



TALLINNA TEHNIKAÜLIKOOL
INSENERITEADUSKOND

Ehituse ja arhitektuuri instituut
Ehituskonstruksioonide uurimisrühm

RISTKIHTLIIMPUIDUST JÄIKUSSEINTE EKSPERIMENTAALNE UURIMINE

EXPERIMENTAL INVESTIGATION OF CROSS LAMINATED TIMBER
SHEAR WALLS

MAGISTRITÖÖ

Üliõpilane: **Lauri Rauk**

Üliõpilaskood: **144445**

Juhendaja: **Lektor Eero Tuhkanen**

Tallinn 2019

AUTORIDEKLARATSIOON

Olen koostanud lõputöö iseseisvalt.

Lõputöö alusel ei ole varem kutse- või teaduskraadi või inseneridiplomit taotletud. Kõik töö koostamisel kasutatud teiste autorite tööd, olulised seisukohad, kirjandusallikatest ja mujalt pärinevad andmed on viidatud.

“.....” 201.....

Autor:

/ allkiri /

Töö vastab bakalaureusetöö/magistritööle esitatud nõuetele

“.....” 201.....

Juhendaja:

/ allkiri /

Kaitsmisele lubatud

“.....”201... .

Kaitsmiskomisjoni esimees

/ nimi ja allkiri /

Ehituse ja arhitektuuri insituut

LÕPUTÖÖ ÜLESANNE

Üliõpilane: Lauri Rauk, 144445

Õppekava, peeriala: EAEI Ehitustehnika

Juhendaja: Lektor, Eero Tuhkanen, 6202409

Lõputöö teema:

(eesti keeles) Ristkihtliimpuidust jäikusseinte eksperimentaalne uurimine

(inglise keeles) Experimental investigation of cross laminated timber shear walls

Lõputöö põhieesmärgid:

1. Katseseinte deformatsiivsete omaduste hindamine lähtuvalt kahelõikeliste puurnaaglite liitegruppide paiknemisest
2. Valitud arvutusmodelite valideerimine katsetatud seinte alusel
3. Vertikaalkoormuseta jäikusseinte toimivuse hindamine

Lõputöö etapid ja ajakava:

Nr	Ülesande kirjeldus	Tähtaeg
1.	Arvutusmodelite valik ja nende põhjal esmased kandevõime hinnangud katseseintele	10.12.18
2.	Katseseinte montaaž ja koormamine	04.01.19
3.	Andmetöötlus ja katsetulemuste esitamine	17.03.19
4.	Arvutusmodelite valideerimine	19.04.19
5.	Katse ja arvutustulemuste võrdlus ning järelduste tegemine	03.05.19
6.	Diplomitöö vormistamine	15.05.19

Töö keel: eesti keel

Lõputöö esitamise tähtaeg: "28" mai 2018 a

Üliõpilane: Lauri Rauk

".....".....201....a

/allkiri/

Juhendaja: lektor Eero Tuhkanen

".....".....201....a

/allkiri

SISUKORD

1.	EESSÖNA	6
2.	MÕISTETE JA TÄHISTE LOETELU	7
2.1.	Mõisted	7
2.2.	Tähised	8
3.	SISSEJUHATUS.....	10
4.	ÜLEVAADE ERINEVATEST RISTKIHTLIIMPUIDUST JÄIKUSSEINTE ARVUTUSMUDELITEST	13
4.1	Üldised määratlused ja eeldused	13
4.1.1	Deformatsiooni vormid horisontaalkoormuse mõjumisel	13
4.1.2	Standardne jäikussein	14
4.2	Arvutuse alused.....	15
4.2.1	Arvutusmeetodid.....	15
4.2.2	(Reynolds et al., 2017) jõumeetod	15
4.2.3	(Flatscher & Schickhofer, 2016) siirdemeetod	17
4.3	Analüütiline lähend	20
4.4	CLT elemendi deformeerumine.....	22
4.4.1	CLT paine	22
4.4.2	CLT nihe	22
4.5	Puit-teras-puit liide.....	23
4.5.1	Liite kandevõime	23
4.5.2	Naagli muljumistugevus CLT-s.....	24
5.	JÄIKUSSEINA KONFIGURATSIOONI JA KATSE KIRJELDAMINE	26
5.1	Katsekeha geomeetria.....	26
5.2	Seinapaneeli materjal.....	26
5.3	Terasest liiteelemendid ja abikonstruktsioon	27
5.4	Katsemeetod	29
5.5	Mõõtevahendid	30
6.	KATSETULEMUSED.....	32
6.1	Jäikussein KS-1.....	32
6.1.1	Visuaalne vaatlus.....	32
6.1.2	Katsetulemuste arväärtused	34
6.2	Jäikussein KS-2.....	38
6.2.1	Visuaalne vaatlus.....	38

