izmaiņas ar $MAC = 0,55$ (5.4. b att.).

Izmaiņas var novērot arī signāla jaudas spektrā. Ja paraugiem bez defekta trešās modas frekvence ap 600 Hz ir dominējošā, tad paraugiem ar defektu pie trešās modas frekvences ir novērojama zema līmeņa ierosme. Papildus tam paraugiem ar defektu ne tikai palielinās otrās modas frekvences vērtība, bet arī atbilstošs signāla stiprums (pie aptuveni 340 Hz), salīdzinot ar paraugiem bez defekta (5.5. att.). Daļai paraugu betona sastāvam 0,5 % daudzumā bija pievienotas sintētiskās fibras *PP Strux 90/40*, eksperimenta laikā tika konstatēts, ka fibras būtiski neietekmē paraugu ar un bez defektiem reakciju uz balto troksni.

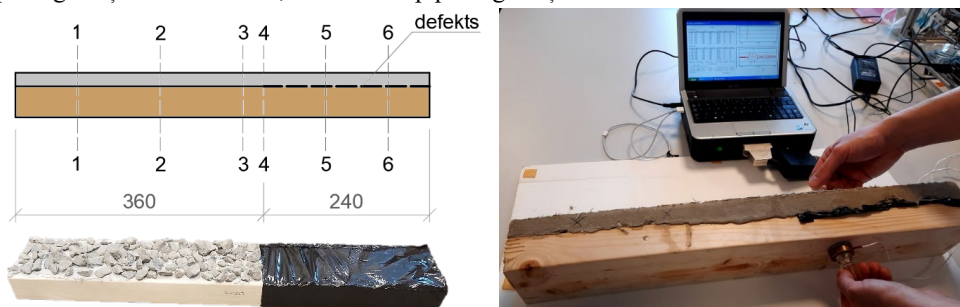


5.5. att. Signāla jaudas spektrs no visiem sensoriem.

Tādējādi modālajā analīzē konstatētās atšķirības starp paraugu sērijām ļauj apgalvot, ka bojājumu esamība stingajā savienojumā starp betona un koksnes slāņiem ietekmē koka-betona kompozīta parauga atbilstošu reakciju un dinamiskos parametrus. Līdz ar to noteiktos apstākļos operacionālo modālo analīzi ir iespējams efektīvi izmantot koka-betona kompozīta konstrukciju savienojuma starp betona un koksnes slāņiem kvalitātes un defektu esamības novērtēšanai. Apskatītā metode ļauj veikt nesagraujošo kvalitātes pārbaudi globālā mērogā, apskatot visu konstrukciju kopumā. Tas var būt īpaši aktuāli, ražojot lielu daudzumu liela izmēra konstrukcijas, kad defektu lokālas pārbaudes metodes būtu laikietilpīgas. Izveidojot vienu etalona konstrukciju, ko var pārbaudīt ar lokālām defektu pārbaudes metodēm, tās modālas analīzes rezultātus var izmantot par referenci pārējām konstrukcijām. Šīs metodes lietošana konstrukciju monitoringam ekspluatācijas laikā ir sarežģīta aplūkojamās konstrukcijas lietošanas veida dēļ. Koka-betona kompozīta plātnes ir paredzētas lietošanai starpstāvu pārsegumos, no tā izriet, ka tās tiks regulāri pakļautas īslaicīgas un kvazi pastāvīgas slodzes iedarbībai, ietekmējot un mainot konstrukcijas aprēķina shēmu, salīdzinot ar references stāvokli – sākotnēji izbūvēto konstrukciju. Lai būtu iespējams salīdzināt konstrukcijas aktuālos modālos parametrus ar sākotnējiem, ir jānodrošina konstrukcijas vienāds apstākļus.

Koka-betona kompozīta konstrukciju stinga savienojuma kvalitātes kontrolei ekspluatācijas laikā ir iespējams izmantot lokālas nesagraujošās testēšanas metodes, kas nav atkarīgas no konstrukcijas aprēķina shēmas. Literatūrā ir sastopami pētījumi par ultraskaņas defektoskopijas lietošanu betona konstrukcijām un koka konstrukcijām, bet pētījumus par ultraskaņas lietošanu koka-betona kompozīta konstrukcijās atrast neizdevās. Ņemot vērā, ka koksne un betons ir

dažādas struktūras materiāli, darba gaitā veikta laboratoriskā pārbaude koka-betona kompozīta paraugiem ar defektu stingajā savienojumā, lai noskaidrotu sagaidāmos rezultātus no lokālas konstrukcijas pārbaudes ar ultraskaņu. Mērījumu sērija veikta četriem mazgabarīta paraugiem ar iestrādātiem defektiem. Katram paraugam veikti seši mērījumi. Mērījumu vietu izvietojums ir redzams 5.6. a attēlā. Mērījumi 1-1 un 2-2 ir veikti parauga daļā bez defektiem; 5-5 un 6-6 – parauga daļā ar defektiem; 4-4 – uz robežas starp parauga daļām ar un bez defektiem; 3-3 – parauga daļā bez defektiem, robežas starp parauga daļām ar un bez defektiem tuvumā.



a)

b)

5.6. att. a) Mērījumu vietu izvietojums pa parauga garumu un parauga defekta izveide tā ražošanas laikā; b) ultraskaņas defektoskopijas gaita.

Mērījumi ir veikti ar Rīgas Tehniskajā universitātē izstrādāto eksperimentālo ultraskaņas aparātu un programmatūru (5.6. b att.) [129]. Tiek sūtīts viens impulss, ko raksturo viens periods, bet ultraskaņas viļņa īpašības atstaroties no parauga malām dēļ reģistrējama signāls sastāv no daudziem periodiem, kas pakāpeniski norimst. Ultraskaņas defektoskopijas veiksmīgā lietošana savienojuma kvalitātes kontrolei balstās akustiskās impedances starpībā dažādos materiālos. Akustiskā impedances Z raksturo vides (materiāla) pretestības līmeni ultraskaņas viļņu svārstībām, to var aprēķināt pēc 5.1. formulas.

$$Z = c \cdot \rho, \quad (5.1)$$

kur: c – skaņas ātrums, m/s;

ρ – vides blīvums, kg/m³.

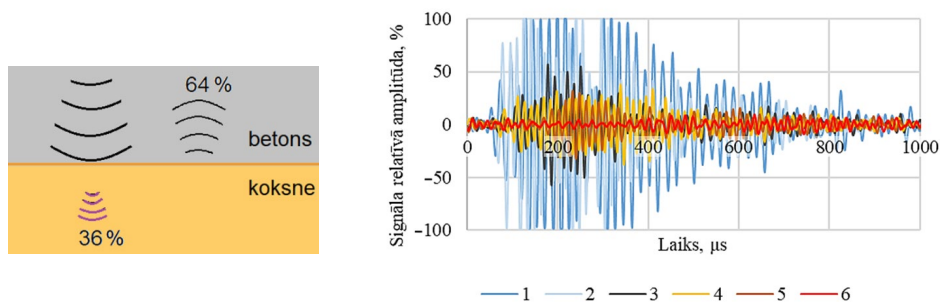
Jo lielāks ir vides blīvums, jo lielāka ir akustiskās impedances vērtība. Kad ultraskaņas vilnis, izejot cauri vienam materiālam, saduras ar cita materiāla robežu, daļa viļņa enerģijas atstarojas un daļa pāriet otrajā materiālā. To, cik enerģijas atstarosies, ietekmē abu materiālu akustiskā pretestība jeb impedance. Jebkuriem diviem materiāliem atstarošanas koeficientu R kā procentu no visas viļņa enerģijas var aprēķināt pēc 5.2. formulas.

$$R = \left(\frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \right)^2 \cdot 100 \%, \quad (5.2)$$

kur Z_1, Z_2 – pirmā un otrā materiāla akustiskā impedance.

Vilnim, izejot caur betonu vai koksni un saskaroties ar gaisa vidi, gandrīz 100 % no viļņa enerģijas atstarojas. Šis princips ir pamatā defektu, kas ietver gaisa šķirkārtas, noteikšanai ar

ultraskaņu. Uz betona-koka materiālu robežas atstarojošās enerģijas lielums ir līdz 64 %, ap 36 % no viļņa enerģijas tiek nodots uz otro materiālu. Šī procesa vizuālais atainojums ir redzams 5.7. a attēlā. Sešu mērījumu dati vienam no paraugiem kā nomērītā signāla relatīvās amplitūdas atkarība no laika ir apkopoti 5.7. b attēlā.



a) b)
5.7. att. a) Ultraskaņas viļņa atstarojums un pāreja no betona materiāla koksnei; b) mērījumu ieraksti no pārbaudes ar ultraskaņu parauga dažādās vietās (1-6 saskaņā ar 5.6. a attēlu).

Caur parauga daļu bez defekta tālu no robežas, kur sākas defekts, ultraskaņas signāls, kas iziet paraugam cauri, ir stiprs un raksturojas ar lielu amplitūdu. Tuvojoties robežai ar defektu, nomērītā signāla maksimālā amplitūda pakāpeniski samazinās. Savukārt vietā, kur defekta klātesamība ir izteikta un tuvumā nav vietas bez defekta, ultraskaņas signāls neiziet cauri abu materiālu savienojumam. Signāla amplitūdas vērtība nesasniedz 10 % no maksimālās amplitūdas vērtības pie signāla pārraides vietā bez defekta. Šo amplitūdas vērtību lielākoties veido signāls, kas izplatās pa visu paraugu, atstarojas no tā malām un klaiņo, jo apskatāmā parauga garums nav bezgalīgs. Pie lielākiem parauga izmēriem šis amplitūdas procents būs vēl zemāks. Tādējādi ultraskaņas defektoskopiju ir iespējams veiksmīgi izmantot koka-betona kompozīta stinga savienojuma, kas izgatavots pēc piedāvātās šķembu metodes, lokālai kvalitātes kontrolei, neraugoties uz pietiekami lielu ultraskaņas viļņa enerģijas atstarošanas koeficientu starp betonu un koksni.

Darba gaitā, veicot dažādus laboratorijas eksperimentus, notika saskarsme ar betona slāņa bīstamu, trauslu sabrukuma veidu ar betona gabalu atdalīšanos no paraugiem. Lai padarītu koka-betona kompozīta konstrukciju sabrukumu plastiskāku un apkārtējai videi drošāku, ir veiktas eksperimentālas pārbaudes koka-betona kompozīta paraugiem ar disperso sintētisko stieģrojumu betona slānī. Ar nolūku pārbaudīt, vai fibru pievienošana sniedz pozitīvu efektu uz koka-betona kompozīta elementu sabrukuma ainu, tika paveikta koka-betona kompozīta elementu laboratoriskā testēšana paraugiem ar rūpnieciski ražotu *CLT* plātni pamatā. Tika izgatavoti pa diviem koka-betona paraugiem ar un bez dispersā stieģrojuma betona slānī. Betona slānis visiem paraugiem tika iestrādāts pēc piedāvātās šķembu metodes.

Par ieteicamo fibru garuma-diametra attiecību parasti sauc diapazonu no 40 līdz 100 [138]. Savukārt sintētisku polimēru fibru pievienošana daudzumā no 0,4 % līdz 0,8 % spēj nostiprināt betona matricu un panākt efektīvāku plaisu kontroli [139]. Tāpēc koka-betona kompozīta

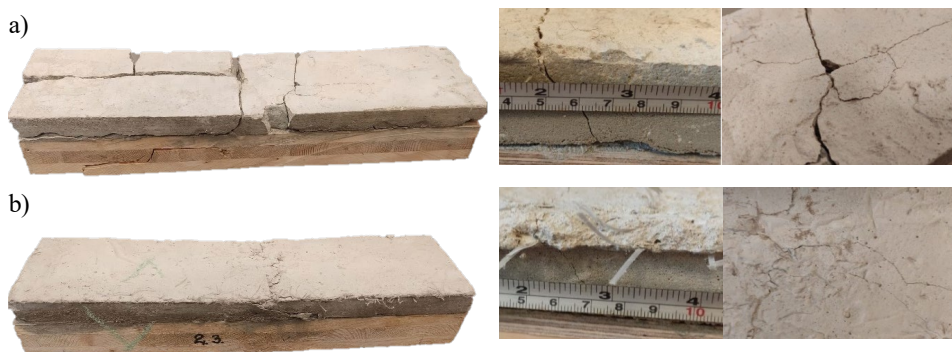
paraugiem ar sintētisko disperso stieģrojumu betona sastāvam ir pievienotas polipropilēna makro šķiedras *PP Strux 90/40* 0,5 % daudzumā no betona tilpuma.

Koka-betona kompozīta paraugi ar laidumu 1,2 m ir testēti līdz sabrukumam trīs punktu liecē ar hidrauliskās sloģošanas iekārtas *CONTROLS (Cat. C55G2)* palīdzību. Slodzes-pārvietojumu eksperimentālās vērtības ir fiksētas automātiski, pieslēdzot digitālus sensorus datoram (5.8. a att.). Būtisku ietekmi uz paraugu nestspēju fibrām neatstāj (5.8. b att.).



5.8. att. a) Koka-betona plātņu sloģošanas gaita trīs punktu liecē; b) graujošo slodžu vērtības CLT-betona paraugiem ar un bez fibrām, kur 1 un 2 – paraugi bez fibrām; 3 un 4 – paraugi ar fibrām.

Savukārt efekts no fibru izmantošanas koka-betona kompozīta paraugu sabrukuma ainās bija acīmredzams. Koka-betona kompozīta paraugiem ar disperso stieģrojumu ir raksturīgas mikroplaisas, kas ir sīkākas par cilvēka mata biezumu (5.9. att.). Parādoties plaisai, betons turpina strādāt, jo fibras spēj turpināt pārnest stiepes spriegumus.



5.9. att. Pilna sabrukuma aina, plaisu raksturs un attīstība, kas raksturīga koka-betona kompozīta paraugiem: a) bez fibrām; b) ar fibrām.

Paraugi ar fibrām raksturojās ar mazāk trauslu sabrukumu, tie būtiski nemaina savu izskatu – betona slānis saplaisā, bet kopumā plātne nezaudē savu integritāti atšķirībā no paraugiem bez fibrām, kam ir raksturīgā betona gabalu atdalīšanās no koka plātnes. Tādējādi fibrobetons koka-betona kompozīta konstrukcijās ļauj saglabāt konstrukcijas kopējo drošumu un integritāti.

SECINĀJUMI

Promocijas darba mērķis un uzdevumi ir sasniegti. Izstrādāts inovatīvas koka-betona kompozīta konstrukcijas ilgtspējīgs un drošs risinājums, kas raksturojas ar kompozīta materiālu visefektīvāko sinerģiju un racionālu materiālu pielietojumu.

Promocijas darba rezultātā ir iegūti vairāki galvenie secinājumi.

1. Izstrādāta stingra adhezīva savienojuma starp koka un betona slāņiem jauna izgatavošanas metode, kas nodrošina koka un betona materiālu pilnu kopdarbību. Piedāvātā šķembu metode nodrošina savienojuma vizuālas un mehāniskas kontroles iespēju koka-betona savienojuma izgatavošanas laikā, ir saistīta ar zemu līmes slāņa nobīdes risku un nodrošina dabisko saites veidošanos starp betona masu un šķembām.
2. Iegūtie rezultāti pierāda pēc šķembu metodes izgatavotā savienojuma augstāku drošuma līmeni, salīdzinot ar pēc mitrās metodes izgatavotu koka-betona savienojumu. Pēc piedāvātās metodes koka-betona kompozīta paraugi bīdes testos ir uzrādījuši lielāku graužošās slodzes vidējo vērtību ar mazāku rezultātu dispersiju.
3. Pierādīts pozitīvs efekts uz betona mehāniskajām īpašībām savienojuma tuvumā no šķembu metodē izmantojamajām šķembām, kas papildus pilda betona pildvielas lomu. Noteikts koka-betona kompozīta paraugu graužošās slodzes liecē līdz pat 30 % liels pieaugums pie lielākām šķembu frakcijām (16–25 mm), salīdzinot ar paraugiem pie 2–5 mm un 5–8 mm frakcijas. Eksperimentāli pierādīts, ka frakcijas izmēra ietekme uz slodžu-pārvietojumu līknes raksturu ir niecīga, tāpēc ir secināts, ka šķembu frakcijai nav būtiska loma koka-betona kompozīta uzvedībā, jo šīm konstrukcijām parasti noteicošs ir lietojamības robežstāvoklis.
4. Izstrādāta metodika un programmatūra koka-betona kompozīta plātņu ar pilnu kompozītdarbību racionālu parametru ātrai noteikšanai. Koka-betona kompozīta plātnes ir atzītas par ekonomiski pamatotu konstruktīvu risinājumu izmantošanai gan dzīvojamajās, gan arī biroja ēkās, salīdzinot ar analogiskajiem konstruktīvajiem risinājumiem bez betona slāņa pie visām vibrāciju kvalitātes klasēm. Pie augstākas vibrāciju kvalitātes klases *CLT*-betona un saplākšņa-betona plātnēm ir līdz pat par 44 % un 42 % zemākas izmaksu koeficienta vērtības un 25 % un 33 % mazāki šķērsgriezuma augstumi, salīdzinot ar analogiskajiem risinājumiem bez betona slāņa.
5. Noteikts, ka pie A un B lietošanas kategorijām saplākšņa-betona plātnēm ir attiecīgi vidēji par 66 % un 65 % zemāki izmaksu koeficienti, kas rezultējas vidēji par 25 % un 29 % lielākiem plātņu augstumiem, salīdzinot ar *CLT*-betona plātnēm. Robežās, kur ar saplākšņa-betona risinājumu ir iespējams nodrošināt līdzīgu *CLT*-betona plātnēm augstumu, izmaksu koeficienta samazinājums svārstās robežās no 18 % līdz 51 %.
6. Eksperimentāli pierādīta mazāka plātņu graužošās slodzes izkliede pie zemāka koksnes materiāla īpatsvara. Variācijas koeficients saplākšņa-betona plātnēm veidoja 11 %, savukārt *CLT*-betona paraugiem – 28 %.
7. Laboratorijas eksperimentu gaitā ir novērota pēc sausās metodes izgatavotu koka-betona kompozīta konstrukciju krasi atšķirīga uzvedība no projektējami sagaidāmās uzvedības

defektu koka-betona savienojumā esamības dēļ. Ar skaitliskajiem eksperimentiem pēc izstrādātās defektu ietekmes novērtēšanas metodes pierādīts, ka defekti, kas veido lielas nepārtrauktas platības 30 %, 40 % un 50 % apmērā no visas koka-betona savienojuma virsmas platības, ir būtiski un rezultējās ar attiecīgi par 24 %, 72 % un 137 % lielākām izliecēm nekā pie 100 % kvalitatīva savienojuma. Pēc platības mazi defekti (ar garumu līdz 10 % no plātnes garuma) pat pie liela to kopēja daudzuma (līdz 75 % no visas savienojuma virsmas platības) būtiski neietekmē koka-betona kompozīta konstrukcijas enerģijas absorbciju. Papildus tam liela izmēra defekti koka-betona savienojumā saskaņā ar laboratorijas testiem ietekmē konstrukcijas reakciju uz dinamiskajām slodzēm, mainot konstrukcijas dinamiskus parametrus, tādus kā modu formas un pašsvārstību frekvenču vērtības.

8. Aprobēta un atzīta par efektīvu operacionālā modālā analīze koka-betona kompozīta konstrukciju globālajām novērtējumam uz defektu esamību savienojumā starp kompozīta slāņiem. Eksperimenta gaitā ir konstatētas būtiskas atšķirības dinamiskajos parametros koka-betona kompozīta paraugiem ar un bez defekta savienojumā. Ir noteiktas būtiskas trešās modas formas izmaiņas defekta dēļ (statistikas rādītājs, ko izmanto modu pāru formu savstarpējai salīdzināšanai, $MAC = 0,55$).
9. Piedāvāts risinājums koka-betona kompozīta savienojuma kvalitātes kontroles problēmai. Aprobēta un atzīta par efektīvu ultraskaņas defektoskopija pēc šķembu metodes izgatavotu koka-betona savienojumu lokālais testēšanai. Neraugoties uz betona un koksnes radiālajā virzienā aptuveni desmitkārtējo atšķirību akustiskajās impedancēs, ar 36 % enerģiju no ultraskaņas viļņa, kas pāriet no viena materiāla otrajā, ir pietiekami, lai veiksmīgi analizētu koka-betona savienojuma kvalitāti. Ja par nomērītā signāla maksimālo amplitūdu pie kvalitatīva adhezīva savienojuma pieņem 100 %, tad defekta tuvumā šī vērtība pakāpeniski samazinās līdz 30–60 %. Liela un izteikta defekta gadījumā nomērītais signāls atbilst trokšņiem, un tā maksimālā amplitūda ir zem 10 %.
10. Eksperimentāli pierādīts pozitīvs efekts uz koka-betona kompozīta konstrukcijas drošumu, betona sastāvam pievienojot 0,5 % polipropilēna fibru ar garuma-diametra attiecību 90. Noteikts betona slāņa bez tradicionāla tērauda stieģojuma trausluma samazinājums, spriegumu pārdalīšanās, kas plaisu attīstības gadījumā rezultējās sīkās plaisās ar mazu atvērumu, kā arī betona slāņa integritātes saglabāšanās ar koksnes slāni koka-betona kompozīta konstrukcijas pilna sabrukuma gadījumā.

GENERAL REVIEW OF THE DOCTORAL THESIS

Actuality of the Thesis topic

The world population is growing rapidly, according to the U.S. Census Bureau, within a hundred years (1950–2050), the number of people will increase 3.8 times and amount to more than 9.7 billion. So the principle of sustainable development – meeting the needs of the present without compromising the ability of future generations to meet their own needs – is becoming ever more important. As stocks of non-renewable resources decrease yearly, economical and rational resource use is essential. This approach also applies to the construction industry.

Timber-concrete composite (TCC) combines concrete – the most used man-made building material, and timber – a renewable natural resource. Both materials have their own advantages and disadvantages. Combining them and ensuring their composite action makes it possible to reduce the disadvantages of these materials and obtain a structure with such benefits as a lower self-weight and better sound insulation than concrete structures and greater stiffness and load-bearing capacity than timber structures.