6.2.2	Katsetulemuste arväärtused	39
6.3	CLT elastsed deformatsioonid	43
7.	ANALÜÜS	47
7.1	Kahe kahelõikelise naagli töötamine.....	47
7.1.1	Graafiline esitus.....	47
7.1.2	Polünoom funktsiooni kujul	49
7.1.3	(Flatscher, 2017) analüütiline lähend funktsiooni kujul.....	50
7.1.4	Liite teoreetiline elastne kandevõime.....	51
7.2	Seina kandevõime vastavalt jõumeetodile	52
7.3	Seina kandevõime vastavalt siirdemeetodile.....	54
7.3.1	Jäikussein KS-1.....	54
7.3.2	Jäikussein KS-2.....	58
7.3.3	Lõplik teoreetiline horisontaalsiire	59
7.4	LEM analüüs	60
	KOKKUVÕTE	65
	SUMMARY	67
	KASUTATUD KIRJANDUS.....	69
	LISA 1	72
	LISA 2	73
	LISA 3	77
	LISA 4	78

1. EESSÕNA

Käesoleva magistritöö probleemi püstitas Tallinna Tehnikaülikooli inseneriteaduskonna ehituskonstruksioonide uurimisrühma lektor Eero Tuhkanen ning see on üks osa uuringust, mis käsitleb ristkihtliimpuidust (CLT) jäikusseina käitumist koormamisel omas tasapinnas (ingl k *loaded in-plane*). Töö fookus on suunatud paneeli ja aluskonstruksiooni vahelise liite mõju eksperimentaalsele hindamisele ning selle jaoks vajalikud katsed teostati Tallinna Tehnikaülikooli Mäepealse 3 asuvas ehituskonstruksioonide teadus- ja katselaboratooriumis.

Töös on esitatud katsekirjeldus, arvutusmodelite valik lähtudes konkreetsest katsekehast, katsetulemused, mille alusel arvutusmudeleid valideerida ning analüüs, mis hõlmab endas katse- ja arvutustulemuste võrdlust.

Magistritöö valmimisele aitasid kaasa juhendaja lektor Eero Tuhkanen ning katseandmete töötlemisel ülikooliväline ekspert Eerik Peeker, kes soovitas sobivaid meetodeid suurte andmehulkade jaoks. Välisülikoolis õpitud perioodi vältel aitas katseandmeid analüüsida kohalik õppejõud Bert Norlin (KTH Royal Institute of Technology). Katseseina jaoks vajamineva CLT-paneeli tootis Peetri Puit OÜ ning kinnitusvahendid tarnis Rothoblaas.

Võtmesõnad: CLT jäikussein, sisse-freesitud terasleht, puurnaigel, liite järeleandlikkus, magistritöö.

2. MÕISTETE JA TÄHISTE LOETELU

2.1. Mõisted

Deformatsioon – keha osakeste vastastikuse asendi muutus, mis tingivad selle keha kuju ja mõõtmete muutuse

Elastne keha – keha, mis välise jõu toimel muudab oma kuju ning selle lakkamisel taastab oma endise kuju

Hüsterees – süsteemi või keha omadus, mis aeglustab süsteemi muutumist või takistab selle ennistumist esialgsesse olekusse

Hüstereesisilmus – hüstereesi graafiline kujutis

Iteratsioon (ingl k *iteration*) – protsess, mis koosneb mitmest järjestikusest tsüklist

Jõumeetod – arvutusmeetod, mille kasutamisel seatakse kriteeriumiks kandevõime (projekteeritakse kandevõime piirini)