The serviceability limit state (SLS) for TCC structures subjected to the flexure is usually decisive. By forming a rigid adhesive connection between the layers of the composite material, it is possible to obtain a higher cross-sectional stiffness and, therefore, smaller deflections compared to structures with the semi-rigid connection between timber and concrete. Currently, two known technologies for developing glued (adhesive) connections are associated with the risks of poor-quality connection forming, so it is essential to offer a rigid connection production technology characterized by a high quality of the produced connection. At the same time, observing the full composite action in the structure design, it is essential to offer non-destructive quality control options for these connections – both for the global evaluation and for the local inspection of the structures.

The rational use of concrete is its subjection to compression. The use of steel bars in the concrete layer increases its thickness, which threatens with a part of the concrete layer falling into the tensile zone. The use of steel reinforcement in the TCC structures leads to additional costs, which have become especially high in the conditions of the regional shortage of steel caused by the Covid-19 pandemic results, as well as the hostilities in Ukraine and the implemented sanctions against steel exporters. Also, the use of steel reinforcement results in higher CO₂ emissions. By using dispersed synthetic reinforcement, it is possible to avoid the use of classical reinforcement. Fibres do not significantly affect the strength of concrete but can improve concrete ductility and preserve the structure's integrity in case of collapse.

In recent years, the interest in TCC structures has been growing, which is confirmed by the fact that the new design rules for TCC structures are currently in development. The growing popularity of these constructions creates the need for the ability to quickly determine the rational cross-section parameters of TCC slabs and the required material strength class, which would be able to significantly reduce resource consumption at the initial stage of design or for scientific analysis purposes.

The objective of the research

The Doctoral Thesis aims to develop a sustainable and safe solution of an innovative timber-concrete composite structure characterized by the most effective synergy of composite materials and rational use of materials.

The tasks

The following tasks were defined to achieve the objective of the work:

1. Develop a method for evaluating the effect of defects in the rigid adhesive connection between the timber and concrete layers on the behaviour of the timber-concrete composite slab. Identify dangerous defect sizes. Experimentally determine the effect of significant defects in the connection on the dynamic parameters of the element.
2. Identify shortcomings of the existing production methods for adhesive timber-to-concrete connections. Develop an innovative production method for high-quality rigid adhesive connection. Determine the influence of the proposed production method on timber-concrete composite elements behaviour in bending and shear.
3. Develop methodology and based on its software for determining rational cross-section parameters and necessary material strength parameters of timber-concrete composite slabs with full composite action between material layers, intended for use in the floors of residential and office buildings. Study the limits of justified use and determine the rational structural solution of timber-concrete composite slab.
4. Check the possibilities of non-destructive quality control of the proposed connection between the layers of composite materials by operational modal analysis and ultrasonic testing for global and local inspection of timber-concrete composite structures for the presence of defects in the connection.
5. Offer a sustainable and safe timber-concrete composite slab solution without using traditional continuous steel reinforcement in the concrete layer. Determine the influence of the addition of synthetic dispersed reinforcement to the concrete composition on the collapse scene of the timber-concrete composite slab.

Scientific novelty of the research

Within the framework of the research, a new production method of a high-quality rigid adhesive connection between timber and concrete layers for timber-concrete composite slabs has been developed. The proposed method allows the creation of both pre-fabricated and on-site constructions. The proposed technology provides visual and mechanical quality control even at the stage of slab production. The proposed innovative production method – the stone chips method, ensures a small ratio between the area of possible defects and the total surface area of the connection, which is equal to the surface area of the stone chip.

A methodology and software on its basis have been developed, which provides the quick determination of the most rational cross-section parameters for the required span and building

use category (A or B) with the proposals for materials strength classes, which satisfy the requirements for element maximum stresses, deflections and vibrations, considering both materials creep and concrete shrinkage, for the two types of structural solutions of the timber-concrete composite slabs – with CLT or ribbed plywood panel.

A new methodology has been proposed for assessing the influence of timber-concrete adhesive connection defects on the behaviour of timber-concrete composite slabs, depending on the size and quantity of defects, based on 3D numerical modelling. Numerical models based on the finite element method (FEM) have been developed and validated for predicting the behaviour of cross-laminated timber (CLT) and timber-concrete composite elements.

The effectiveness of operational modal analysis in the global assessment of the structure and quality control of the connection between concrete and timber layers has been proven by laboratory experiments. Significant changes in the mode shapes and frequency spectra of the specimens with and without defects in the connection have been determined. The effectiveness of the non-destructive quality control method with ultrasound for local inspection of the timber-concrete connections was determined. Significant differences in the penetration of the ultrasound signal through timber-concrete composite specimens with and without defects in the connection were identified.

A positive effect of adding polypropylene fibres with an aspect ratio of 90 in the amount of 0.5 % to the concrete composition on the safety of the timber-concrete composite structure has been revealed by laboratory experiments. Dispersed reinforcement reduces the brittleness of the concrete layer in the compressed zone and crack openings and ensures the integrity of the concrete layer in case the timber-concrete composite structure collapses.

Practical application of the Doctoral Thesis

The developed new implementation method for connecting timber and concrete layers ensures a high-quality rigid connection and full composite action for timber-concrete composite elements, which means more efficient use of materials. The synergy of timber and concrete creates a sustainable structural solution for new buildings and the opportunity to carry out floor restoration works in historic buildings.

Abandoning the classic continuous steel reinforcement in favour of dispersed reinforcement from synthetic materials allows for obtaining a more environmentally friendly construction solution while maintaining the safety of the construction.

The developed methodology and the software for determining the rational parameters of timber-concrete composite slabs allow to significantly reduce the resources consumption in the initial design stage, during which the parameters and materials of the used structure must be selected, and also provide the opportunity to perform a scientific analysis of several structural solutions of floor slabs.

Fixed changes in the mode's shape and responses in the frequency domain caused by defects in the timber-concrete connection justify the usefulness of using operational modal analysis in connection quality control and are the basis for further research in this direction. The obtained multiple reductions of the relative amplitude of the ultrasonic signal maximum voltage due to

the connection defect allow the effective application of ultrasonic testing for the local diagnosis of defects in the timber-to-concrete connection.

Methodology and materials used in the research

The finite element and simplified analytical methods are used to calculate timber-concrete composite elements. The simplified analytical calculation method is based on the transformed cross-section and gamma methods, considering the full composite action of the timber-concrete composite.

A numerical model of timber-concrete composite elements was developed with the structural analysis program Dlubal RFEM 5.24 with solid finite elements. Structural timber elements are modelled using a 3D orthotropic elastic material model. In the calculations of timber-concrete composite structures, which respect the nonlinear behaviour of concrete, a 3D isotropic Mazar damage material model is used to model the concrete layer, which is embedded in the Dlubal RFEM 5.24 software [1]. The 3D isotropic damage material model enables the definition of the nonlinear stress-strain curve of the material, thereby observing the degradation of the material's elasticity modulus during concrete cracking. The contact between the timber and concrete layers is defined with full force transmission to model the full composite action. The defect areas in the timber-to-concrete connection are modelled without force transmission. A rectangular mesh with a target length of the finite element equal to 0.01–0.02 m is used, and the load is applied gradually, in 100 steps. Numerical models have been validated for cross-laminated timber panels and timber-concrete composite panels.

Three production methods for timber-concrete composite specimens have been used for laboratory experiments. The dry method involves glueing a pre-cast concrete layer with a timber layer. The wet method involves pouring a fresh concrete layer onto the timber base on a freshly applied glue layer. The developed stone chips method involves glueing granite chips to a timber base and pouring fresh concrete after the glue has dried.

As part of the work, such laboratory experiments have been performed as shear tests of timber-concrete composite specimens produced by the wet and stone chips method; operational modal analysis of timber-concrete composite specimens with and without a defect in the timber-to-concrete connection; ultrasonic testing of timber-concrete composite specimens; as well as three-point bending tests:

- for slabs with a span of 1.8 meters from CLT and timber-concrete composite made by the dry or stone chips method with CLT as a base;
- for timber-concrete composite slabs with a 1.2-meter span produced by the stone chips method with CLT and ribbed plywood panels with and without fibres in the concrete;
- for timber-concrete composite specimens with a span of 0.3 meters with timber board and three different fractions of granite chips.

Materials used in the experiments – C24 class timber boards; industrially produced CLT and ribbed plywood panels; concrete layers made of Sakret BAM mixture; PP Strux 90/40 used

as fibres; granite chips with fractions 2–5 mm, 5–8 mm, 8–16 mm, 16–25 mm; epoxy adhesives Sikadur 330, 30 and 31CF.

Operational modal analysis has been performed by subjecting a series of timber-concrete composite specimens to white noise and recording the specimens' responses in the time domain using the QuickDAQ software. The specimens' responses in the frequency domain have been obtained by ARTeMIS software. The specimens' dynamic parameters have been determined using frequency domain decomposition and stochastic subspace identification techniques. For ultrasonic scanning of small-sized timber-concrete composite specimens with an embedded defect in the connection between timber and concrete layers, the experimental ultrasound device and software developed at Riga Technical University were used, with the help of which recordings of relative amplitude of the transmitted ultrasound signal were obtained for specimens with and without a defect in the connection.

As part of the research, a methodology for determining the rational parameters of timber-concrete composite slabs has been developed as well as software based on it for the two types of timber-concrete composite slabs structural solutions – with cross-laminated timber and ribbed plywood panel. The computer program is implemented using the programming language Hypertext Preprocessor, or PHP 8.1 for short, which runs on the Apache server. The choice of programming language is related to the possibility of performing calculations in perspective online. A MySQL database has been used to optimize the further use and processing of the data obtained by a computer program in various sections. A new criterion of rationality has been introduced in work – the cost factor, which characterizes the cost of 1 m² slab materials. The developed methodology, implemented in the software, allows determining more rational thicknesses of concrete and cross-laminated timber or plywood and timber rib layers, considering technological requirements and assortments as well as timber and concrete strength classes. The calculation of timber-concrete composite slabs is based on the basic principles of building mechanics and dynamics and is carried out according to the ultimate and serviceability limit states for A and B use category buildings. The floor vibrations, concrete shrinkage, as well as creep of concrete and timber are considered in the calculations.

Theoretical and methodological basis of the research

The Doctoral Thesis is based on the following scientific fields and sub-fields:

- structural analysis;
- mechanics of layered composite materials;
- timber science;
- concrete science;
- structural engineering;
- construction optimization;
- dynamics;
- modal analysis;
- acoustics.

Study limitations

In research, the macrostructure of timber is modelled as an orthotropic material, concrete as isotropic. The study was carried out for floor slabs made of timber-concrete composite, which work in one direction and are simply supported. The load is applied to timber-concrete composite slabs no sooner than 28 days after pouring the concrete layer. Bending and shearing laboratory tests, as part of the research, have been performed for short-term loading. The timber-concrete composite slab is designed with the condition that the concrete layer is subjected to compressive stresses only. The tensile strength of concrete is completely ignored. Transversal layers of cross-laminated timber are taken into account in the calculations.

The developed algorithm for determining the rational parameters of timber-concrete composite slabs is valid for constant climatic conditions for A and B use category building floors for load combinations used in the calculation:

- the fundamental load combination with the average values of material elasticity modules;
- the sum of the combination of quasi-permanent loads with a fictitious load from concrete shrinkage at the effective values of the materials elasticity modulus, which evaluates the creep of the materials, and short-time live loads at the average values of the materials elasticity modulus.

Based on the high span-cross-section height ratio of timber-concrete composite slabs – around 30, shear deformations are ignored in analytical calculations. To determine the limits of reasonable use of the timber-concrete composite slabs and to compare two structural solutions, the total floor width used in vibration calculations is assumed to be 5 meters.

Results presented for the defence

1. A sustainable timber-concrete composite construction solution was developed and experimentally tested, which provides for the operation of the concrete layer only in the compression zone, with synthetic dispersed reinforcement in the concrete layer, and with a rigid timber-to-concrete connection.
2. The innovative production method of a rigid adhesive connection between concrete and timber layers, which is based on the use of granite chips in a glued connection.
3. The developed methodology for determining the rational parameters of timber-concrete composite slabs for structures with a span of up to 10 meters.
4. The proposed method for assessing the impact of defects in the adhesive connection between concrete and timber layers on behaviour of the timber-concrete composite slabs.
5. The economic justification for using two timber-concrete composite slab structural solutions and the definition of the most advantageous type of structural solution.
6. Feasibility of effective application of operational modal analysis for global assessment of timber-concrete composite structures. The usefulness of ultrasonic testing in non-destructive local testing of connection quality.

Approbation of the results and publications

The Thesis results have been reported and discussed at 11 international conferences. The study's main results have been presented in 12 scientific publications indexed in WoS and SCOPUS databases and in 2 abstract books of scientific conferences. Two publications have been submitted for the review of editorial board. The number of cited publications is 11, citations – 99. The author's Hirsch index is 6.0.

Scientific articles in scientific journals indexed in WoS and/or Scopus:

1. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Pakrastins L. Cost Factor Analysis for Timber-Concrete Composite with a Lightweight Plywood Rib Floor Panel. *Buildings* 2022, 12, 761. <https://doi.org/10.3390/buildings12060761>
2. Vasiljevs R., Serdjuks D., Buka-Vaivade K., Podkoritovs A., Vatin N. Load-Carrying Capacity of Timber-Concrete Composite Panels. *Magazine of Civil Engineering*, 2020, No. 1, pp. 60–70. doi:10.18720/MCE.93.6
3. Gravit M., Serdjuks D., Bardin A., Prusakov V., Buka-Vaivade K. Fire Design Methods for Structures with Timber Framework. *Magazine of Civil Engineering*, 2019, Vol. 85, No. 1, pp. 92–106. doi:10.18720/MCE.85.8
4. Buka-Vaivade K., Šlisieris J., Serdjuks D., Pakrastiņš L., Vatin N. Rational Use of HPSFRC in Multi-Storey Building. *Magazine of Civil Engineering*, 2018, Vol. 84, No. 8, pp.3-14. doi:10.18720/MCE.84.1
5. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Goremikins V., Pakrastiņš L., Vatin N. Suspension Structure with Cross-Laminated Timber Deck Panels. *Magazine of Civil Engineering*, 2018, Vol. 7, pp. 126–135. doi:10.18720/MCE.83.12

Scientific articles in conference proceedings indexed in WoS and/or Scopus:

1. Buka-Vaivade K., Serdjuks D. Behaviour of timber-concrete composite with defects in adhesive connection. In: *Procedia Structural Integrity ICSI 2021*, Funchal, Madeira, Portugal, 30 August – 2 September 2021. 2022, pp. 563–569. doi: 10.1016/j.prostr.2022.01.123.
2. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Slisieris J., Podkoritovs A., Ozolins R. Timber-concrete composite ribbed slabs with high-performance fibre-concrete. In: *Environment. Technology. Resources: Proceedings of the 13th International Scientific and Practical Conference*, Latvia, Rezekne, 17–18 June 2021. 2021, pp. 40–44. doi: 10.17770/etr2021vol3.6551.
3. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Podkoritovs A., Pakrastins L., Mironovs V. Rigid connection with granite chips in the timber-concrete composite. In: *Environment. Technology. Resources: Proceedings of the 13th International Scientific and Practical Conference*, Latvia, Rezekne, 17–18 June 2021. 2021, pp. 36–39. doi: 10.17770/etr2021vol3.6552.
4. Skincs A., Serdjuks D., Buka-Vaivade K., Goremikins V., Mohamed A.Y. Steel and composite tapes in timber to concrete joint. *Lecture Notes in Civil Engineering*, 2021, 141, pp. 68–79.
5. Buka-Vaivade K., Šlisieris J., Serdjuks D., Šahmenko G., Pakrastiņš, L. Numerical Comparison of HPFRC and HPC Ribbed Slabs. In: *IOP Conference Series: Materials*

- Science and Engineering. Vol.660: 4th International Conference on IMST, Latvia, Riga, 25–27 September 2019. Article number: 012054. doi:10.1088/1757-899X/660/1/012054.
6. Vasiljevs R., Serdjuks D., Gerasimova J., Buka-Vaivade K., Erüz A. Behaviour of Timber-Concrete Joints in Hybrid Members Subjected to Flexure. In: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Vol. 660: 4th International Conference on IMST, Latvia, Riga, 25–27 September 2019. Article number: 012050. doi:10.1088/1757-899X/660/1/012050.
 7. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Goremikins V., Vilguts A. and Pakrastins L. 2017. Experimental verification of design procedure for elements from cross-laminated timber. *Procedia Engineering* 172: 1212–1219.

In collections of scientific conference abstracts:

1. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Pakrastins L. and Dumina J., A safer rigid connection solution for timber-concrete composite. In: FWBB 2022, Latvia, Riga, 9–11 May 2022. 2022, *submitted for publication*.
2. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Vasiljevs R., Gerasimova J., Pakrastins L. and Mierins I., Behaviours of timber-concrete composite members. In: FWBB 2021, Latvia, Riga, 14–16 April 2021. 2021, pp. 74–75.

Scientific articles submitted to the editorial office:

1. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Pakrastins L., and Dumina J., Non-destructive quality control of the adhesive rigid timber-to-concrete connection in TCC structures. *Buildings*.
2. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Zvirina D., and Pakrastins L., Experimental analysis of timber-concrete composite behaviour with synthetic fibres. In: *Journal of Physics: Conference Series – IOPscience (IMST 2022)*.

The Thesis results reported and discussed at the following scientific conferences:

1. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Pakrastins L. and Dumina J. A safer rigid connection solution for timber-concrete composite. FWBB 2022, Riga, Latvia, 9–11 May 2022.
2. Buka-Vaivade K. Providing quality rigid connection in timber-concrete composite material. RTU 62nd International Scientific Conference, Riga, Latvia, October 28, 2021.
3. Buka-Vaivade K., Serdjuks D. Behaviour of timber-concrete composite with defects in adhesive connection. The 4th International Conference on Structural Integrity, Funchal, Madeira, Portugal, 30 August – 2 September 2021.
4. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Sliseris J., Podkoritovs A., Ozolins R. Timber-concrete composite ribbed slabs with high-performance fibre-concrete. 13th International Scientific and Practical Conference, Environment. Technology. Resources, Rezekne, Latvia, 17–18 June 2021.
5. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Podkoritovs A., Pakrastins L., Mironovs V. Rigid connection with granite chips in the timber-concrete composite. 13th International Scientific and Practical Conference, Environment. Technology. Resources, Rezekne, Latvia, 17–18 June 2021.

6. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Vasiljevs R., Gerasimova J., Pakrastins L., and Mierins I. Behaviours of timber-concrete composite members. FWBB 2021, Riga, Latvia, 14–16 April 2021.
7. Buka-Vaivade K., Sliseris J., Serdjuks D., Sahmenko G., Pakrastins L. Numerical comparison of HPFRC and HPC ribbed slabs. IMST, Riga, Latvia, 25–27 September 2019.
8. Vasiljevs R., Serdjuks D., Gerasimova J., Buka-Vaivade K., Orhun Erüz A. Behaviour of Timber-Concrete Joints in Hybrid Members Subjected to Flexure. IMST, Riga, Latvia, 25–27 September 2019.
9. Buka-Vaivade K., Sliseris J., Serdjuks D. Numerical estimation of rational application of high-performance steel fibre reinforced concrete in multi-storey building. RTU 59th International Scientific Conference, Riga, Latvia, October 10, 2018.
10. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Goremikins V. Innovative suspended structure with cross-laminated timber deck. RTU 58th International Scientific Conference, Riga, Latvia, October 13, 2017.
11. Buka-Vaivade K., Serdjuks D., Goremikins V., Vilguts A., Pakrastins L. Experimental verification of design procedure for elements from cross-laminated timber. 12th International Conference “MBMST”, Vilnius, Lithuania, 26–27 May 2016.

Content and scope of research

The Thesis consists of an annotation, general description, five main chapters, conclusions, and a list of used literature. The volume of the work is 120 pages, 96 pictures, 16 tables and 139 literature sources.

In Chapter 1, a summary and analysis of existing research are given, the purpose and tasks of the work are specified. Chapter 2 proposes a methodology for assessing the impact of defects in the adhesive connection on the behaviour of timber-concrete composite structure. Based on the laboratory and numerical experiments, the effect of defects on the deformation characteristics and dynamic parameters of timber-concrete composite structure have been determined. In Chapter 3, a high-quality production method for a rigid timber-to-concrete connection was developed. Laboratory bending and shear tests have been performed on the specimens made by the proposed and previously existing methods. In Chapter 4, a methodology for determining the rational parameters of timber-concrete composite structure is presented and software is developed on its basis. The limits of the reasonable use and the most economically advantageous structural solution of timber-concrete composite slab have been determined. Chapter 5 offers solutions related to the safety issues of timber-concrete structure. Experimental approbation of operational modal analysis and ultrasonic testing has been carried out to use these methods for the quality control of adhesive timber-to-concrete connection. Experimental studies have been carried out to ensure safer collapse of timber-concrete composite structures using dispersed synthetic reinforcement. The main conclusions are summarized at the end of the Thesis.

CONTENT OF THE DOCTORAL THESIS

1. Timber-concrete composite structures

With the rapid increase in the total world population, the principle of sustainable development is becoming more and more important. Using composite in construction is one of the possibilities to ensure more efficient use of resources.

Composite structures are structures made from at least two materials with different properties, aiming to improve the final structure's mechanical properties. The mechanical properties of the composite are enhanced by combining the better properties of each, thus compensating for the material's shortcomings. In composite, the combined materials remain separated at the microscopic level, but the bonds between the materials are formed at the macroscopic level.

One of the greatest treasures of Latvia, in terms of natural resources, is the forest, the basic ecosystem of Latvia. As of 2018, forests in Latvia occupy 52 % of the country's land area. It is formed naturally, occupying those territories that are not affected by human activity for a longer time, so the area of forests increases over time. The amount of forests in Latvia and the fact that timber is a renewable natural resource creates a significant advantage for choosing timber for construction. On the other hand, concrete is the most frequently and widely used artificial building material today. Timber and concrete composite structures can meet the growing demand for sustainable structures. The typical use of timber-concrete composite is in elements subjected to flexure for receiving vertical loads from above. Usually, the concrete layer is installed in the compression zone and the timber in the tension zone.

The first timber-concrete composite structures were developed at the beginning of the 20th century and were mainly related to the lack of steel for concrete reinforcement [2]. But serious European research began only after 1960. After the first attempts with timber-concrete composite to save steel for concrete reinforcement, timber-concrete technology also began to be used to restore wooden floors in old historic buildings. Both the advantages of timber-concrete composite studied over time and the limitation of natural resources increases the interest in timber-concrete composite structures. Timber-concrete composite constructions can satisfy society's needs for cheap and sustainable innovative solutions [6].

The combination of timber with concrete, a stiffer material with high compressive strength, significantly increases the load-bearing capacity, the overall stiffness of the structure and resistance to the effects of the surrounding environment, thus also the service life of the structure [5], [6]. In addition, compared to concrete, timber-concrete composite provides more sustainable building structures that use renewable natural resources, it is associated with lower carbon emissions and requires a small amount of energy for its production [8], [9]. Timber as a construction material combines high bending strength with low weight, which is a significant advantage compared to other construction materials.

Combining two materials – timber and concrete – can improve various classic disadvantages of wooden floors, such as dynamic response, bending stiffness, load-bearing capacity, sound insulation [11], structural fire resistance [13], seismic performance [14], and thermal mass. At

the same time, timber-concrete composite floors significantly reduce the self-weight of structures compared to reinforced concrete floors, and thus also the dimensions of other vertical structures and foundations. In addition, reducing the amount of concrete used speeds up the construction process and reduces the costs associated with concrete transportation.

Most studies on timber-concrete composites have been carried out on a composite consisting of a plain concrete layer and solid/glulam timber beams or slabs interconnected by various types of shear connectors.

The upcoming standard on the design of timber-concrete composite structures [27] provides for the reinforcement of the concrete layer with continuous reinforcement. The need for reinforcement is usually justified by possible buckling of the concrete and providing the necessary strength around the shear connectors. The use of longitudinal reinforcement means that the minimum concrete layer in a timber-concrete composite structure is 80 mm to ensure the minimum required concrete protective layer for reinforcement [17]. On the other hand, the minimum height of the timber-concrete composite slab in that case is 240 mm, at which the effective operation of the concrete layer is possible without subjecting the concrete to tensile stresses. Often, these material thicknesses are not determined by the structure's load-bearing capacity requirement. Therefore, classically reinforced concrete creates unnecessary additional self-weight and increases material consumption and load on supporting structures.

The use of fibre-reinforced concrete can be an effective alternative solution to the timber-concrete composite, which reduces the thickness of the concrete layer and, therefore, the self-weight of the slab. The influence of fibres on the properties of concrete depends on many factors: the shape of the fibres, the ratio between the length of the fibre and its equivalent diameter (aspect ratio) l_f / d_f , the amount of added fibres, the orientation and distribution of the fibres, the parameters of the concrete to be used, etc. [30]–[32]. Predicting the properties of fibre-reinforced concrete is difficult. It is difficult to predict the fibres' orientation and distribution throughout the structure's volume. Studies show that the improvement in the peak strength of concrete from using fibres is usually negligible, so it is not considered in the calculations [33]. On the other hand, the effect of using fibres can be observed in other aspects. Fibres distribute local stresses, prevent the propagation of cracks in concrete, reduce the brittleness and shrinkage of concrete, significantly improving the post-peak behaviour of concrete in compression, tension, and bending, and increase the energy absorption of the structure [34]–[36]. When the first crack appears in the concrete, the fibres begin to work, forming connections or so-called bridges, which affect the concrete's deformation properties [37], [38]. It is helpful to use these effects in timber-concrete composite structures, where the concrete layer works in compression.

Synergy, or the degree of cooperation of the composite between the two different materials, occurs due to the existing connection between the layers of timber and concrete materials. Due to the interaction of the layers, the composite has better properties than both materials separately. The composite action occurs when two structural elements or materials are joined together in such a way that they respond to the load as a single element, with greater stiffness or strength than each element individually.

In timber-concrete composite structures, the timber layer is connected to the concrete layer, usually using special connecting elements that absorb shear stresses. Connection plays a vital role in structural behaviour analysis and design. Shear connectors resist the sliding of layers of the structure subjected to flexure. The choice of connector is crucial because it determines the overall efficiency of the end system.

Ideally, the timber-to-concrete connection should be rigid to ensure the most effective performance of the composite. It is difficult to create a perfect rigid connection with mechanical fasteners. Generally, mechanical fasteners transfer shear stresses by limiting sliding to a certain point and deform to some extent. In this way, only partial composite action is ensured. In this case, there are also two neutral axes, which reduce the efficiency of the cross-section.

From the point of view of connection strength and stiffness, glued connections are the best solution to ensure the composite's almost perfect performance. It has been recognized [42] that adhesive connections have great potential but are still under development. The amount of research on this type of connection is tiny. According to [42] data, it is about 2.5 % of all research on connections between concrete and timber layers. Unlike other types of connections, glued connections avoid the action of the timber surface under pressure. Also, the glue can form a protective layer that protects the timber from the moisture in the concrete [55]. Glued connections avoid time-consuming operations (cutting, drilling, etc.), and although the cost of glues is high, they can be offset by the cost of shear connectors [55]. Also, glued connections avoid the corrosion issues relevant to mechanical connectors [56].

Limitations for the use of glued connections in practice are usually justified by [6], [42], [55]:

- partially unstudied behaviour of a glued connection in the long term – the sensitivity of the connections to changes in temperature and humidity and the stresses associated with these changes, which arise from the interaction of two materials with different behaviour;
- relatively brittle collapse;
- partially unstudied behaviour of a glued connection under the dynamic load;
- lack of standards and design methods;
- technological difficulties in connection implementation and quality control.

In recent years, new studies have appeared on the long-term behaviour of timber-concrete composite with glued connections, observing temperature and humidity fluctuations. The reviewed studies [57]–[63] show that the behaviour of timber-concrete composite with glued joints can be predicted and designed. Therefore, the long-term behaviour of the composite at different humidity and temperature regimes cannot be a reason not to use the technology of timber-concrete composite structures with glued connections in practice.

Epoxy or polyurethane (PUR) adhesives are recommended for producing timber-concrete composite [64]. Epoxy and PUR adhesives form rigid connections, and although these connections are characterized by brittle failure, they can provide the required connection strength [65], [66]. When testing slabs in practice, it can be observed that the collapse occurred at a load that is significantly greater than the calculated bearing capacity of the slab [60], [61]. Usually, the failure occurs in the concrete layer when it begins to crack [67], [22] or in timber

from tensile stresses. Therefore, it is a reasonable opinion that the brittleness of the glued connections is not the primary type of collapse of timber-concrete composite structures subjected to flexure and the glued timber-concrete composite system is as reliable as the use of mechanical connectors [55], [60].

Timber-concrete composite structures must be designed for serviceability and ultimate limit states [69]. The serviceability limit state is usually decisive for structures subjected to flexure and/or severe variable environmental conditions. The serviceability limit state for timber-concrete composite structures usually includes the control of deflections, vibrations and concrete cracking.

The standard under development, "prCEN/TS Eurocode 5: Design of Timber Structures – Structural design of timber-concrete composite structures – Common rules and rules for buildings", includes general rules for the design of timber-concrete composite structures in both quazi-constant and variable environmental conditions. Under quazi-constant environmental conditions, concrete shrinkage must be observed according to the standard. Among the variables, in addition to the concrete shrinkage, it is necessary to take into account the shrinkage or swelling of timber due to changes in humidity level, as well as the expansion of materials due to temperature changes. The effect of the timber, concrete and connection creep on stresses and strains are taken into account by using effective values of the materials' elasticity modulus and the connection slip modulus in the calculations. The standard includes provisions for various timber-concrete composites with mechanical shear connectors and/or notches [27].

Several analytical calculation methods can be applied to timber-concrete composite design with glued connections, including gamma, composite, shear analogy, and transformed cross-section. The standard under development recommends using the gamma method (γ method), known as the composite beam method for timber-concrete composite structures with semi-rigid connection types, according to EN 1995-1-1 Annex B guidelines [58]. According to this method, the effective stiffness of the cross-section $(EI)_{ef}$ is used in the calculation. The effective stiffness depends on the characteristics and the stiffness parameters of the beam's cross-section, which evaluates the elastic behaviour of the fasteners in the displacement planes. Possible values of the stiffness reduction factor γ range from 0 (no composite action) to 1 (full composite action) [71].

Using glue leads to a near-rigid connection, which increases the stiffness and strength of the composite element and allows for easier calculation using full composite action theory [42]. As a result, it can be assumed in the calculations that the stiffness reduction factor $\gamma = 1$.

Because timber-concrete composite structures with glued connections consist of different materials with different mechanical properties, it is convenient to use the transformed cross-sections method for stress calculations. The transformed cross-section method reduces the cross-section to the material's properties in which stresses are sought. It is obtained using the reduction factor n , which is the ratio of elastic moduli of materials layers [72], [73]. The height of the material layers remains unchanged, and the cross-section is changed at the expense of the width.

Using computer software based on the finite element method in the timber-concrete composite design allows the application of more complex material models, such as a 3D

orthotropic elastic material model for timber and an isotropic damage material model that assumes continuous strength reduction due to concrete cracking for concrete with dispersed reinforcement. A nonlinear stress-strain curve is defined separately in compression and tension for the isotropic damage material model. In the first stage of the stress-strain curve, Hooke's law should be valid, after which the isotropic stiffness of the material is reduced by the degradation of the elastic modulus using the special scalar damage parameter [75], [77], [78]. As the modulus of elasticity decreases, the stress-strain relationship is recalculated. In the case of damaged material, iterations of corrections reduce the system's stiffness until the individual finite element no longer absorbs the stresses. In compression and tension, the failure parameter is different.

Until now, two technologies for the development of glued connections are known [42] – dry and wet. The glueing of timber with a prefabricated concrete slab is called “dry” and the technology when the fresh concrete mixture is poured onto the freshly applied layer of glue is called “wet”. Each of the techniques has its advantages and disadvantages. Precast concrete is generally less economical due to high transport costs. Still, this solution can speed up the overall construction process and ensure higher quality, although there are difficulties in controlling the quality of the bonded connection. On the construction site, poured concrete reduces transport costs, but there is a risk of adhesive displacement during concrete pouring.

Computer-aided research provides an opportunity to solve complex problems with modern computer programs. Still, the need for non-destructive quality control of finished products to determine the compliance of the developed structure with the designed one still exists.

Non-destructive testing methods provide an opportunity to evaluate the integrity of a material, component or system, and material properties, identify and characterize damage without causing damage to the material being tested [79]. The methods provide effective ways of testing specimens for production quality control [80], as well as for monitoring the condition of structures during their operation. Many different non-destructive testing methods are used in construction, each with its advantages and limitations. In construction, non-destructive testing methods such as experimental test methods with static or dynamic load, impulse loads or vibrations as dynamic load, acoustic non-destructive testing methods, etc. are used to assess the condition of structures. The names of these methods usually refer to a particular scientific principle or equipment used to perform the test.

Static loading of structures is widely used for testing in laboratory conditions. For on-site assessment of the structure's technical condition, this method is usually used only in cases where it is impossible to do otherwise because this method is time- and labour-intensive, uninformative, and sometimes even dangerous, as it can cause the structure to collapse.

One of the most common ways to detect defects in structures is by monitoring their dynamic parameters by loading the structures with the dynamic load. This method, experimental modal analysis (EMA), assumes that there is a known impact on the structure and the response of the structure to a specific impact. It is possible to determine the dynamic structure parameters by applying the transformation functions.

The impossibility of always evaluating all the effects of the surrounding environment on the structure and the limitations of the method, which are related to the dimensions of the

inspected object, are the main reasons for the development of operational modal analysis (OMA). Operational modal analysis, also called "ambient modal analysis" or "data-only modal analysis", is widely used in modal evaluations of large structures with environmental and service loads [88]. This method has several advantages over EMA [89]–[91]:

- OMA enables modal analysis without knowing and/or controlling the input excitation.
- It allows estimating the same modal parameters – mode shape of oscillations, natural frequency and damping coefficient, as traditional known methods.
- OMA belongs to the multi-input – multi-output (MIMO) method, which allows accurate estimation and repetition of mode shapes in space.
- OMA tests are more economical and quick to perform than EMA. This method does not require additional equipment to excite the system, such as a vibrating platform or impact hammers for laboratory testing. When performing OMA tests, the input effect on the specimen can be random touching of the specimen in time and space, parallel to the measurement of vibration responses in several places. The excitation generated in this way is a good approximation of a multivariate white noise stochastic process.

It is hypothesized that by operational modal analysis, it is possible to determine the influence of the presence of defects in the rigid timber-concrete connection in the canopy on the modal structure parameters because studies show that the modal structure parameters are sensitive to structural damage [96]. Of course, the application of this method in the assessment of floor structures during operation is limited because, during operation, floors are especially exposed to external loads that change their dynamic calculation scheme.

Ultrasonic testing is one of the most widely used acoustic methods for detecting material defects and structural changes [97]. Ultrasonic waves have the property of propagating straight in a homogeneous medium. The transmitter sends an ultrasonic pulse into the material. When defects are encountered, the ultrasonic wave is partially reflected, and the receiver converts the ultrasonic oscillations into electrical oscillations and displays the information on the screen. This method's shortcoming is that it can be applied locally because, in one measurement, information is obtained only about a specific area of the structure in which this measurement was made. There are studies on ultrasonic testing in concrete structures and timber structures. Still, there is a lack of information about the possibilities of using this method for the quality control of the timber-concrete adhesive connection.

It is necessary to develop a more optimal producing method for the timber-to-concrete connection that would facilitate the quality control of these connections to popularise the use of timber-concrete composite structures with glued connections in practice.

2. Effect of timber-concrete connection quality on structural behaviour

As shown by the experiments carried out as part of the research (Fig. 2.1), adding a concrete layer to the CLT slab can significantly reduce the deflections of the structure subjecting to flexure. The loading tests of CLT and timber-concrete composite (TCC) specimens produced by the dry method with a span of 1.8 meters in three-point bending until failure [98], [99], [73] show 2.5 times smaller deflections in TCC slabs than at the corresponding load in CLT within the limits of linear behaviour.

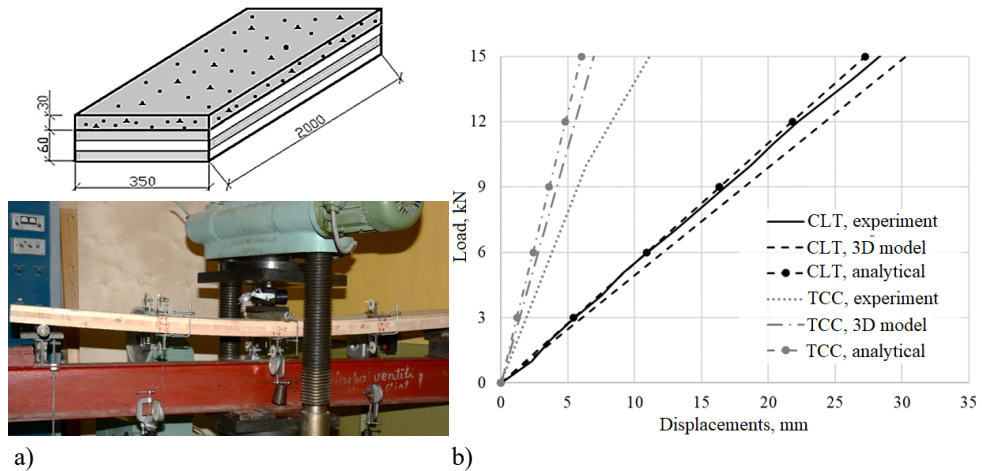


Fig. 2.1. a) Overall dimensions of TCC and placement of CLT in loading equipment;
b) loads – vertical maximum displacements curves.

TCC – timber-concrete composite slab; experiment – values determined in the laboratory experiment; analytical – values obtained by simplified analytical calculation; 3D model – values calculated by FEM in Dlubal RFEM 5.24 software.

However, manufacturing timber-concrete composite specimens by the dry method were associated with problems in ensuring a high-quality glued connection between the material layers. Based on the data obtained during the testing, which were compared with the calculated ones, as well as on the visual inspection of the connection after the timber-concrete composite slabs collapse, it has been established that the production of the glued connection between the CLT slab and precast concrete slabs by the dry method is an unpredictable process. At the same time, two types of timber-concrete composite slab specimens were made with the same overall dimensions – with and without additional reinforcement with a carbon fibre Mapei Carboplate E250 sheet with dimensions of 1000 x 100 x 1.4 mm in the middle of the lower plane of the specimen. In the three-point bending test, no effect was observed from the use of additional reinforcement. Also, a more yielding behaviour of both types of timber-concrete composite specimens compared to the designed one was found. The differences of the experimentally determined maximum displacements from the calculations based on the finite element method for timber-concrete composite samples without and with additional reinforcement amounted to

26 % and 45 %, respectively, while compared to the simplifying analytical calculations, this difference increases by almost 20 %.

A significant difference between the actual behaviour of the specimens and the predicted one indicates a lower stiffness of the element. The bending stiffness of a timber-concrete element is affected by the connection stiffness between the timber and concrete layers. The behaviour of these specimens indicates problems in the quality of the glued connection. Based on the behaviour of the specimens, the resulting CLT-to-concrete connection cannot be described as rigid, and it can be concluded that there are defects in the adhesive connection.

The timber-concrete composite specimen's appearance after loading and separating the concrete layer can be seen in Fig. 2.2. It can be seen from the picture that a quality glued connection is formed on less than 25 % of the entire visible surface to be connected. The production of such structures is dangerous because the behaviour of the produced timber-concrete composite specimens is drastically different from the design one for the worse.

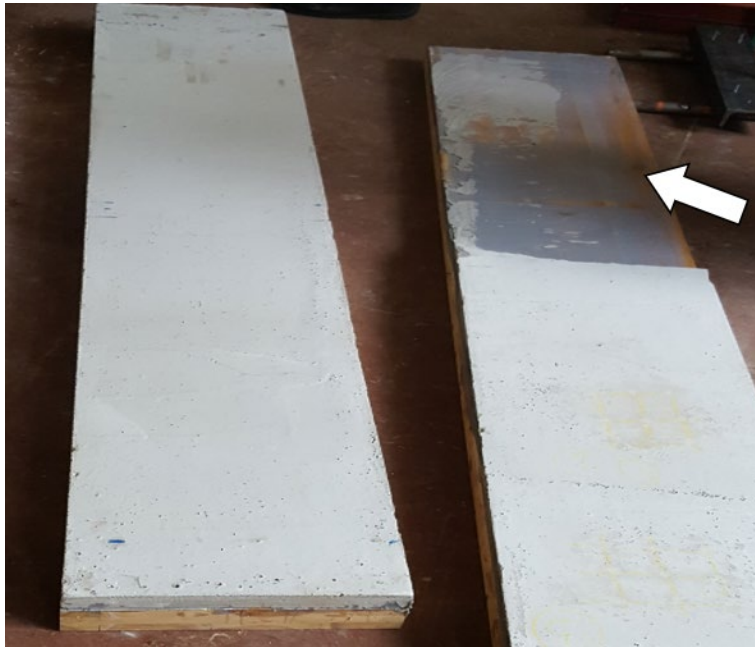


Fig. 2.1. View of the timber-concrete composite specimen after the collapse.

Although the brittleness of the timber-to-concrete glued connection is not the main type of failure of timber-concrete structures, the quality of the connection plays a decisive role in the overall behaviour of the structure. As a result of the laboratory experiments carried out in the research, the potential danger of forming connection defects has been identified. By glueing different massive layers of materials to each other, it is difficult to ensure full contact of these layers. On the other hand, in case of connection defects, even additional reinforcement in the form of a carbon fibre sheet does not give the expected effect. It is essential to determine how the defects in glued timber-to-concrete connections can affect the properties and behaviour of the timber-concrete composite element, considering the high defect formation risks.

Within the framework of the research, a methodology is proposed for evaluating the impact of defects of different quantities and sizes on timber-concrete composite structure behaviour by looking at the load-displacement curves at different areas of a high-quality connection between concrete and timber layers, both depending on their total quantity and the size of an individual defect. The basis of the proposed methodology is the development of 3D numerical models of several timber-concrete composite elements based on the finite element method with different sizes and total areas of defects in the connection. Based on the numerical experiments, the obtained load-displacement curves are compared with the standard load-displacement curve, obtained from a 3D numerical model of a timber-concrete composite element with full interaction between concrete and timber layers. A qualitative connection between the concrete and timber layers was defined with full force transfer, but in the non-glued areas where the defect is formed, without force transfer between the layers. The timber-concrete composite specimens used in the laboratory experiment with additional reinforcement are used as the basis for developing 3D numerical models. It allows evaluating the results obtained in analysing the influence of connection defects on the behaviour of the timber-concrete composite slab with the data obtained in the laboratory experiment. Figures 2.3 and 2.4 summarize the adopted placement schemes of the examined good-quality glued connection areas.



Fig. 2.3. Timber-to-concrete connection scheme with good-quality glued areas (white) and non-glued areas (grey), where many areas form non-glued defects with a length equal to 10 % of the total specimen length.

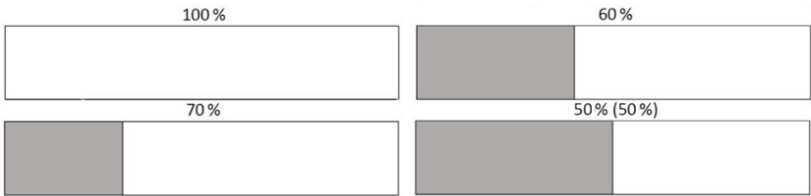


Fig. 2.4. Timber-to-concrete connection scheme with good-quality glued areas (white) and non-glued areas (grey), where one large area forms a non-glued defect.

In the first step of the research, the load-displacement curves have been determined for timber-concrete composite specimens with 90 %, 75 %, 50 %, and 25 % high-quality connection area to all connection surface area ratios. In this case, the length of the separate poorly glued area is 10 % of the total specimen length. According to the obtained data, 90 %,

75 %, 50 % (10 %), and 50 % (1 %) of the load-displacement curves, according to Fig. 2.3, are almost identical to the load-displacement curve for design scheme with 100 % high-quality timber-to-concrete connection, the differences in the maximum displacement values do not exceed 4 %. Thus, small-size defects with a length of up to 10 % of the total specimen length have no effect on the specimen energy absorption, defined as the area under the load-displacement curve.

In the second step of the study, the load-displacement curves have been obtained for design schemes with one large-size defect, which takes 30 %, 40 %, and 50 % of the total connection surface area (Fig. 2.4). Large-size (30–50 %) areas without an adhesive bond between concrete and timber layers, according to the calculations significantly increase the maximum displacements in the middle of the element span (Fig. 2.5) in comparison with 100 % good-quality connection case. Thus, 30 %, 40 % and 50 % large defect areas in the timber-concrete connection form, respectively, 24 %, 72 % and 137 % larger displacements than at a 100 % quality connection

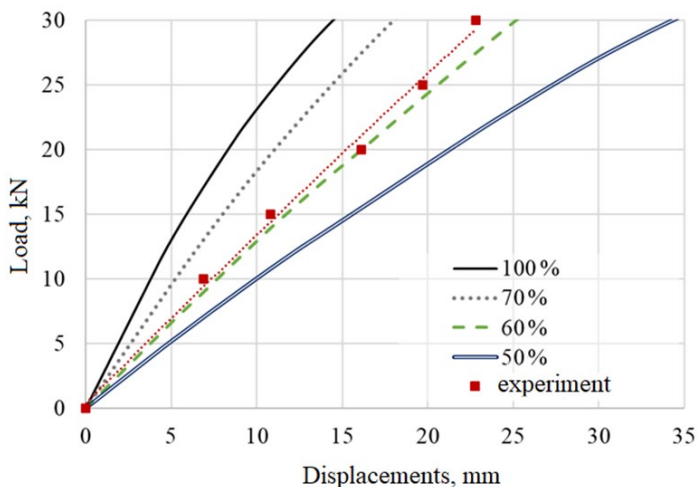


Fig. 2.5. Load-displacement curves for timber-concrete composite specimens with a good-quality connection area of 100 %, 70 %, 60 %, and 50 % of total connection surface area, and the experimentally obtained curve for the specimen, whose collapse is shown in Fig. 2.2.

The load-displacement curve obtained in the laboratory experiment for the timber-concrete composite specimen produced by the dry method is shown in Fig. 2.5. The fact that the experimentally obtained curve is close to the curve corresponding to a case with a 40 % large area without adhesion between the concrete and timber layers, additionally proves the importance of a quality glued connection and explains the dramatically different behaviour of the specimens obtained during the experiment from the predicted behaviour of a timber-concrete composite element with 100 % quality connection between layers.

The completed study concludes that the energy absorption of a timber-concrete composite element subjected to flexure is influenced not by the ratio of the total high-quality connection surface area to the whole connection surface area but by the size of the individual defect areas.

Large areas passing through the specimen width without an adhesive bond between the layers significantly reduce the energy absorption of the slab, which was also observed experimentally in a three-point bending test of the timber-concrete composite specimen produced by the classic dry method. Using the traditional dry timber-concrete composite producing technology, the area of the good-quality connection depends on the quality of the connection production. As practice shows, its size is difficult to predict.

A series of 16 small-sized specimens with and without embedded defects in the connection has been made to determine whether defects in the glued connection between concrete and timber layers affect the dynamic parameters of the structure. The dynamic parameters of both types of specimens have been determined and compared using operational modal analysis. The overall specimen dimensions can be seen in Fig. 2.6 a). The defect in the connection is 40 % of the total connection area. In this way, defects are modelled, which may arise, for example, due to non-compliance with the technological process of production and, according to calculations, may cause the structure to behave drastically differently from the design.

Six accelerometers located along the specimen centre line have recorded the responses of timber-concrete composite specimens to white noise. During the experiment, the data recording was done by QuickDAQ computer software. The specimens' dynamic parameters, such as natural frequency, the damping coefficient and the mode shape, have been obtained from the acceleration-time record by the computer program ARTeMIS Modal. The mentioned parameters are defined for the first three modes.

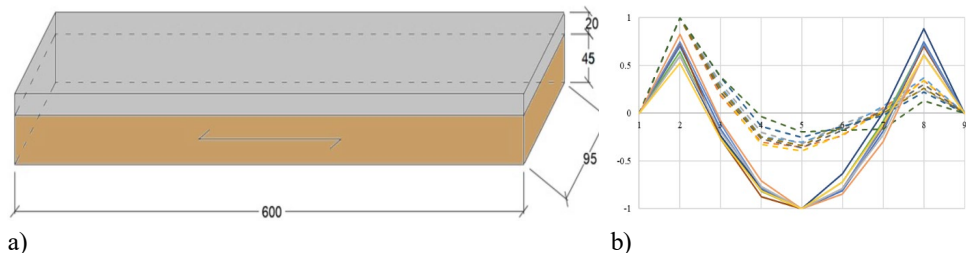


Fig. 2.6. a) Specimens dimensions for determining dynamic parameters; b) normalized 3rd mode shapes for specimens without defect (continuous lines) and with defect (dashed lines).

By evaluating the dynamic parameters obtained by two different methods, it has been established that the considered defect type has the most significant and noticeable effect on the 3rd mode shape. In Fig. 2.6 b), normalized 3rd mode shapes for all 16 specimens are summarized. The defect-free specimens have a symmetric mode shape with three half-waves with a peak at the middle sensor location. For specimens with a defect, the mode shape remains asymmetric. The maximum is reached in the first half-wave on the side of the defect.

Thus, large-size defects in the rigid timber-to-concrete connection impact the dynamic parameters of the timber-concrete composite structure that indicates the possibility of using modal analysis for non-destructive quality inspection purposes.

3. The proposed production technology of innovative adhesive connection

The currently known two production technologies of adhesive timber-to-concrete connection – dry and wet – have significant drawbacks. They are associated with high risks of forming defects in the glued connection. A visual specimen inspection during production, which would allow predicting the quality of the finished product, is not possible for both methods. Since connection quality plays an essential role in the overall structure behaviour, it is vital to offer the most optimal connection production technology to promote the use of rigid glued timber-concrete connections in practice.

It is proposed to use granite chips to ensure the glued connection between concrete and timber layers. The proposed production technology of the rigid connection between timber and concrete layers is called the *stone chips method*. The stone chips method involves glueing granite chips to the timber layer with epoxy glue, and after the glue has dried, a fresh fine-grained concrete layer is placed. Thus, the risks of creating significant defects in the rigid timber-concrete connection are significantly reduced, since the influence of individual stone chips, which may form a low-quality glued connection with the timber layer, on the total area of the connection is small. The area of a possible single defect is a small percentage of the total connection surface area and is equal to the face area of a single chip. The proposed technology can be seen schematically in Fig. 3.1.

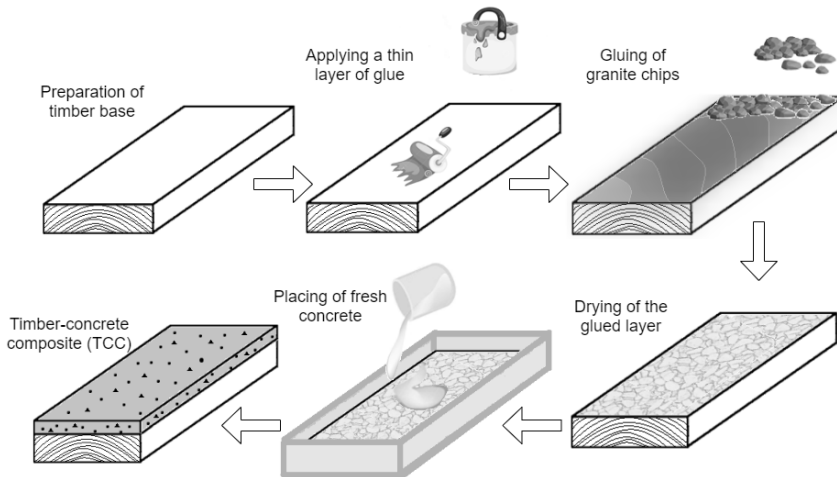


Fig. 3.1. The scheme of proposed stone chips method for production of adhesive connection.

Due to the small size of chips, the stone chips method provides an opportunity for visual control and mechanical inspection of timber-chips glued connection, for example, by a stiff brush, before the fresh concrete placing. The bond between the stone chips and the concrete layer is formed naturally. This process combines the chemical reaction between the cement mass and the stone chips as a concrete aggregate and the mechanical anchoring of cement hydration products with the surface of the stone chips [103], [104].

The laboratory test in three-point bending of timber-concrete composite specimens, produced by the stone chips method, shows stiffer behaviour than designed (Fig. 3.2). The

specimens span 1.8 meters. They were identical in size to previously tested specimens with carbon fibre tape reinforcement. The variation coefficient for individual points of the load-displacement curve for timber-concrete composite specimens with granite chips in the connection does not exceed 10 %. It averages 7 %, indicating the homogeneity of the experimental data. So, using calculation models with rigid timber-concrete connections for designing timber-concrete composite structures produced by the stone chips method is safe.

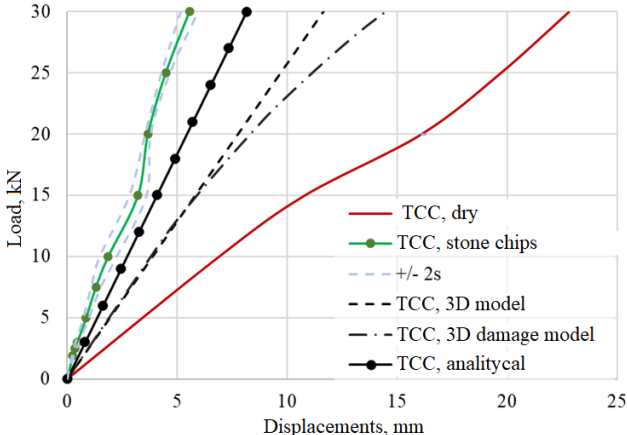


Fig. 3.2. Load – maximum vertical displacement curves.

TCC – timber-concrete composite slab; dry/stone chips – experimentally obtained values for specimens produced by the relevant method; $\pm 2s$ – average values of the load-displacement curve with 2 standard deviations for TCC specimens produced by stone chips method; 3D model/3D damage model – curve calculated by FEM (Dlubal RFEM 5.24 software), ignoring concrete degradation/using an isotropic material model that evaluates concrete damage during loading; analytical – values obtained by simplified analytical calculation.

The character of the timber-concrete composite specimens produced by the stone chips method load-displacement curve changes at higher loads. The presence of granite chips explains this phenomenon. The granite chips are a material characterized by much higher strength than cement mass, which plays the role of concrete aggregate near the timber-concrete connection and improves the concrete's strength near the connection.

Small-size timber-concrete composite specimens were produced with three types of granite chip fractions – 2–5 mm, 5–8 mm, and 16–25 mm to test the influence of chip fraction on the mechanical properties of concrete [98], [107]. Four specimens were tested in three-point bending until collapse for each granite chips fraction (Fig. 3.3).

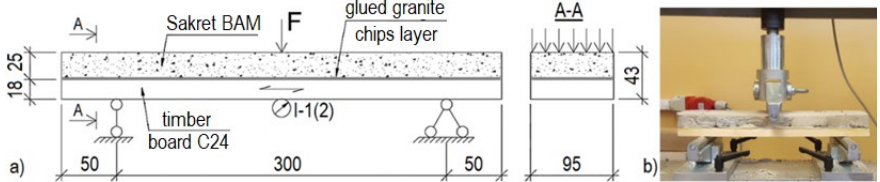


Fig. 3.3. The small-size specimen: a) loading scheme and dimensions; b) loading process.

The load-displacement curves obtained in the laboratory experiment for small-sized timber-concrete composite specimens are shown in Fig. 3.4 a). A correlation coefficient of 99.9 % was obtained between the load-displacement curves for specimens with different fractions. All specimens series are characterized by homogeneity of the obtained data within their series. The variation coefficient for specimens with a granite chip fraction of 2–5 mm, 5–8 mm, and 16–25 mm is below 4.5 %, 1.6 %, and 9.3 %, respectively.

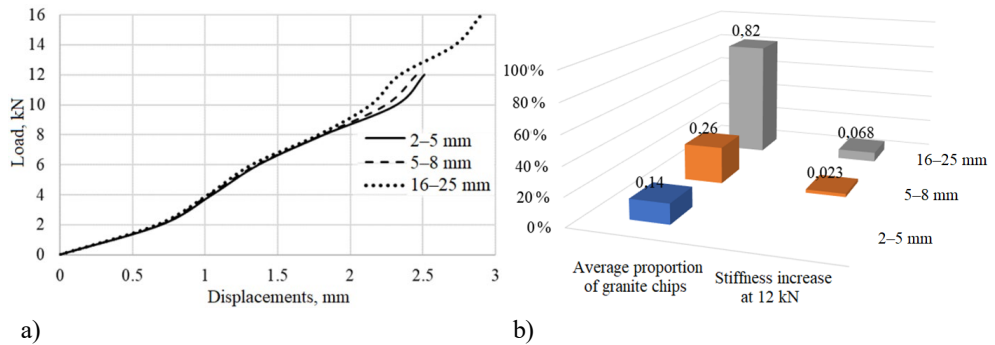


Fig. 3.4. a) Load-displacement curves for small timber-concrete composite specimens with different fractions of granite chips; b) the average ratio of the chip fraction to the concrete layer height and the specimen stiffness increase at a load of 12 kN compared to the specimens with a 2–5 mm chip fraction.

The load-bearing capacity of specimens with 16–25 mm chip fraction increases by more than 30 % compared to the specimens with 2–5 mm and 5–8 mm chip fraction. Other experimental studies [108], [109] also confirmed the improvement of mechanical properties at higher aggregate fractions. The specimen behaviour up to about 8 kN load level is almost identical for all specimens. For higher load levels, the behaviour of the specimens with larger chip fractions is slightly stiffer. It can be explained by more significant chip proportion in the concrete layer (Fig. 3.4 b)). Considering the low specimen stiffness increase by increasing the chip fraction, it can be concluded that the size of the chip fraction does not have a decisive role in behaviour of the timber-concrete composite slab produced by the stone chip method.

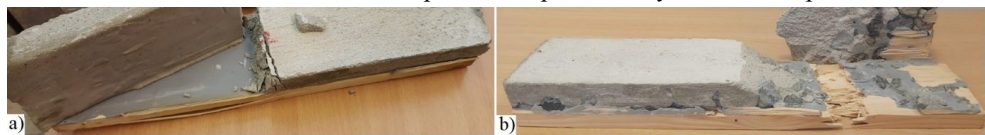


Fig. 3.5. Collapse of small-size timber-concrete composite specimens: a) produced by dry method; b) produced by proposed stone chips method.

The concrete layer separation without interaction signs with the timber layer was observed for small-size specimens produced by the dry method, similar to timber-concrete composite specimens with a 1.8 meters span. The collapse of the small-size specimens produced by the stone chips method can be observed along the timber and concrete layers (Fig. 3.5).

The quality of the timber-concrete connection has a decisive role in the behaviour of the timber-concrete composite element. A timber-concrete composite slab exists as long as there is a connection between the material layers. Shear stresses are developed in the structures subjected to flexure and have their maximum value at the cross-section neutral axis. Timber-concrete composite is a layered material, usually with the plane of timber-to-concrete connection close to the cross-section neutral axis. Generally, significant shear stresses are formed in beams with small spans and thin-walled profiles, such as double-T. Despite this, additional attention has been paid to checking the safety level of connections produced by the proposed stone chips method from the shear strength point of view. For this purpose, within the framework of the work, experiments have been carried out to determine the shear strength of timber-concrete composite specimens produced by the stone chips and wet methods.

A timber-concrete composite structure collapses as a result of any of the component's failure. Generally, the glued connection is designed with the condition that its strength is greater than the strength of the elements to be glued. Therefore, the shear strength of the timber and concrete layers is checked for shear stresses. The shear strength values of timber and plain concrete are determined according to [111], [100] by Equations (3.1) and (3.2).

$$f_{v,k,t} = 0.2(f_{m,k})^{0.8} \leq 3.8 \text{ MPa}, \quad (3.1)$$

where $f_{v,k,t}$ is the characteristic value of timber shear strength, MPa, and $f_{m,k}$ is the characteristic value of timber bending strength, MPa.

$$f_{v,k,c} = k_1 \cdot 0.2f_{ck}, \quad (3.2)$$

where $f_{v,k,c}$ is the characteristic value of concrete shear strength, MPa; $k_1 = 0.15$; and f_{ck} the characteristic value of concrete compressive strength, MPa.

Shear strength tests have been performed on 10 specimens to determine the effect of using granite chips on timber-concrete composite connections shear strength and behaviour. The rigid timber-concrete connection for 4 specimens is provided by the wet method, and for 6 specimens – by the proposed stone chips method. The dimensions and loading scheme of the specimens are shown in Fig. 3.6.

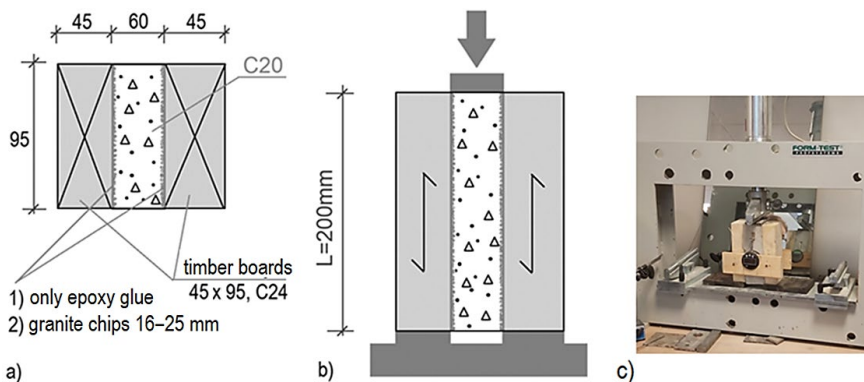


Fig. 3.6. Specimens for shear test: a) top view; b) side view and loading scheme; c) specimen placement in loading equipment.

Specimens are tested at least after 28 days in appropriate climatic conditions (20 °C temperature and 65 % relative air humidity) when the concrete has completely hardened. A Form+test hydraulic press is used for testing. Figures 3.7 a) and b) show the collapse of specimens. For both specimen types, the failure mainly occurred through the concrete, with the crack developing from the bottom, where higher shear stresses are generated, to the top, thus splitting the specimen.

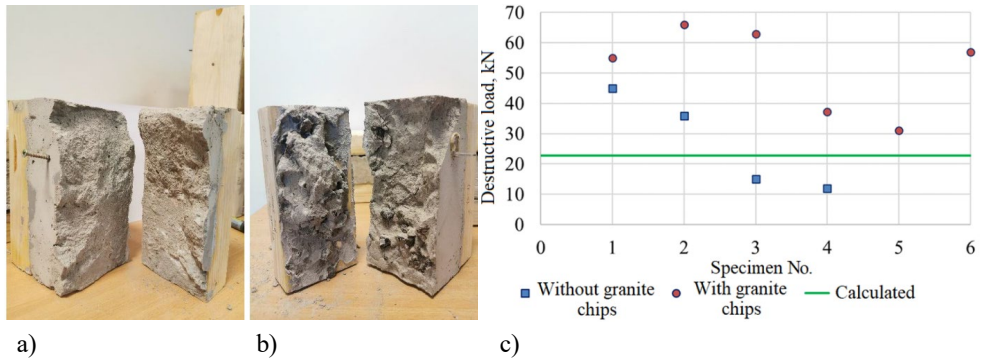


Fig. 3.7. Collapse of specimens produced by: a) wet method; b) stone chips method; c) destructive loads of the specimens obtained in the shear test.

The destructive load values of specimens from the shear test are summarized in Fig. 3.7 c). The obtained results for both types of specimens are characterized by relatively high dispersion. But this dispersion is wider for specimens without granite chips in the glued connection. The variation coefficient of the destructive loads determined in the shear tests for the specimens produced by stone chips and wet methods are 28 % and 60 %. A variation coefficient above about 30 % usually indicates problems in the experimental data and is not acceptable [112]. During the test, the displacements between the layers of the composite specimen were recorded. At higher values of the applied load, the difference in displacements for specimens with and without granite chips in the glued connection is within 10 %.

The results obtained experimentally within the framework of the research allow concluding that the use of granite chips in the glued timber-to-concrete connection increases the bending strength of the element and the shear strength. The use of stone chips reduces the dispersion of results. At the same time, the chips do not significantly affect the overall stiffness of the connection and leave a slight yielding of the connection, manifested by similar layer displacements for both types of specimens. Thus, using the proposed stone chips method for timber-concrete composite production, it is possible to obtain a safe timber-concrete composite slab with a rigid timber-to-concrete connection.

4. Rational parameters for timber-concrete composite slabs

The trend toward using modular buildings in constructing multi-storey timber buildings leads to the need for large spans, which create more challenges in terms of long-term deformations and vibrations. Due to their low bending stiffness, conventional timber floor structures make it difficult to meet these requirements. In contrast, long-span floor structures are a potential field of application for timber-concrete composite. It is important to propose a methodology for determining the rational dimensions of timber-concrete composite components and for choosing the strength of used materials, considering the perspectives of such constructions. Applying such a methodology at the initial design stage can significantly save time. Also, the determination of limits of more rational use of timber-concrete composite slabs compared to analogous solutions of timber structures without a concrete layer is actual.

The two most widely used structural solutions for timber-concrete composite slabs are the concrete layer with CLT slab (hereinafter – CLT-concrete slab) and the concrete layer with timber beams [115]. The structural solution of the timber-concrete composite slab with timber beams requires a thick reinforced concrete layer to ensure sufficient bending stiffness of the slab. To abandon the use of steel reinforcement while maintaining a high bending stiffness of the cross-section, the cross-section height of the timber beams to be used must be very high. For this reason, the solution shown in Fig. 4.1 b) is not considered as applicable to a sustainable timber-concrete composite structure without steel reinforcement. CLT-concrete slabs (Fig. 4.1 a)) allow for abandoning the use of steel reinforcement in the concrete layer. Still, this solution is associated with high costs due to the high price of CLT and high material consumption. To preserve the advantages of timber-concrete composite and reduce the above-mentioned disadvantages, a timber-concrete composite slab solution based on a box-shaped plywood panel with timber ribs (hereinafter – plywood-concrete slab) is offered. Thanks to the lower layer of plywood (Fig. 4.1 c)), the bending stiffness of the cross-section is significantly increased compared to the solution shown in 4.1 b) and the neutral axis of the cross-section is shifted away from the concrete layer. Thus, the 18 mm thick plywood bottom layer can reduce the cross-section height of timber beams by 1.5 times while maintaining the same bending stiffness of the cross-section.



Fig. 4.1. Timber-concrete composite slab structural solutions: a) with CTL panel; b) with timber beams; c) with a ribbed plywood panel.

As part of the research, a methodology (Fig. 4.2) has been developed and, based on it, computer software for determining the rational cross-section parameters of timber-concrete composite slabs and the required strength class of the materials to be used for two types of structural solutions – with CLT and ribbed plywood panel. It is intended that both solutions use a fibre concrete layer and ensure a rigid connection between the fibre concrete layer and the wood-base panel, which is realized by the proposed stone chips method.

Due to different materials with different properties, especially in weight and price, material consumption cannot objectively characterize the rationality of timber-concrete composite structures. For the mutual comparison of structural solutions, a criterion of rationality has been introduced – the cost factor c , which links different types of materials in different variable proportions. It is based on the cost of the relevant cross-section material in the Latvian market in 2021/2022, at the turn of the year, for one square meter timber-concrete composite slab. The developed computer software provides an opportunity to define the prices of the used materials according to the current situation in the building materials market.

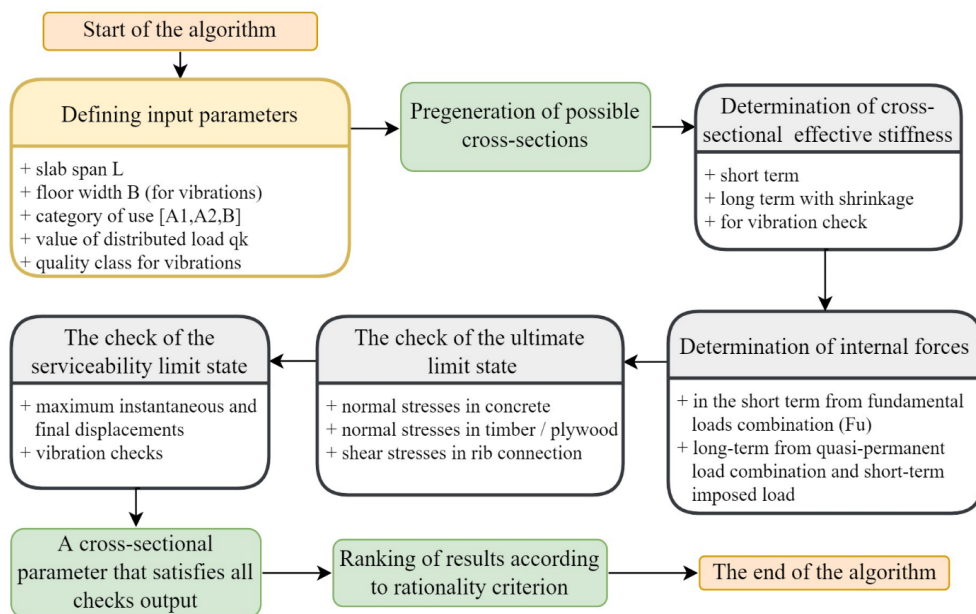


Fig. 4.2. Algorithm for determination of rational parameters of timber-concrete composite slab cross-section.

The cost factor for one square meter of a timber-concrete composite slab is calculated according to Formulas (4.1) and (4.2), respectively, with CLT and plywood panels:

$$c = \frac{h_{CLT} \cdot P_{CLT} + h_c \cdot P_c}{P_{c,C20} \cdot B_1}; \quad (4.1)$$

$$c = \frac{(h_{pu} \cdot P_{pu} + h_{pd} \cdot P_{pd} + h_c \cdot P_c) \cdot b \cdot L + h_t \cdot b_t \cdot P_t \cdot (L \cdot n_{long} + b \cdot n_{trans})}{b \cdot L \cdot P_{c,C20} \cdot B_1}, \quad (4.2)$$

where h_i – the height of the element or layer, m; P_i – the price of the relevant material, EUR/m³; b and L – slab width and span, m; n_{long} and n_{trans} – the amount of longitudinal and transverse ribs; indexes pu , pd – top and bottom plywood layers; indexes CLT , t , c – a layer of cross-laminated timber, timber and concrete; $P_{c,C20}$ – the price of C20 strength class concrete, used as the base price, EUR/m³; and B_1 – 1-meter wide bandwidth, m.

The price of one cubic meter of CLT, timber and C20 strength class concrete with 0.5 % synthetic fibres has been assumed to be 900 EUR, 600 EUR, and 104 EUR to determine the

cost factors. The accepted prices for other concrete strength classes and plywood sheets of different thicknesses are summarized in Tables 4.1 and 4.2.

Table 4.1

Prices of Concrete with Synthetic Fibres Depending on Strength Class

Strength class	C25	C30	C35	C40	C45
Price, EUR/m ³	106	108	109	110	111

Table 4.2

Plywood Prices Depending on Thickness

Thickness, mm	6.5	9	12	15	18	21	24	27	30	35	40	45	50
Price, EUR/m ³	1238	1019	911	895	876	895	895	895	895	995	995	995	995

The proposed methodology envisages the pre-generation of all possible cross-sections of timber-concrete composite slabs following the defined input parameters, materials and technological limits. Timber-concrete composite slab simply supported and spanning in one direction with a width-length ratio of 1:5 is investigated. The adopted cross-section variables include 6 concrete and 4 timber strength classes; 13 standard plywood thicknesses; 3 different CLT layer thicknesses for CLT panels with a total layer quantity of 3, 5 or 7 layers; and 6 widths and 11 heights for timber beams according to EN336 assortment (Fig. 4.3)

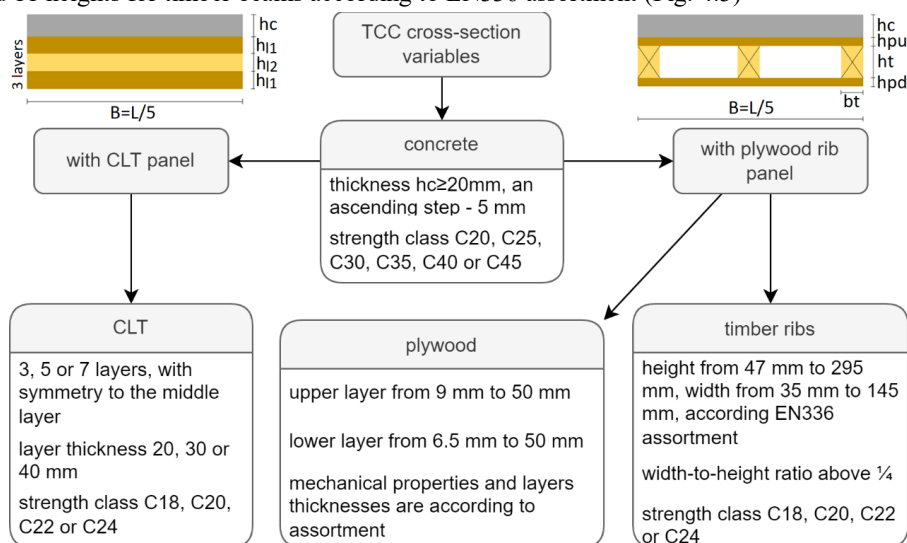


Fig. 4.3. Assumed cross-sectional variables for timber-concrete composite slabs.

B – slab width; L – slab length; hc – concrete layer thickness; h1 and h2 – thickness of CLT layers; hpu and hpd – thickness of the upper and lower plywood layer; bt and ht – width and height of the timber rib.

The design of timber-concrete composite slabs is carried out by adapting the recommendations from the upcoming rules for timber-concrete composite structures and vibration. Both regulations – “Eurocode 5: Design of Timber Structures – Structural Design of

Timber-concrete Composite Structures – Common Rules and Rules for Buildings” and “Vibrations” are currently under development within the framework of CEN TC250/N2330 and CEN TC250/SC5 WG3 Subgroup 4. The timber-concrete composite slab is designed in two time moments. The first is $t = 0$ years, or the initial state of the structure, when concrete shrinkage and material creep have not yet developed. The second time point, $t = \infty$ years, or the end of the structure's service life, evaluates materials creep and concrete shrinkage. Material creep is evaluated with the effective values of material elasticity modules and concrete shrinkage – with fictitious load from inelastic deformation. The verified criteria for timber-concrete composite slabs at two time moments with the respective load combinations and the elastic modules to be used are summarized in Fig. 4.4.

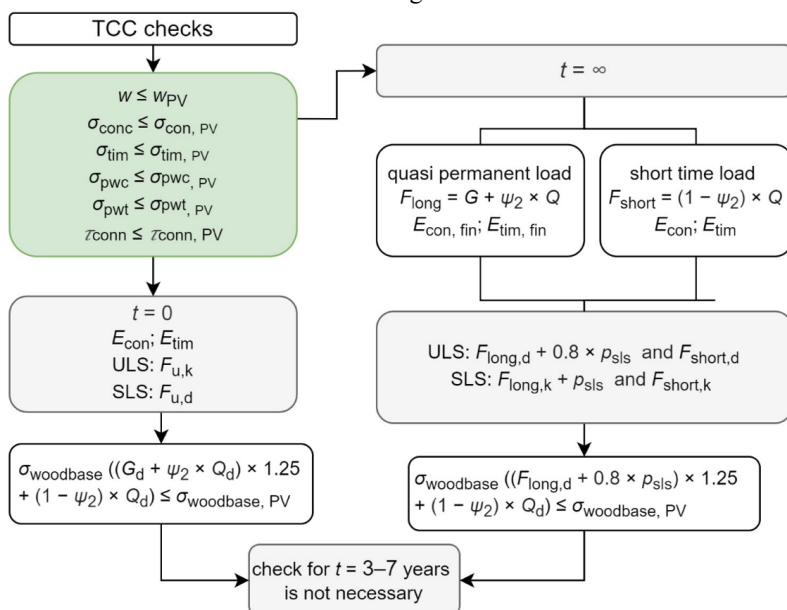


Fig. 4.4. Timber-concrete composite slab checks with corresponding load combinations. ULS and SLS are ultimate and serviceability limit states; t – time point; w – deflection; σ – normal stresses; τ – shear stresses; E – elastic modulus; G – dead load; Q – live load; ψ_2 – share of the permanent live load at the total live load; F_u – fundamental load combination; p_{sls} – fictitious load evaluated shrinkage; indexes: PV – permissible value; conc – concrete; tim – timber; pwc – upper plywood layer; pwt – lower plywood layer; conn – the connection between the rib and upper plywood layer; k – characteristic values; d – design values; fin – effective values; woodbase – wood-based materials.

Plywood-concrete slab checks include calculations of normal stresses in the concrete layer, the plywood layers subjected to compressive and tensile stresses and the longitudinal timber ribs, and the calculation of shear stresses in the rib-to-top plywood layer connection. Checks are made for two types of timber-concrete composite slab effective cross-sections – double-T and C-type cross-sections (see Fig. 4.5 a)). The bending stiffnesses equivalent to a 1 m wide slab strip are used for vibration and deflection calculations.

The longitudinal ribs step s is determined based on calculations of the load-bearing capacity and deflection of the upper plywood layer in the transverse direction of the slab according to the calculation schemes shown in Fig. 4.5 b) and c) and the calculation of the deflection of the

concrete and the upper plywood layer with full composite action between the layers according to the scheme in Fig. 4.5 d). Considering the importance of the upper layer of plywood between the timber ribs, a more conservative calculation scheme is adopted for this sub-element, i.e. a simply supported beam. The interaction of the concrete layer with the upper layer of plywood protects the latter from loss of stability. Cross ribs are used only to divide the panel into smaller volumes of free air. Their quantity is assumed to be equal to the number of longitudinal ribs.

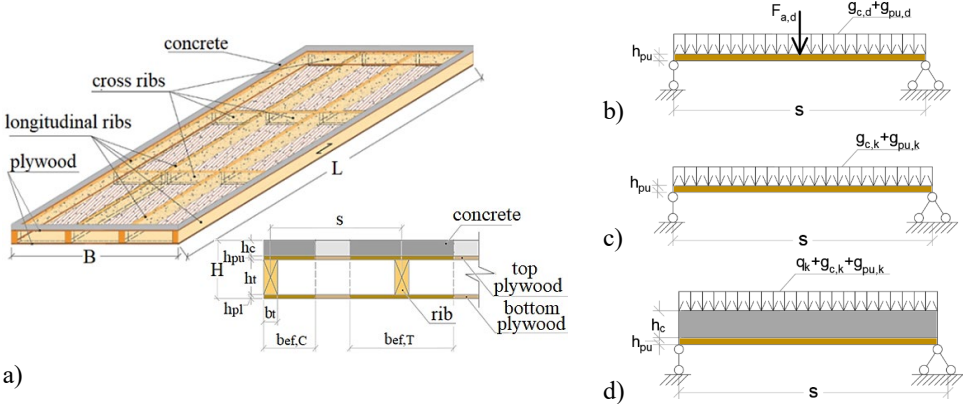


Fig. 4.5. Plywood-concrete slab a) C-type and double-T type cross-sections; b)–d) design schemes,

where: H – slab height; h_c – concrete layer height; h_{pu} and h_{pl} – top and bottom plywood layer height; h_t – timber rib height; b_t – timber rib width; s – rib step; $b_{ef,T}$ – double-T cross-section effective width, $b_{ef,T} = \min(0.1 \cdot L + b_w; s)$; $b_{ef,C}$ – C-type cross-section effective width, $b_{ef,C} = \min(0.05 \cdot L + b_w; \frac{s+b_w}{2})$; b) the load-bearing capacity of the upper plywood layer per 80 kg assembly load $F_{a,d}$ and self-weight from concrete $g_{c,d}$ and plywood layers $g_{pu,d}$; c) the deflection of the upper plywood layer from the self-weight of concrete $g_{c,k}$ and plywood layers $g_{pu,k}$; d) the deflection of the concrete and top plywood layers from the self-weight of both layers and the useful uniformly distributed load q_k .

The permissible value of instantaneous deflections is assumed to be 1/300 of the slab span, final deflections – 1/150. Testing of serviceability limit state includes not only deflection check but also vibration checks. The limit values of all vibration criteria according to the floor performance level, as well as the determination of the floor performance level according to the building use category and the required quality level, are summarized respectively in Tables 4.3 and 4.4.

Table 4.3

Floor Performance Level According to Building Use Category and Quality Class

Category of use	Quality level		
	High	Base	Economic
Multi-storey residential, A1	I, II, III	IV	V
Single house, A2	I, II, III, IV	V	VI
Office areas, B	I, II	III	IV

Table 4.4

Limit Values for Vibration Criteria According to the Floor Performance Level

Criteria	Floor performance level						
	I	II	III	IV	V	VI	VII
Stiffness: $w_{1kN} [mm] \leq [w]$	0.25	0.5	0.8	1.2	1.6		No
Acceleration and velocity: $R \leq [R]$	4	8	12	16	24	32	

The vibration design procedure for TCC floors with spans l , width b , and self-mass per square meter m , effective bending stiffnesses for a 1 m wide strip $(EI)_L$ and $(EI)_T$, respectively, in the longitudinal and transverse directions of the floor, is shown in Fig. 4.6.

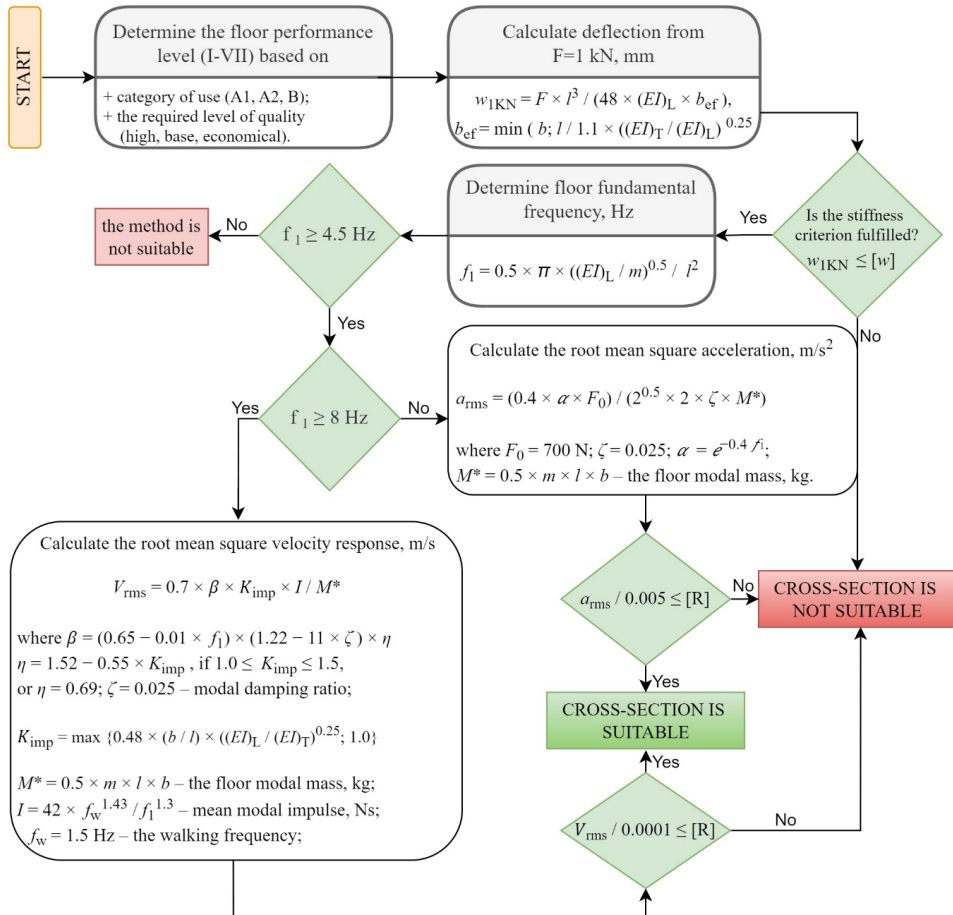


Fig. 4.6. The algorithm of the vibration checks according to the forthcoming design rules “Vibrations”, where $[]$ – the limit value according to Table 4.4.

The methodology for determining the rational parameters of timber-concrete composite slabs proposed in the research requires a large number of analytical calculations. Therefore, computer software has been developed on its basis using programming language *Hypertext Preprocessor* or PHP 8.1, which runs on the Apache server. A MySQL database has been used,

which stores the pre-generated software results to optimize the further use and processing of the obtained data. The choice of the PHP programming language is based on the perspective of developing the program as an online tool that can be used simultaneously by an indefinite number of users from different locations and devices. According to the input and variable data, a set of all possible cross-sections of the timber-concrete composite slab is pre-generated. The effective geometric parameters necessary for further instantaneous, long-term and vibration control tests are determined. Figure 4.7 shows part of the computer program code to be developed based on the proposed algorithm for determining rational parameters of timber-concrete composite slabs with a ribbed plywood panel.

```

1 <?php
2
3
4 function GetExpenses2($options = Array()) {
5
6
7 $Calculate = 3; //1 = A cat min C, 2 = A cat min H, 3 = B cat min C, 4 = B cat min H
8 $Onlyone = 0;
9
10 $salidzinasanasMasivs = Array();
11
12 $q = $options['parametri']['q'];
13 $L = $options['parametri']['L'];
14 $platumas = $options['parametri']['platumas'];
15 $kategorija = $options['parametri']['kategorija'];
16
17 $Quality = $options['parametri']['Quality'];
18
19 $B=$L/5;
20 $winstr=$L/300;
21 $wfinr=$L/150;
22 $gamma=1;
23 $Qk = ($q * $B/1000);
24 $xcmPW = 7;
25
26 $hpwt = Array(6.5,9,12,15,18,21,24,27,30,35,40,45,50);
27 $hw = Array(47,72,97,120,145,170,195,220,245,270,295);
28
29 $bw = Array(35,44,60,72,97,145);
30 $hpc = Array(9,12,15,18,21,24,27,30,35,40,45,50);
31
32 $hc = Array(20,25,30,35,40,45,50,55,60,65,70,75,80,85,90,95);
33
34 $kK = 5.769230769;
35 $damp=0.025;
36
37 $betonaKlase = Array();
38 $betonaKlase['C20'] = Array("fck">20,"fcm">28,"fctk005">1.5,"fctm">2.2,"Ecm">30000,"fvk">0.6,"xcm">2500,"cena">104,"kB">1);
39 $betonaKlase['C25'] = Array("fck">25,"fcm">33,"fctk005">1.8,"fctm">2.6,"Ecm">31000,"fvk">0.75,"rcm">2500,"cena">106,"kB">1.01923);
40 $betonaKlase['C30'] = Array("fck">30,"fcm">38,"fctk005">2.0,"fctm">2.9,"Ecm">33000,"fvk">0.9,"rcm">2500,"cena">108,"kB">1.03846);

```

length: 63,694 lines: 1,207 Ln: 31 Col: 13 Pos: 1,426 Windows (CR LF) UTF-8 IN

Fig. 4.7. Computer software code part with the definition of input and variable parameters.

Plywood-concrete slabs, due to the larger number of cross-sectional elements and their wide assortment of possible sizes, compared to CLT-concrete slabs, have a huge number of possible combinations of cross-sections, exceeding 100 000. Therefore, creating the obtained results database is essential to process the calculation results of plywood-concrete slabs. All pre-generated cross-sections are passed through the ultimate and serviceability limit state check. Cross-sections that fail at least one of the checks are discarded. Cross-sections that satisfy all checks are ranked according to the rationality criterion.

The most cost-effective cross-sections and the corresponding total cross-section heights have been determined to set the limits of the more rational use of TCC slabs compared to the analogous solutions of timber floors without a concrete layer. The rational parameters have

been determined using the developed software for spans from 3 to 10 meters with a step of 0.5 m at different categories of use and vibration quality classes. For the B category of use, the slabs are designed for 3 kN/m² distributed imposed load, for A – for 2 kN/m². For results cross-comparison, the total floor width used in the vibration checks is assumed to be 5 meters.

The decisive check is on vibrations for CLT slabs, while for CLT-concrete slabs – ultimate deflections. Therefore, rational parameter values have been determined for CLT slabs at three possible vibration quality classes, but for CLT-concrete slabs only at a higher quality class. In Fig. 4.8, you can see the symbols used in the graphs of Fig. 4.9.

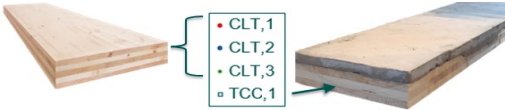


Fig. 4.8. Used symbols for CLT and CLT-concrete (TCC) slabs: 1, 2, and 3 – vibration quality classes, respectively – high, base, and economic.

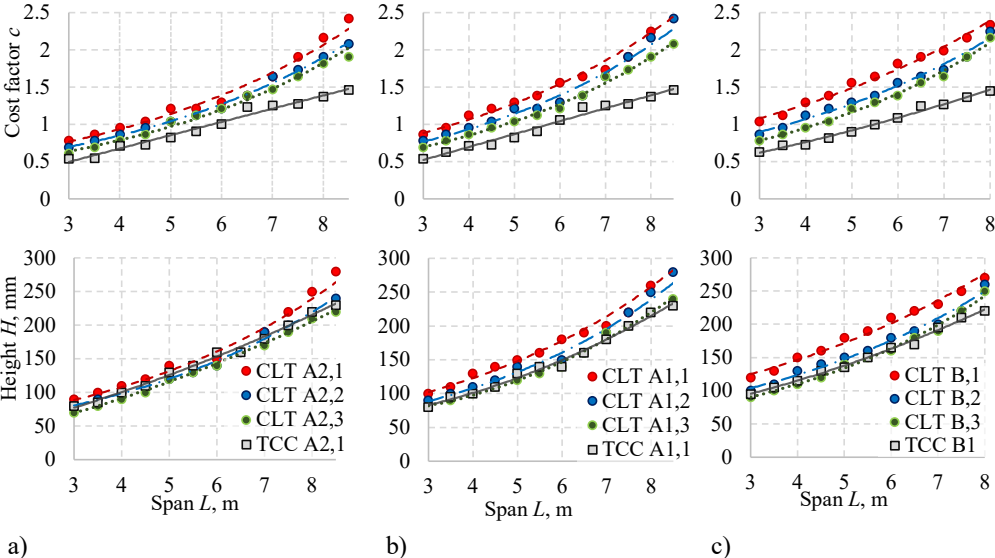


Fig. 4.9. CLT and CLT-concrete (TCC) slab cost factor: slab span and slab height; span curves for the building category of use: a) A2; b) A1; c) B.

1, 2, and 3 – vibration quality classes, respectively, – high, base, and economic; A2, A1 and B – single house, multi-storey residential, office areas.

For CLT-concrete slabs, the thickness of the concrete layer varies from 20 mm to 85 mm. Such a concrete layer can significantly improve the dynamic response of the structure. Summarizing the results obtained in the calculations, the use of CLT-concrete slabs, compared to simple CLT slabs, is absolutely justified for the floors of multi-storey residential buildings and office buildings at any selected vibration quality class. Such a solution can reduce the proposed rationality criterion – the cost factor in categories A1 and B by 22 % and 23 % on average. And it also almost does not increase the total height of the slab compared to simple CLT slabs that correspond to the economic (third) vibration quality class. In the case of single

houses, CLT-concrete slabs can reduce the value of the cost factor by an average of 19 % compared to the most economical CLT slab solution. Still, simultaneously with the cost factor reduction, the slab's total height increases slightly by an average of 6 %.

The percentage changes of CLT and CLT-concrete slabs cost factor c and total height H values compared to CLT slab parameters corresponding to 3 or economic vibration quality class are summarized in Fig. 4.10. The benefit of using CLT-concrete in floor solutions increases with higher requirements for vibration quality class, larger spans and more busy areas. At the highest vibration quality class in office-type buildings, the structural solution of CLT-concrete can reduce the cost factor by up to 44 % and the slab height by up to 25 %.

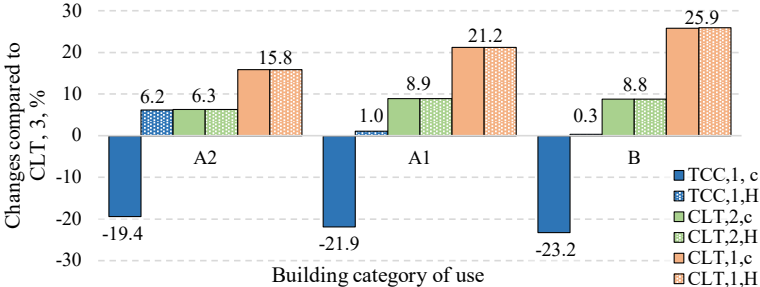


Fig. 4.10. Changes in cost factor c and total height H values of CLT and CLT-concrete (TCC) slabs compared with CLT,3 slab characteristics. 1, 2 and 3 – vibration quality classes, respectively – high, base, and economic; A2, A1 and B – single house, multi-storey residential, office areas.

For ribbed plywood panels, the decisive checks are on vibrations. For plywood-concrete slabs with the most rational cross-section parameters, the thickness of the concrete layer is 20 mm to 35 mm, keeping the vibration check decisive. Both slab types have been compared at higher vibration quality class for A1 and B category buildings. The economic feasibility and competitiveness of plywood-concrete slabs are evident in Fig. 4.11. For larger spans, plywood-concrete slabs can reduce the cost factor and slab height by up to 42 % and 33 %.

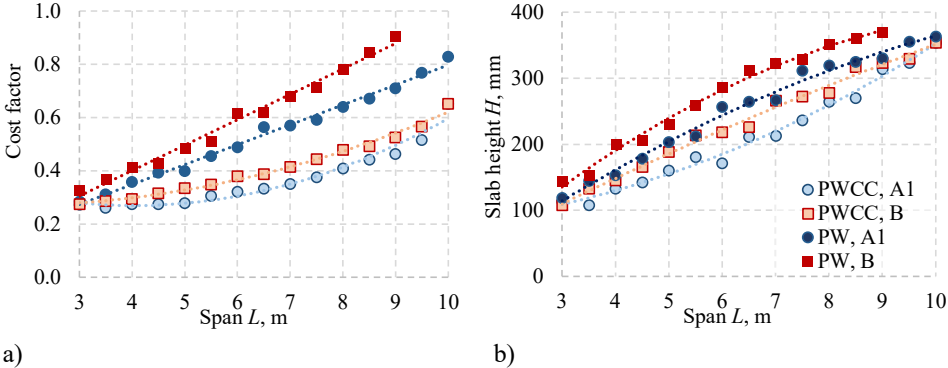


Fig. 4.11. Ribbed plywood panel (PW) and plywood-concrete slab (PWCC) in the office areas (B) and multi-storey residential buildings (A1): a) cost-factor-slab span curves; b) slab height-span curves.

Regarding costs, the most rational cross-sections for CLT-concrete slabs in different use categories have been compared with the cross-sections of plywood-concrete composite slabs in two ways. One case regarding cost corresponds to the most rational cross-section of plywood-concrete composite with a height corresponding to this cross-section. The second case – provides a comparison with the cross-section of a plywood-concrete composite panel, with the minimum possible height and the corresponding lowest cost factor. Figure 4.12 a) and b) summarizes the obtained data for use category A, corresponding to residential buildings.

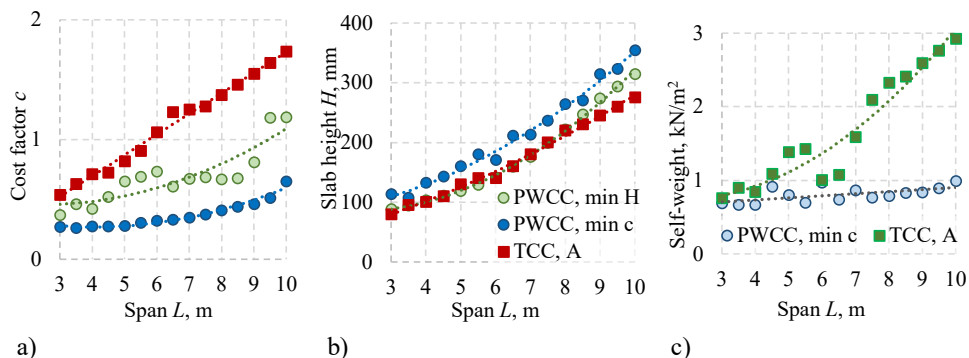


Fig. 4.12. CLT-concrete (TCC) and plywood-concrete (PWCC) slabs in use category A1 buildings curves of a) cost factor-slab span; b) slab height-span; c) self-weight of slab-slab span.

min H – the lowest possible height with a relevant cost factor; min c – the lowest possible cross-sectional cost factor; A – multi-storey residential buildings.

As it can be seen, the proposed TCC slab solution with ribbed plywood panel significantly reduces the cost factor. Compared to the CLT-concrete slab, the cost factor of the plywood-concrete slab with the most cost-effective cross-section for use category A is 50 % to 73 % lower. At the same time, the plywood-concrete slab height increases by 7 % to 41 %, with an average value of 25 % compared to the height of the CLT-concrete slab.

Due to the design features of the plywood-concrete slab, thicker concrete layers require a thicker top plywood layer and/or additional ribs to reduce the step between the ribs. Both cases are associated with additional costs. Each extra longitudinal rib, especially for large slabs spans, significantly increases the materials cost per slab of 1 m². Therefore, the most rational cross-sections of plywood-concrete slabs from the point of view of the cost factor are with a thin concrete layer, usually around 20–30 mm thick. Using such a thin layer of concrete ensures a low level of self-weight load of the slab, regardless of the slab span (Fig. 4.12 c)). If at a 3-meter span the plywood-concrete slab self-weight is approximately 20 % lower than that of CLT-concrete slabs, then this difference reaches up to 71 % at larger spans.

Choosing a plywood-concrete composite slab with the smallest possible cross-sectional height that meets the ultimate and serviceability limit states requirements makes it possible to reduce the cross-sectional height difference between the plywood-concrete and CLT-concrete slab up to 14 %. At several spans, it is possible to obtain the height of the plywood-concrete slab lower than of the CLT-concrete slab while maintaining a significant reduction in the cost

factor, which ranges from 21 % to 54 %. For spans from 6.5 meters to 8 meters, plywood-concrete slabs and CLT-concrete slabs have almost the same cross-section height, but the cost factor for plywood-concrete slabs is on average 49 % lower than for CLT-concrete slabs.

Office building floors are similar to residential building floors (Fig. 4.13). Compared to the CLT-concrete slab, the plywood-concrete slab with the most cost-effective cross-section for the use category B has a cost factor of 57 % to 69 % lower, panel height increases by 13 % to 43 %, with an average value of 29 %. Dead weight is between 15 % and 67 % lower, with an average value of 45 %.

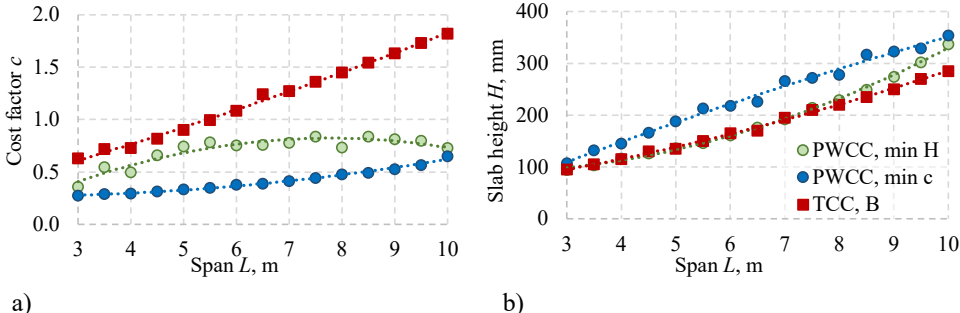


Fig. 4.13. CLT-concrete (TCC) and plywood-concrete (PWCC) slabs in use category B buildings curves of a) cost factor-slab span; b) slab height-span. min H – the lowest possible height with a relevant cost factor; min c – the lowest possible cross-sectional cost factor; B – office areas.

By choosing a plywood-concrete composite slab with the smallest cross-section height that meets the requirements of the ultimate and serviceability limit states, it is possible to reduce the height difference between the plywood-concrete slab and the CLT-concrete slab to 18 %. For slab spans from 3 meters to 8.5 meters, the height of both slab types is almost the same – the differences do not exceed 6 %. Within these span limits, the cost factor for plywood-concrete slabs is 18 % to 50 % lower than for CLT-concrete slabs.

The additional advantage of plywood-concrete slabs is their more predictable behaviour due to the smaller proportion of timber material compared to CLT-concrete slabs. The experiments carried out within the research showed a smaller distribution of the destructive load for four plywood-concrete specimens compared to 4 CLT-concrete specimens. A 11 % variance of results was found for the plywood-concrete specimens, which is a very good indicator. At the same time, this factor was equal to 28 % for the CLT-concrete specimens, which is close to the unacceptable limit.

Based on the analysis, the proposed plywood-concrete slab structural solution can be beneficial for residential and office buildings. The plywood-concrete solution significantly reduces the floor cost compared to CLT-concrete slabs, even if the height of the slab is of vital importance. A considerably lower self-weight characterizes the proposed solution for larger spans due to a thin concrete layer, which affects the required dimensions of all other vertical structures. Thus, the proposed plywood-concrete slab structural solution forms a sustainable and competitive timber-concrete composite slab solution.

5. Safety solutions for timber-concrete composite structures

Two aspects are examined from the point of view of the timber-concrete composite slabs safety. The first aspect is the possibility of non-destructive quality control of the adhesive rigid timber-concrete connection for checking the quality of manufactured elements and during their operation because the connection quality plays a decisive role in the timber-concrete composite slab operation. The second aspect is related to the moment of collapse of structural operations. The collapse of plain concrete without additional reinforcement is characterized as brittle, which creates danger. Therefore, in the research it is proposed to use concrete with dispersed reinforcement from synthetic fibres.

One of the limitations of using glued connections in practice is related to the need for connection quality control. There is also a lack of research on non-destructive methods for quality control of rigid connections in timber-concrete composite structures, considering the small amount of research on timber-concrete composites with glued connections. During the literature analysis, no information was found on the possibilities of testing the quality of the rigid timber-concrete connection. So, two well-known methods – operational modal analysis and ultrasonic testing – were approved within the scope of the research to verify the possibilities of applying these methods in determining defects in the rigid glued connection between concrete and timber layers.

Sixteen small-sized timber-concrete composite specimens with a length of 60 cm have been made by the proposed stone chips method as part of the research to approve rigid connection quality control. Eight specimens have embedded 40 % of the connection surface area large defect. Another eight specimens – have no defects. Some of the stages of producing specimens can be seen in Fig. 5.1.



Fig. 5.1. Specimen producing stages: a) 16 specimens after the glue has dried; b) wrapping 40 % of the specimen end in a PE film to ensure the defect; c) specimens placed in the molds.

For modal analysis, six accelerometers have been used, with which the structure's response in the form of acceleration to white noise has been measured. The sensors were placed along the centre line of the specimen, according to the scheme shown in Fig. 5.2. Two types of sensors

from manufacturer Dytran Instruments, Inc. were available for the experiment – three sensors with low sensitivity around 100 mV/EU – model 3312A2T, and three – with high sensitivity around 1000 mV/EU – model 3100D24, which were placed in positions 3, 4, and 5. All sensors are connected to a multi-channel high precision dynamic signal analyzer – DT9857E manufactured by Data Translation, which receives sensor signals and sends measurement data to a computer. After configuring the QuickDAQ program used for data logging, data collection has been performed for each specimen, which involves:

- 1) placing the specimen on the supports and fixing the sensors;
- 2) excitation of white noise by random in time and space touches on the specimen surface;
- 3) parallel to step 2 – record the response signal of the specimen;
- 4) repeat the measurements three more times.

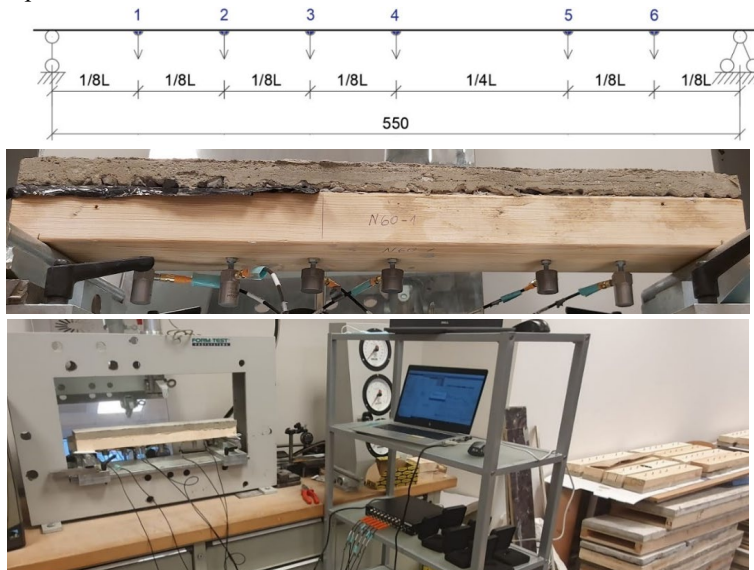


Fig. 5.2. Sensor arrangement scheme and test progress of TCC specimens.

A more accurate tool is used for further processing and analysis of the data obtained during the experiment – the ARTeMIS Modal program. The ARTeMIS program incorporates several methods for identifying dynamic parameters which are based on the frequency and time domains. The frequency domain decomposition technique (FDD) ensures the visibility of the process and a user-friendly environment. Based on the time domain, the stochastic subspace identification technique (SSI) is characterized by the high accuracy of results [90].

For all 16 specimens, the first three fundamental frequencies were determined and evaluated with the respective damping coefficients and mode complexity according to 2 different methods – CFDD and SSI-PC. Figure 5.3 shows the spectral densities of one defect-free specimen obtained by the CFFD method using the automatic modal evaluation function and the stabilization diagram obtained by the SSI-PC method.

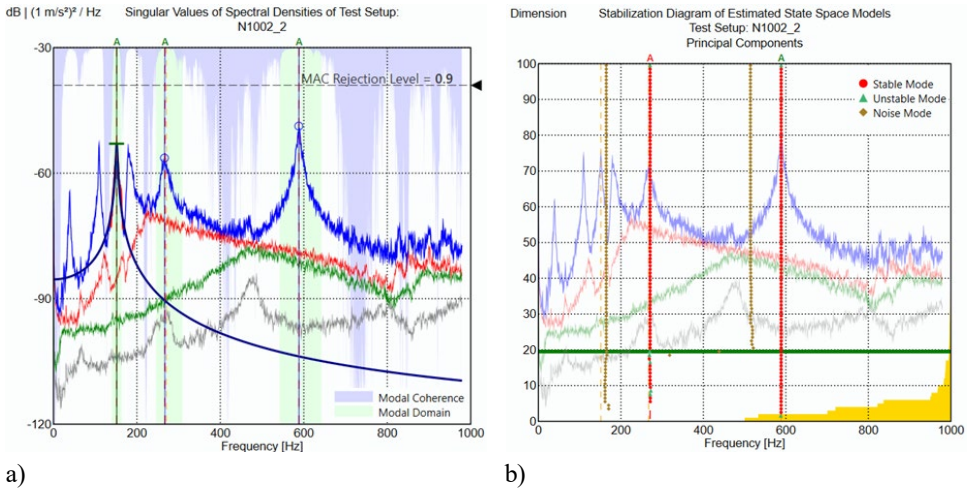


Fig. 5.3. a) Spectral densities graph obtained by CFDD method; b) stabilization diagram obtained by SSI-PC method.

By validating the modes obtained by both identification methods, mutual confirmation of the results and quality control of the modal results are performed. For the given specimen (Fig. 5.3), the MAC values of the three modes are above 0.95. The modal assurance criterion, or MAC, is a statistical measure used to compare the mode shapes. This criterion is sensitive to large differences and relatively insensitive to minor differences in mode shapes. The closer the value of this criterion is to 1, the greater the coincidence of mode shapes.

Figure 5.4 a) summarizes the average values of the frequencies of the first three modes according to the CFDD method. In half of the cases, the frequency of the first mode was not determined by the SSI-PC method, marking the corresponding frequency value as the noise frequency.

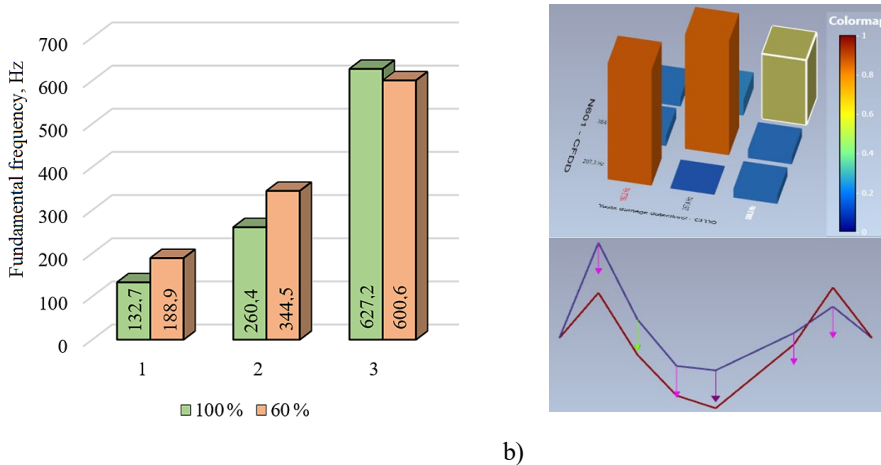


Fig. 5.4. For specimens with and without defects in the connection, the average values of the first three modes a) frequencies (100% – without defects, 60% – with a 40% large defect); b) intercomparison of mode shapes.

The degree of reliability of the frequency values of the second and third modes was high. The noticeable difference between the specimens with and without defects is the frequency of the second mode. For specimens with a defect, it is higher than about 32 %. In addition, a significant change in the 3rd mode shape with $MAC = 0.55$ (Fig. 5.4 b) has been found for specimens with a defect in the timber-concrete connection.

Changes can also be observed in the signal power spectrum. If the 3rd mode frequency, around 600 Hz for specimens without a defect, is dominant, then a low-level excitation can be observed at the 3rd mode frequency for specimens with the defect. An increase in the value of the 2nd mode frequency and the corresponding signal strength (at about 340 Hz) is observed for the specimens with defects (Fig. 5.5). Synthetic fibres PP Strux 90/40 were added to the concrete composition in an amount of 0.5 %, to some specimens. It was found that the fibres did not significantly affect the specimens' response to white noise during the experiment.

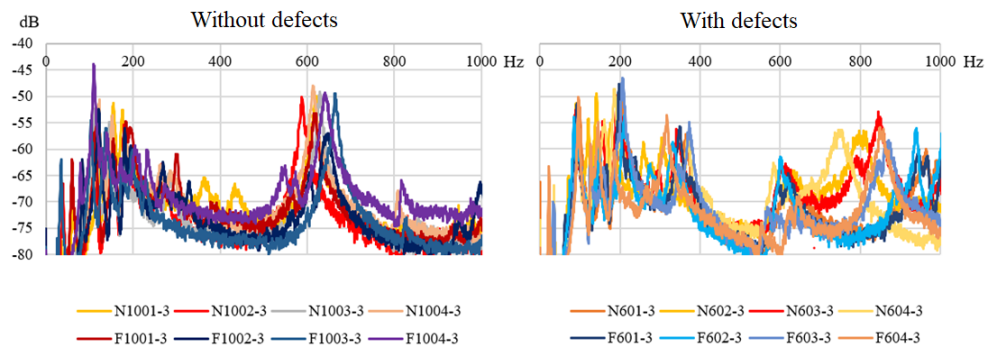


Fig. 5.5. Signal power spectrum (spectral densities) from all sensors.

Thus, the differences found in the modal analysis between the specimen series allow stating that damage in the rigid connection between the concrete and timber layers affects the responses and dynamic parameters of the TCC specimens. Therefore, under certain conditions, it is possible to effectively use operational modal analysis for assessing the quality of the timber-to-concrete connection and the presence of defects in TCC structures. The considered method allows non-destructive quality testing on a global scale, which can be especially relevant in high-volume production with large-sized structures when local inspection methods for defects would be time-consuming. By creating one reference structure that local failure inspection methods can test, the results of its modal analysis can be used as a reference for the other structures. Application of this method to monitoring during operation is difficult due to the type of use of the considered structure. TCC slabs are intended for use in floors, from which it follows that they will be regularly exposed to short-term and quasi-permanent loads, influencing and changing the design scheme compared to the initially built structure's reference state. It is necessary to ensure the same structure conditions to compare the structure's current modal parameters with the initial ones.

It is possible to use local non-destructive testing methods, which do not depend on the design scheme, to control the quality of the TCC rigid connection during structure operation. In the literature, there are studies on applying ultrasonic testing to separately concrete and

timber structures; still, it was not possible to find studies using ultrasound on timber-concrete composite structures. Since timber and concrete are different structural materials, laboratory testing of TCC specimens with a defect in the rigid connection has been carried out to clarify the expected results from local structural testing with ultrasound. A series of measurements have been performed on four small-sized specimens with embedded defects. Six measurements have been made for each specimen. The measurement locations can be seen in Fig. 5.6 a). Measurements are made on the specimen part without defects (1-1 and 2-2) and with defects (5-5 and 6-6), as well as on the border (4-4) and near the boundaries (3-3) between the parts with and without defects.

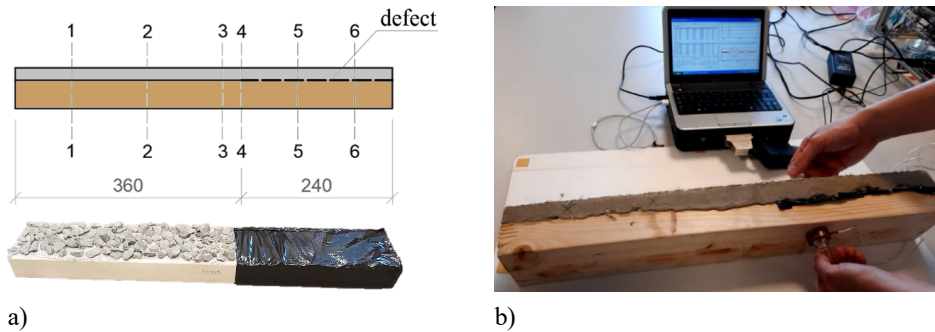


Fig. 5.6. a) Placement of measurement points along the specimen length and the creation of a specimen defect during its production; b) process of ultrasound testing.

The measurements were made with the experimental ultrasound apparatus and software developed at Riga Technical University (Fig. 5.6 b)) [129]. A single pulse characterized by a single period is sent. Still, due to the property of the ultrasound wave reflecting off the specimen's edges, the recorded signal consists of many periods that gradually decay. The successful application of ultrasonic testing for adhesive connection quality control is based on the acoustic impedance difference in different materials. Acoustic impedance Z characterizes the level of resistance of the material to the oscillations of ultrasonic waves. It can be calculated according to Formula (5.1).

$$Z = c \cdot \rho, \quad (5.1)$$

where c is the sound speed, m/s, and ρ is material density, kg/m³.

The higher the material density, the higher is the acoustic impedance value. When an ultrasound wave passes through one material and collides with the boundary of another material, part of the wave's energy is reflected, and part passes into the second material. How much energy will be reflected is affected by the acoustic resistance, or impedance, of the two materials. The reflection coefficient R as a percentage of the total wave energy can be calculated by Formula (5.2) for any two materials.

$$R = \left(\frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \right)^2 \cdot 100 \%, \quad (5.2)$$

where Z_1, Z_2 is the acoustic impedance of the first and the second material.

When a wave passes through concrete or timber and encounters the air, almost 100 % of the wave energy is reflected. This principle is the basis for ultrasonic detection of defects involving air gaps. The reflected energy at the concrete-timber boundary is up to 64 %. Around 36 % of the wave energy is transferred to the second material. A visual representation of this process can be seen in Fig. 5.7 a). The data of six measurements for one of the specimens, as a time dependence of the relative amplitude of the measured signal, are summarized in Fig. 5.7 b).

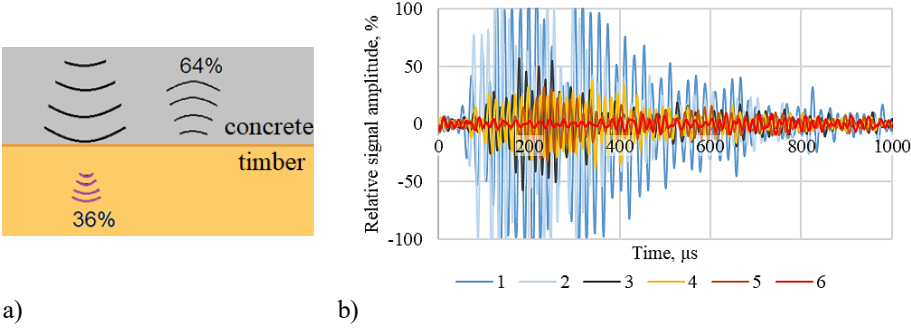


Fig. 5.7. a) Ultrasonic wave reflection and transition from concrete material to timber; b) measurement records from ultrasonic testing at different specimen locations (1–6 according to Fig. 5.6 a)).

Through a specimen part without a defect, far from the boundary where the defect starts, the ultrasonic signal passing through the specimen is strong and characterized by a large amplitude. Approaching the boundary with a defect, the maximum amplitude of the measured signal gradually decreases. On the other hand, in a place where a defect is pronounced, and there is no nearby place without a defect – the ultrasound signal does not pass through the connection of the two materials. The signal amplitude value does not reach 10 % of the maximum amplitude value at the signal transmission location without a defect. This amplitude value is mainly composed of the signal that spreads over the entire specimen and reflects from its edges and strays because the length of the specimen is not infinite. For larger specimen sizes, this amplitude percentage will be even lower. Thus, it is possible to successfully use ultrasonic testing for local quality control of a timber-concrete composite rigid connection made by the proposed chip method, despite a sufficiently high reflection coefficient of ultrasonic wave energy between concrete and timber.

During various laboratory experiments, there was contact with a dangerous, brittle type of collapse of the concrete layer by separating concrete pieces from the specimens. Experimental tests have been performed on TCC specimens with dispersed synthetic reinforcement in the concrete layer to make the collapse of TCC structures more plastic and safer for the surrounding environment. To verify whether the addition of fibres positively affected the collapse of TCC elements, laboratory testing of timber-concrete composite specimens with industrially produced CLT panels was performed. Two TCC specimens were made by the proposed stone chips method with and without dispersed reinforcement in the concrete layer.

The range of 40 to 100 is generally referred to as the recommended fibre length-to-diameter ratio [138]. On the other hand, adding synthetic polymer fibres from 0.4 % to 0.8 % can

strengthen the concrete matrix and achieve more effective crack control [139]. Therefore, for timber-concrete composite specimens with synthetic dispersed reinforcement, polypropylene macro fibres PP Strux 90/40 are added to the concrete composition in the amount of 0.5 % of the concrete volume.

The timber-concrete composite specimens with a span of 1.2 m have been tested in three-point bending until the collapse. The hydraulic loading equipment CONTROLS (Cat. C55G2) was used. Experimental load-displacement values are automatically fixed by connecting digital sensors to a computer (Fig. 5.8 a)). Fibres do not significantly impact the bearing capacity of the specimens (Fig. 5.8 b)).



Fig. 5.8. a) The process of loading TCC specimens in three-point bending; b) values of destructive loads for CLT-concrete specimens with and without fibres (1 and 2 – specimens without fibres; 3 and 4 – specimens with fibres).

The effect of using fibres in the collapse scenes of TCC specimens was obvious. TCC specimens with dispersed reinforcement are characterized by microcracks smaller than the thickness of a human hair (Fig. 5.9). When a crack appears, the concrete continues to work because the fibres can continue to transfer tensile stresses.



Fig. 5.9. Full failure scene, nature and development of cracks for TCC specimens: a) without fibres; b) with fibres.

Specimens with fibres were characterized by less brittle collapse, and they did not significantly change their appearance. The concrete layer cracks, but the slab generally does not lose its integrity, unlike specimens without fibres, which have the characteristic separation of concrete pieces from the timber slab. Thus, fibre concrete in TCC structures allows for maintaining the overall safety and integrity of the structure.

CONCLUSIONS

The goal and tasks set in the Thesis have been achieved. A sustainable and safe solution for an innovative timber-concrete composite structure characterized by the most effective synergy of composite materials and the rational use of materials has been developed.

As a result of the Doctoral research, the following main conclusions have been obtained:

1. A new production method of a rigid adhesive connection between timber and concrete layers has been developed, which ensures the full composite action of timber and concrete materials. The proposed stone chips method allows visual and mechanical control of the connection during the manufacture of the timber-to-concrete connection, is associated with a low risk of glue layer displacement, and ensures the natural bond formation between the concrete mass and the stone chips.
2. The obtained results prove a higher level of safety of the connection made by the stone chip methods compared to the timber-concrete connection made by the wet method. According to the proposed method, timber-concrete composite specimens in shear tests have shown a higher crushing load average value with a lower results variance.
3. A positive effect on the concrete mechanical properties near the connection from the granite chips used in the stone chips method, which fulfils the concrete aggregate role, has been proven. It has been determined that the crushing loads of timber-concrete composite specimens show an increase of up to 30 % at larger chip fractions (16–25 mm) compared to specimens with 2–5 mm and 5–8 mm fractions. It has been experimentally proven that the fraction's size hardly affects the load-displacement curve's behaviour. Thus, it has been concluded that the granite chips fraction does not play a significant role in the behaviour of the timber-concrete composite, as the serviceability limit state is usually decisive for these structures.
4. The methodology and software for quick determination of rational parameters of timber-concrete composite slabs with full composite action have been developed. Timber-concrete composite slabs have been recognized as an economically justified structural solution for use in both residential and office buildings compared to similar structural solutions without a concrete layer for all vibration quality classes. At a higher vibration quality class, CLT-concrete and plywood-concrete slabs have up to 44 % and 42 % lower cost factor values and 25 % and 33 % lower cross-section heights compared to analogous solutions without a concrete layer.
5. It has been determined that for use categories A and B, plywood-concrete slabs have an average of 66 % and 65 % lower cost factors, resulting in an average of 25 % and 29 % higher slab heights compared to CLT-concrete slabs. In the limits where the plywood-concrete solution can provide a similar CLT-concrete slab height, the cost factor reduction ranges from 18 % to 51 %.
6. Lower dispersion of the destructive load of the slabs at a lower proportion of timber material has been experimentally proven. The coefficient of variation for plywood-concrete slabs was 11 %, while for CLT-concrete specimens – 28 %.

7. In the laboratory experiments, it has been observed that timber-concrete composite structures produced by the dry method behave drastically different from the design-expected behaviour due to defects in the timber-to-concrete connection. According to the developed method of assessing the impact of defects, it was proven that defects that make up large continuous areas in the amount of 30 %, 40 %, and 50 % of the entire timber-concrete connection surface area are dangerous and result in respectively, 24 %, 72 %, and 137 % for higher deflections than for 100 % quality connection. In terms of area, small defects (with a length of up to 10 % of the specimen length), even with a large total amount (up to 75 % of the entire connection surface area), do not significantly affect the energy absorption of the timber-concrete composite structure. In addition, according to laboratory tests, large-sized defects in the timber-to-concrete connection affect the structure's response to dynamic loads by changing the dynamic parameters of the structure, such as mode shapes and natural frequency values.
8. The operational modal analysis was approved and recognized as effective for the global assessment of timber-concrete composite structures for defects in the connection between composite layers. Significant differences in the dynamic parameters of the timber-concrete composite specimens with and without a defect in the connection have been found in the experiments. A substantial change in the 3rd mode shape (the statistical measure used to compare the mode shapes – MAC = 0.55) due to the connection defect has been determined during experiments for the test specimens.
9. The solution for the problem of timber-concrete composite connection quality control has been offered. The ultrasonic testing has been approved and recognized as effective for local testing of timber-concrete connections made by the stone chips method. Despite the almost 10-fold difference in acoustic impedances of concrete material and timber in the radial direction, 36 % of the energy from the ultrasonic wave passing from one material to the other is sufficient to analyze the quality of the timber-concrete connection successfully. If the maximum amplitude of the measured signal at a high-quality adhesive connection is assumed to be 100 %, then this value gradually decreases to 30–60 % in the vicinity of the defect. In the case of a large and continuous defect, the measured signal corresponds to noise, and its maximum amplitude is below 10 %.
10. The positive effect on the safety of the timber-concrete composite structure from adding polypropylene fibres with an aspect ratio of 90 in the amount of 0.5 % to the concrete composition was experimentally proven. During the laboratory testing were determined: a reduction in the brittleness of the concrete layer without traditional steel reinforcement; stress distribution, which in the case of crack development resulted in small cracks with a small opening; as well as preservation of the integrity of the concrete layer with the timber layer, in case of a complete collapse of the timber-concrete composite structure.

PROMOCIJAS DARBĀ IZMANTOTĀS LITERATŪRAS SARAKSTS / LIST OF REFERENCES OF THE DOCTORAL THESIS

- [1] G. Pijaudier-Cabot and J. Mazars, "Damage Models for Concrete," in *Jean Lemaitre Handbook of Materials Behavior Models*, 2, Elsevier, 2001, pp. 500–512.
- [2] R. Destro et al., "Structural and thermal behaviour of a timber-concrete prefabricated composite wall system," *Energy Procedia*, vol. 78, p. 2730–2735, 2015.
- [3] W. Winter et al., "Development of prefabricated timber-steel-concrete ribbed decks," *WCTE 2016 – World Conference on Timber Engineering*, 2016.
- [4] R. Selle, K. Holschemacher and B. Heiden, "An alternative approach for hybrid floors made of timber and concrete (TCCS)," *10th International Conference Modern Building Materials, Structures and Techniques*, p. 7716, 2010.
- [5] K. Holschemacher and H. Kieslich, "Retrofitting of timber beam ceilings with the timber-concrete composite construction," *Advanced Materials Research*, pp. 1095–1100, 2010.
- [6] J. Rodrigues, A. Dias, and P. Providência, "Timber-concrete composite bridges: State-of-the-art review," *BioResources*, pp. 6630–6649, 2013.
- [7] A. Dias, J. Skinner, K. Crews, and T. Tannert, "Timber-concrete-composites increasing the use of timber in construction," *European Journal of Wood and Wood Products*, vol. 74, 2016.
- [8] B. Falk, "Wood as a sustainable building material," *Forest Product Journal*, vol. 59, pp. 6–12, 2009.
- [9] K. Conroy, M. Riggio and C. Knowles, "Perceptions of the Environmental and Health Impacts of Wood Product Use in Buildings: A Survey Among Architects on the United States West Coast," *BioProducts Business*, pp. 109–124, 2019.
- [10] V. Bajzecerova and J. Kanocz, "The effect of environment on timber-concrete composite bridge deck," *Procedia Engineering*, vol. 156, pp. 32–39, 2016.
- [11] V. Bajzecerová, "Bending Stiffness of CLT-Concrete Composite Members – Comparison of Simplified Calculation Methods," *Procedia Engineering*, pp. 15–20, 2017.
- [12] M. V. Gravit, D. Serdjuks, A. V. Bardin, V. Prusakov and K. Buka-Vaivade, "Fire design methods for structures with timber framework," *Magazine of Civil Engineering*, vol. 85, pp. 92–106, 2019.
- [13] J. Natterer, "A way to sustainable architecture by new technologies for engineered timber structures," *Proceedings of the World Conference on Timber Engineering (WCTE 2004)*, 2004.

- [14] P. Croce, M. Beconcini, P. Formichi, F. Landi and D. Cardella, "Fatigue behaviour of composite timber-concrete beams," *Procedia Structural Integrity*, vol. 11, pp. 363–370, 2018.
- [15] E. Ferrier, P. Labossière and K. Neale, "Modelling the bending behaviour of a new hybrid glulam beam reinforced with FRP and ultra-high-performance concrete," *Applied Mathematical Modelling*, vol. 36, pp. 3883–3902, 2012.
- [16] T. El-Salakawy and A. Gamal, "Behavior of strengthened Timber Concrete Composite under axial loads," *Case Studies in Construction Materials*, vol. 14, p. e00497, 2021.
- [17] K. Holschemacher and H. Kieslich, "Recent developments in timber-concrete composite," *CLEM+CIMAD 2017*, 2017.
- [18] M. Haiman and N. Turčić, "Timber-lightweight aggregate composite floor structure," *Materials Science Forum 730-732*, pp. 486–491, 2012.
- [19] L. Jorge, J. Schänzlin, S. Lopes, H. Cruz and U. Kuhlmann, "Time-dependent behaviour of timber lightweight concrete composite floors," *Engineering Structures*, vol. 32, pp. 3966–3973, 2010.
- [20] S. Deresa, J. Xu, C. Demartino, G. Minafò and G. Camarda, "Static Performances of Timber- and Bamboo-Concrete Composite Beams: A Critical Review of Experimental Results," *The Open Construction & Building Technology Journal*, no. 15, pp. 17–54, 2021.
- [21] P. Richard, Z. Liu, T. Descamps and K. Sikora, "Effect of concrete modification on shear of connections for timber-concrete composites," *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings*, vol. 173, pp. 1–38, 2020.
- [22] K. Sikora and Z. Liu, "Shear strength of different connection and concrete types for Timber Concrete Composites (TCC)," *WCTE 2018 – World Conference on Timber Engineering*, 2018.
- [23] V. Mechtcherine, "Use of superabsorbent polymers (SAP) as concrete additive," *RILEM Technical Letters*, vol. 1, pp. 81–87, 2016.
- [24] M. Sai KUMAR, N. SHEKAR and B. Anjan, "Use of super absorbent polymer in concrete," *International Journal of Emerging Trends in Engineering and Development*, vol. 8, pp. 15–21, 2018.
- [25] C. Schröfl, V. Mechtcherine and M. Gorges, "Relation between the molecular structure and the efficiency of superabsorbent polymers (SAP) as concrete admixture to mitigate autogenous shrinkage," *Cement and Concrete Research*, vol. 42, pp. 856–873, 2012.
- [26] E. Augeard, E. Ferrier and L. Michel, "Mechanical behavior of timber-concrete composite members under cyclic loading and creep," *Engineering Structures*, vol. 210, p. 110289, 2020.
- [27] CEN, prCEN/TS Eurocode 5: Design of Timber Structures – Structural design of timber-concrete composite structures – Common rules and rules for buildings, Brussels: CEN/TC 250, 2019.

- [28] K. Holschemacher, S. Klotz and D. Weisse, “Application of Steel Fibre Reinforced Concrete for Timber-Concrete Composite Constructions,” *Lacer*, pp. 161–170, 2002.
- [29] S. Lamothe, L. Sorelli, P. Blanchet and P. Galimard, “Engineering ductile notch connections for composite floors made of laminated timber and high or ultra-high performance fiber reinforced concrete,” *Engineering Structures*, vol. 211, p. 110415, 2020.
- [30] A. Jansson, M. Flansbjer, I. Löfgren, K. Lundgren and K. Gylltoft, “Experimental investigation of surface crack initiation, propagation and tension stiffening in self-compacting steel-fibre-reinforced concrete,” *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 8, no. 45, pp. 1127–1143, 2012.
- [31] M. Yusof, N. Nor, M. Zain, N. Peng, A. Ismail, R. Sohaimi and A. Zaidi, “Mechanical properties of hybrid steel fibre reinforced concrete with different aspect ratio,” *Australian Journal of Basic and Applied Sciences*, vol. 7, no. 5, pp. 159–166, 2011.
- [32] R. Olivito and F. Zuccarello, “An experimental study on the tensile strength of steel fiber reinforced concrete,” *Composites: Part B*, no. 41, pp. 246–255, 2010.
- [33] H. Singh, *Steel Fiber Reinforced Concrete Behavior, Modelling and Design.*, Ludhiana: Springer, 2017, p. 172.
- [34] M. Kazemi, H. Golsorkhtabar, M. Beygi and M. Gholamitabar, “Fracture properties of steel fiber reinforced high strength concrete using work of fracture and size effect methods,” *Construction and Building Materials*, no. 142, pp. 482–489, 2017.
- [35] E. Vougioukas and M. Papadatou, “A model for the prediction of the tensile strength of fiber-reinforced concrete members, before and after cracking,” *Fibers*, vol. 3, no. 5, p. 27, 2017.
- [36] T. Simões, C. Octávio, J. Valença, H. Costa, D. Dias-da-Costa and E. Júlio, “Influence of concrete strength and steel fibre geometry on the fibre/matrix interface,” *Composites Part B: Engineering*, no. 122, pp. 156–164, 2017.
- [37] A. Abdul-Razzak and A. Mohammed Ali, “Modelling and numerical simulation of high strength fibre reinforced concrete corbels,” *Applied Mathematical Modelling*, no. 35, pp. 2901–2915, 2011.
- [38] P. Bhargava, U. Sharma and S. Kaushik, “Compressive stress-strain behavior of small scale steel fibre reinforced high strength concrete cylinders,” *Journal of Advanced Concrete Technology*, vol. 1, no. 4, pp. 109–121, 2006.
- [39] J. Walraven et al., *fib Model Code for Concrete Structures 2010*, Berlin: John Wiley & Sons, 2013.
- [40] M. Vavruš, P. Koteš and A. Tamrazyan, “Numerical analysis of strengthening concrete columns by high performance fibre concrete,” *MATEC Web of Conferences*, no. 196, p. 02034, 2018.
- [41] A. Frangi and M. Fontana, “Elasto-plastic model for timber-concrete composite beams with ductile connection,” *Structural Engineering International: Journal of the*

- International Association for Bridge and Structural Engineering (IABSE)*, vol. 13, pp. 47–57, 2003.
- [42] A. Dias, J. Schänzlin and P. Dietsch, Design of timber-concrete composite structures, Aachen: Shaker Verlag GmbH, 2018.
- [43] M. Fragiacommo and E. Lukaszewska, “Development of prefabricated timber-concrete composite floor systems.,” *Proceedings of the Institution of Civil Engineers: Structures and Buildings*, vol. 164, pp. 117–129, 2011.
- [44] M. Van Der Linden, “Timber-concrete composite beams,” *Heron*, pp. 215–239, 1999.
- [45] M. Fragiacommo, A. Gregori, J. Xue, C. Demartino and M. Toso, “Timber-concrete composite bridges: Three case studies,” *Journal of Traffic and Transportation Engineering (English Edition)*, vol. 5, pp. 429–438, 2018.
- [46] D. Yeoh, M. Fragiacommo, M. De Franceschi and A. Buchanan, “Experimental Tests of Notched and Plate Connectors for LVL-Concrete Composite Beams,” *Journal of Structural Engineering*, pp. 261–269, 2011.
- [47] BS EN 26891:1991 – Timber structures. Joints made with mechanical fasteners. General principles for the determination of strength and deformation characteristics, Brussels: European Committee for Standardization, 1991.
- [48] J. Miotto and A. Dias, “Glulam-concrete composites: Experimental investigation into the connection system,” *Materials Research*, 2011.
- [49] A. Ceccotti, “Composite concrete-timber structures,” *Progress in Structural Engineering and Materials*, vol. 4, pp. 264–275, 2002.
- [50] L. Collins, Timber-concrete composite: an alternative composite floor system. (Master Thesis), Kansas: Kansas State University, 2020.
- [51] D. E. C. Yeoh, Behavior and design of timber-concrete composite floor system. Doctor thesis., Christchurch: University of Canterbury, 2010.
- [52] Z. Balogh and R. Gutkowski, “Modeling of shear transfer in wood-concrete notch-connections,” *10th World Conference on Timber Engineering 2008*, 2008 .
- [53] A. Dias, Mechanical behaviour of timberconcrete joints. Doctoral Thesi, Coimbra: University of Coimbra, 2005.
- [54] E. Lukaszewska, M. Fragiacommo and H. Johnsson, "Laboratory Tests and Numerical Analyses of Prefabricated Timber-Concrete Composite Floors," *Journal of Structural Engineering*, vol. 136, pp. 46–55, 2010.
- [55] J. Negrão, F. Oliveira and C. Oliveira, “Investigation on timber-concrete glued composites,” *9th World Conference on Timber Engineering 2006, WCTE 2006*, 2006.
- [56] S. Kostic, V. Merk, J. Berg, P. Hass, I. Burgert and E. Cabane, “Timber-mortar composites: The effect of sol-gel surface modification on the wood-adhesive interface,” *Composite Structures*, vol. 201, pp. 828–833, 2018.

- [57] L. Eisenhut, W. Seim and S. Kühlborn, “Adhesive-bonded timber-concrete composites – Experimental and numerical investigation of hygrothermal effects,” *Engineering Structures*, no. 125, pp. 167–178, 2016.
- [58] EN 1995-1-1 Eurocode 5: Design of timber structures – Part 1-1: General – Common rules and rules for buildings, Brussels: CEN, 2004.
- [59] T. Tannert, B. Endacott, M. Brunner and T. Vallée, “Long-term performance of adhesively bonded timber-concrete composites,” *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 72, pp. 51–61, 2017.
- [60] T. Tannert, A. Gerber and T. Vallee, “Hybrid adhesively bonded timber-concrete-composite floors,” *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 97, p. 102490, 2020.
- [61] A. Ceccotti, M. Fragiaco and S. Giordano, “Behaviour of a timber-concrete composite beam with glued connection at strength limit state,” *9th World Conference on Timber Engineering 2006, WCTE 2006*, 2006.
- [62] N. Khorsandnia, H. Valipour, R. Shrestha, C. Gerber and K. Crews, “Review on long-term behaviour of timber-concrete composite floors,” *From Materials to Structures: Advancement Through Innovation – Proceedings of the 22nd Australasian Conference*, pp. 1053–1058, 2013.
- [63] A. Ceccotti, M. Fragiaco and S. Giordano, “Long-term and collapse tests on a timber-concrete composite beam with glued-in connection,” *Materials and Structures/Materiaux et Constructions*, vol. 40, pp. 15–25, 2007.
- [64] Q. Fu, L. Yan, T. Ning, B. Wang and B. Kasal, “Interfacial bond behavior between wood chip concrete and engineered timber glued by various adhesives,” *Construction and Building Materials*, vol. 238, p. 117743, 2020.
- [65] S. Kostić, S. Meier, E. Cabane and I. Burgert, “Enhancing the performance of beech-timber concrete hybrids by a wood surface pre-treatment using sol-gel chemistry,” *Heliyon*, vol. 4, p. e00762, 2018.
- [66] Q. Fu, L. Yan, T. Ning, B. Wang and B. Kasal, “Behavior of adhesively bonded engineered wood – Wood chip concrete composite decks: Experimental and analytical studies,” *Construction and Building Materials*, vol. 247, p. 118578, 2020.
- [67] J. Kanócz and V. Bajzecerová, “Timber – Concrete composite elements with various composite connections part 3: Adhesive connection,” *Wood Research*, vol. 60, pp. 939–952, 2015.
- [68] J. Daňková, P. Mec and T. Majstříková, “Stiffness analysis of glued connection of the timber-concrete structure,” *Open Engineering*, vol. 6, pp. 241–246, 2016.
- [69] EN 1990: Eurocode – Basis of structural design, Brussels: CEN, 2002.
- [70] S. Gagnon and C. Pirvu, CLT handbook : cross-laminated timber, Quebec: FPInnovations, 2011.

- [71] I. Christovasilis, M. Brunetti, M. Follesa, M. Nocetti and D. Vassallo, "Evaluation of the Mechanical Properties of Cross Laminated Timber with Elementary Beam Theories," *Construction and Building Materials*, no. 112, pp. 202–213, 2016.
- [72] K. Buka-Vaivade, D. Serdjuks, V. Goremikins, L. Pakrastins and N. Vatin, "Suspension structure with cross-laminated timber deck panels," *Magazine of Civil Engineering*, vol. 7, no. 83, p. 126–135, 2018.
- [73] K. Buka-Vaivade, D. Serdjuks, V. Goremikins, A. Vilguts and L. Pakrastins, "Experimental Verification of Design Procedure for Elements from Cross-laminated Timber," *Procedia Engineering*, no. 172, pp. 1212–1219, 2017.
- [74] R. Rikards and A. Čate, *Galīgo elementu metode*, Rīga: RTU izdevniecība, 2001.
- [75] RFEM 5. Spatial Models Calculated According to Finite Element Method. User Manual, Tiefenbach: Dlubal Software GmbH, 2020.
- [76] S. Li, E. Sitnikova, Y. Liang and A. Kaddour, "The Tsai-Wu failure criterion rationalised in the context of UD composites," *Composites: Part A*, vol. 102, pp. 207–217, 2017.
- [77] J. Sliseris, "Numerical analysis of reinforced concrete structures with oriented steel fibers and re-bars," *Engineering Fracture Mechanics*, no. 194, pp. 337–349, 2018.
- [78] B. Kuhn, "Nonlinear Material Model Damage," Dlubal Software GmbH, Tiefenbach, 2017.
- [79] Y. Kong, C. Bennett and C. Hyde, "A review of non-destructive testing techniques for the in-situ investigation of fretting fatigue cracks," *Materials & Design*, vol. 196, p. 109093, 2020.
- [80] S. Gholizadeh, "A review of non-destructive testing methods of composite materials," *Procedia Structural Integrity*, vol. 1, pp. 50–57, 2016.
- [81] J. Zhao, T. Liu and Y. Wang, "Static Test Analysis of a Bridge Structure in Civil Engineering," *Systems Engineering Procedia*, vol. 1, pp. 10–15, 2011.
- [82] J. Brozovsky, "Comparison of compressive strenghts of concrete testing by different of sclerometers," *Procedia Engineering*, pp. 254–259, 2013.
- [83] R. Kowalski and J. Wróblewska, "Application of a sclerometer to the preliminary assessment of concrete quality in structures after fire," *Arcives of Civil Engineering*, vol. 64, pp. 171–186, 2018.
- [84] J. Shamim, J. Abu Sayed and P. Bhowmik, "Design of a Model Dynamic Load Testing Machine," *International Conference on Mechanical, Industrial and Energy Engineering*, pp. MIE12-064, 2012.
- [85] S. Satapathy, F. Stefani and A. Saenz, "Crack tip behavior under pulsed electromagnetic loading," *IEEE Transactions on Magnetics*, pp. 106–110, 2005.
- [86] T. Wang, O. Celik, F. Necati Catbas and L. Zhang, "Practical calibration techniques for the modal impact hammer," *Conference Proceedings of the Society for Experimental Mechanics Series*, 2015.

- [87] C. Zhu, H. Huang, H. Liu, C. Song, F. Ma and Z. Liu, “On-line vibration monitoring and diagnosing of a multi-megawatt wind turbine gearbox,” *International Gear Conference 2014: 26th–28th August 2014, Lyon*, pp. 1089–1098, 2014.
- [88] C.-S. Lin and Y.-X. Wu, “Response-Only Parametric Estimation of Structural Systems Using a Modified Stochastic Subspace Identification Technique,” *Applied Sciences*, vol. 11, p. 11751, 2021.
- [89] I. G. Araújo and J. E. Laier, “Operational modal analysis using SVD of power spectral density transmissibility matrices,” *Mechanical Systems and Signal Processing*, vol. 1, no. 46, pp. 129–145, 2014.
- [90] M. Fontan and L. Guerineau, “A new SHM strategy using in situ modal analysis processing to monitor civil engineering structures,” *Proceedings of the 10th International Conference on Structural Health Monitoring of Intelligent Infrastructure, SHMII 10, Porto, Portugal, 30 June–2 July 2021*, pp. 1–6, 2021.
- [91] X. Lu, X. He, H. Chen and R. Zheng, “Operational modal parameter identification with colored noise excitation,” *Chinese Journal of Aeronautics*, no. 34, pp. 288–300, 2021.
- [92] F. Zahid, O. Chao and S. Khoo, “A review of operational modal analysis techniques for in-service modal identification,” *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, vol. 8, no. 42, 2020.
- [93] E. Di Lorenzo and e. al., “Dynamic Characterization of Wind Turbine Gearboxes Using Order-Based Modal Analysis,” *Proceedings of International Conference on Noise and Vibration Engineering (Isma2014) And International Conference on Uncertainty in Structural Dynamics (USD2014)*, p. 4349–4362, 2014.
- [94] L. Aenlle and R. Brincker, “Basic concepts of modal scaling,” *VIII International Operational Modal Analysis Conference 2019 May12–14 Copenhagen*, 2019.
- [95] M. Aenlle and R. Brincker, “Modal scaling in operational modal analysis using a finite element model,” *International Journal of Mechanical Sciences*, no. 76, pp. 86–101, 2013.
- [96] A. Kita, N. Cavalagli, I. Venanzi, and F. Ubertini, “A new method for earthquake-induced damage identification in historic masonry towers combining OMA and IDA,” *Bulletin of Earthquake Engineering*, no. 19, pp. 5307–5337, 2021.
- [97] W. Guo, H. Xu, Z. Liu, and J. Shi, “Ultrasonic technique for testing cold welding of butt-fusion joints in polyethylene pipe,” *Proceedings of the ASME 2013 Pressure Vessels & Piping Division Conference*, p. 97205, 2013.
- [98] R. Vasiljevs, D. Serdjuks, J. Gerasimova, K. Buka-Vaivade, and A. Orhun Erüz, “Behaviour of Timber-Concrete Joints in Hybrid Members Subjected to Flexure,” *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, no. 660, p. 012050, 2019.

- [99] K. Buka-Vaivade, D. Serdjuks, R. Vasiljevs, J. Gerasimova, L. Pakrastins, and I. Mierins, "Behaviours of timber-concrete composite members," *Forum Wood Building Baltic 2021*, pp. 1–2, 2021.
- [100] EN 1992-1-1 Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-1 : General rules and rules for buildings, Brussels: CEN, 2004.
- [101] Materiāla apraksts. Sikadur-330 Divkomponentu epoksīdu impregnēšanas sveķi, Rīga: Sika Baltic SIA, 2010.
- [102] Carboplate. Ekstrudēta oglekļa šķiedras loksne ar aizsargplēvi no abām pusēm, Mapei, 2021.
- [103] T. Al-Attar, "A quantitative evaluation of bond strength between coarse aggregate and cement mortar in concrete," *European Scientific Journal*, vol. 6, no. 9, pp. 54–69, 2013.
- [104] J. Weerheijm and K. Van Breugel, "Introduction to concrete: A resilient material system. In: Understanding the Tensile Properties of Concrete," in *Understanding the Tensile Properties of Concrete*, Woodhead Publishing, 2013, pp. 1–15.
- [105] K. Buka-Vaivade, D. Serdjuks, A. Podkoritovs, L. Pakrastins, and V. Mironovs, "Rigid connection with granite chips in the timber-concrete composite," *Environment Technology Resources Proceedings of the International Scientific and Practical Conference*, 2021.
- [106] A. B. A. Deiaf, "Bonding between Aggregates and Cement Pastes in Concrete," *Journal of Civil Engineering and Architecture*, no. 10, pp. 353–358, 2016.
- [107] R. Vasiljevs, D. Serdjuks, K. Buka-Vaivade, A. Podkoritovs, and N. Vatin, "Load-carrying capacity of timber-concrete composite panels," *Magazine of Civil Engineering*, vol. 1, no. 93, pp. 60–70, 2020.
- [108] M. Ulas, K. Alyamac, and Z. Ulucan, "Effects of aggregate grading on the properties of steel fibre-reinforced concrete," *IOP Conference Series Materials Science and Engineering*, vol. 1, no. 246, p. 012015, 2017.
- [109] V. O. Okonkwo and E. Arinze, "Effects of Aggregate Gradation on the Properties of Concrete Made From Granite Chippings," *International Journal of Advancements in Research & Technology*, vol. 4, no. 12, pp. 17–20, 2015.
- [110] G. He, L. Xie, X. Wang, J. Yi, L. Peng, Z. Chen, P. Gustafsson, and R. Crocetti, "Shear Behavior Study on Timber-Concrete Composite Structures with Bolts," *Bioresources*, vol. 4, no. 11, pp. 9205–9218, 2016.
- [111] A. Khokhar, H. Zhang, and D. Ridley-Ellis, "The shear strength, and failure modes, of timber joists obtained from the torsion test method," *World conference on timber engineering 2010*, pp. 1–8, 2010.
- [112] C. Brown, "Coefficient of Variation," in *Applied Multivariate Statistics in Geohydrology and Related Sciences*, Berlin, Springer, 1998, pp. 155–157.
- [113] K. Crews, S. John, C. Gerber, A. Buchanan, T. Smith, and S. Pampanin, "Innovative engineered timber building systems for non-residential applications, utilising timber

concrete composite flooring capable of spanning up to 8 to 10m,” Forest & Wood Products Australia Limited, Melbourne, 2010.

- [114] H. Movaffaghi, J. Pyykkö, and I. Yitmen, “Value-driven design approach for optimal long-span timber-concrete composite floor in multi-storey wooden residential buildings,” *Civil Engineering and Environmental Systems*, vol. 3, no. 37, pp. 100–116, 2020.
- [115] C. Huber and K. Deix, “Comparison of calculation methods of elastic bonding: limits of the gamma method using an example of a wood-concrete composite floor with single loads,” *Materials*, vol. 14, p. 7211, 2021.
- [116] J. Negrao and L. Jorge, “CLT Structures for Long Span Floors and Roofs – Optimizing the Cross-Section Properties,” *Proceedings of the 41st IAHS World Congress*, p. 11, 2016.
- [117] J. Majer, N. Vavřínová, K. Stejskalová, and L. Pentková, “Software for the Multi-Criteria Design of the External Walls Based on User Priority,” *Buildings*, vol. 12, p. 647, 2022.
- [118] S. Kravanja and T. Žula, “Cost Optimization of Structures in Civil Engineering,” in *Proceedings of the Proceedings of the New Developments in Structural Engineering and Construction*, Singapore, 2013, pp. 1325–1330.
- [119] E. Karacabeyli and S. Gagnon, Canadian CLT Handbook 2019 edition, Pointe-Claire: FPInnovations, 2019.
- [120] P. t. SC5.T3, EN 1995-1-1 Vibrations, CEN, 2019.
- [121] W. Laghari, M. Baloch, M. Mengal, and S. Shah, “Performance Analysis of Analog Butterworth Low Pass Filter as Compared to Chebyshev Type-I Filter, Chebyshev Type-II Filter and Elliptical Filter,” *Circuits and Systems*, no. 5, pp. 209–216, 2014.
- [122] S. Gade and H. Herlufsen, “Use of Weighting Functions in DFT/FFT Analysis (Part I),” *B&K Technical Review “Windows to FFT Analysis (Part I)”*, vol. 3, pp. 1–28, 1987.
- [123] D. Jwo, I. Wu, and Y. Chang, “Windowing Design and Performance Assessment for Mitigation of Spectrum Leakage,” *E3S Web of Conferences*, no. 94, p. 03001, 2019.
- [124] J. Antoni and J. Schoukens, “Optimal Settings for Measuring Frequency Response Functions With Weighted Overlapped Segment Averaging,” *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement*, vol. 9, no. 58, pp. 3276–3287, 2009.
- [125] The Fundamentals of Modal Testing. Application Note 243 – 3., U.S.A.: Agilent Technologies, 2000.
- [126] R. Brincker, “Some Elements of Operational Modal Analysis,” *Shock and Vibration. International Conference on Structural Engineering Dynamics 2013*, no. 2014, p. 325839, 2014.

- [127] B. Greiner, Operational Modal Analysis and its Application for SOFIA Telescope Assembly Vibration Measurements, Dezember: Institut für Raumfahrtssysteme, Universität Stuttgart, 2009.
- [128] G. Storti, L. Carrer, F. Silva Tuckmantel, T. Machado, K. Cavalca, and N. Bachschmid, “Simulating application of operational modal analysis to a test rig,” *Mechanical Systems and Signal Processing*, no. 153, p. 107529, 2021.
- [129] A. Tatarinov, A. Rumjancevs, and V. Mironovs, “Assessment of cracks in pre-stressed concrete railway sleepers by ultrasonic testing,” *Procedia Computer Science*, no. 149, pp. 324–330, 2019.
- [130] T. Lofqvist, J. Delsing, and K. Sokas, “Speed of sound measurements in humid air using an ultrasonic flow meter,” *Proceedings, XVII IMEKO World Congress, June 22–27, 2003, Dubrovnik, Croatia*, p. TC12, 2003.
- [131] D. Vijayakumar, O. Prakash, and R. Sharma, “Estimation of Air Density and its importance in Barometric Pressure Measurements,” *ADMET 2012*, p. PM 002, 2012.
- [132] M. Krause, U. Dackermann, and J. Li, “Elastic wave modes for the assessment of structural timber: Ultrasonic echo for building elements and guided waves for pole and pile structures,” *Journal of Civil Structural Health Monitoring*, vol. 2, no. 5, pp. 221–249, 2014.
- [133] V. Kachanov, I. Sokolov, R. Kontsov, S. Lebedev, and S. Fedorenko, “Ultrasonic wave velocity measurement in concrete using the impact-echo method,” *Insight – Non-Destructive Testing and Condition Monitoring*, vol. 1, no. 61, pp. 15–19, 2019.
- [134] E. K. Z. Balanji, M. N. Sheikh, and M. N. S. Hadi, “Behavior of hybrid steel fiber reinforced high strength concrete,” *Proceedings of the First European and Mediterranean Structural Engineering and Construction Conference*, pp. 29–34, 2016.
- [135] Savita, S. Shwetha, Malanbi, Shweta, Saksheshwari and K. Manjunath, “Experimental Study on Strength Parameters of Steel Fiber Reinforced Concrete using GI Wire & Fly Ash,” *International Research Journal of Engineering and Technology*, vol. 5, no. 5, pp. 3271–3277, 2018.
- [136] K. Marar, Ö. Eren, and I. Yitmen, “Compression specific toughness of normal strength steel fiber reinforced concrete (NSSFRC) and high strength steel fiber reinforced concrete (HSSFRC),” *Materials Research*, vol. 2, no. 14, pp. 239–247, 2011.
- [137] R. Neves and J. De Fernandes Almeida, “Compressive behaviour of steel fibre reinforced concrete,” *Structural Concrete*, vol. 6, no. 1–8, p. 1, 2005.
- [138] M. Akio, O. Masaki, M. Mitsuro, and Y. Junichi, “Synthetic fiber suited for use in reinforcing cement mortar or concrete and cement composition containing same”. European Patent Office Patent EP0286112A2, 1987.
- [139] M. Chaudhary, V. Srivastava, and V. Agarwal, “Effect of waste low density polyethylene on mechanical properties of concrete,” *Journal of Academia and Industrial Research*, vol. 3, no. 3, pp. 123–126, 2014.



Karīna Buka-Vaivade dzimusi 1992. gada 4. novembrī Daugavpilī. Rīgas Tehniskās universitātes (RTU) Būvniecības inženierzinātņu fakultātē (BIF) ieguvusi inženiera kvalifikāciju un profesionālo bakalaura grādu (2016) un profesionālā maģistra grādu (2017) būvniecībā. 2016. gadā sākusi zinātnisko darbu RTU BIF Būvkonstrukciju inženierzinātņu institūtā, ir darba pieredze valsts pētījumu programmas, Eiropas Reģionālās attīstības fonda un Latvijas Zinātnes padomes projektos. Pašreizējais amats – pētniece.

Karīna Buka-Vaivade was born on November 4, 1992, in Daugavpils, Latvia. In 2016, she obtained a civil engineer qualification and a Professional Bachelor's degree in Civil Engineering and in 2017, a Professional Master's degree in Civil Engineering from Riga Technical University. After obtaining a Professional Bachelor's degree, Karina Buka-Vaivade started scientific work at the Institute of Structural Engineering of Riga Technical University. She has worked on the projects of the National Research Program, the European Regional Development Fund and the Latvian Council of Science. She is currently a researcher at Riga Technical University.