Jäikus – keha võime koormuse all vastu panna kuju ning mõõtmete muutumisele ehk deformeerumisele

Jäikussein – vertikaalne kandekarkassi element horisontaalkoormuse vastu võtmiseks

Lamell – hõöveldatud ning sõrmjätkatud materjal liimpuitelemendi tootmiseks

Lähendjoon – sile kõver, mis ei pea läbima ühtegi eksperimendipunkti, kuid iseloomustab katsepunktide sõltuvust

Plastne deformatsioon – jääkdeformatsioon, mis ei kao täielikult pärast välisjõudude lakkamist

Puurnaigel – metalli ja puidu vahelise liite teostamiseks välja töötatud naigel, mis ei vaja kummagi materjali läbistamiseks ettepuurimist

Ristkihtliimpuit (CLT) (ingl k *cross laminated timber*) – puidust konstruktsioonimaterjal, mis koosneb vähemalt kolmest omavahel risti, 90° nurga all, paigutatud kihist, millest vähemalt kaks kihti on puidust

Siirdemeetod – arvutusmeetod, mille kasutamisel piiratakse siirdeid (projekteeritakse ette antud siirde väärtusest lähtuvalt)

Siire – üleminek ehk punkti paigutis

2.2. Tähised

Ladina suured tähed

C – lähendjoone parameetrid

$E_{0|90}$ – puidu elastsusmoodul paralleelselt (0) või risti (90) kiudu

F – koormus, jõud

F_A – koormus vastavalt siirdele v_A

F_B – koormus vastavalt siirdele v_B

F_{\max} – maksimaalne koormus

F_p – survejõu resultant

F_{rg} – seina pöördumist tekitav koormus

F_{sl} – seina lüket tekitav koormus

$F_{v,Rk}$ – kinnituselemendi ühe nihkepinna normkandevõime

G – puidu nihkemoodul

G^* – CLT seinaelemendi efektiivne nihkemoodul

K – jäikus

K_B – tangentsiaalne jäikus punktis B

K_{ini} – esialgne jäikus

K_{ser} – liite nihkemoodul

K_u – hetkeline liite nihkemoodul kandepiiriseisundis

LEM – lõplike elementide meetod (ingl k *Finite Element Method*, FEM)

$M_{y,Rk}$ – kinnituselemendi voolupiirile vastava momendi normväärtus

R – seina jäikus

T – liitegrupi tõmbetugevus

Ladina väiketähed

a – lamelli laius või keskmine pragude vahekaugus

d – diameeter, läbimõõt

$f_{c,0}$ – puidu survetugevus pikikiudu

$f_{c,90}$ – puidu survetugevus ristikiudu

f_u – naagli tõmbetugevus

h – CLT seinaelemendi kõrgus

l – CLT seinaelemendi pikkus

l_p – survetsooni pikkus

n – liitegruppide arv

t – paksus

t_{CLT} – CLT seinapaneeli kogupaksus

t_{eff} – efektiivne CLT seinapaneeli paksus (vertikaalsete lamellide kogupaksus)

t_{mean} – keskmine lamellikihi paksus

u – pilu/prao laius

x – survetsooni pikkus

v – siire, paigutis

v_{bn} – horisontaalsiire CLT seinaelemendi paindest

v_{CLT} – CLT seinaelemendi deformeerumisest tekkiv horisontaalsiire ($v_{sh} + v_{bn}$)

v_{con} – seinasüsteemi horisontaalsiire liite järeleandlikkusest

v_{max} – paigutis vastavalt koormusele F_{max}

$v_{p,z}$ – seina pöördumisest põhjustatud vajum

v_{rg} – seinasüsteemi horisontaalsiire pöördumisest

v_{sh} – horisontaalsiire CLT seinaelemendi nihkest

v_{sl} – seinasüsteemi horisontaalsiire lükkest

v_z – seina pöördumisest tekkiv nurga tõste

v_{tot} – seina ülemise serva summaarne horisontaalsiire

$v_{tot, katse}$ – seina ülemise serva horisontaalsiire (abikonstruktsiooni paigutised maha arvestatud)

$v_{tot, mõõt}$ – seina ülemise serva mõõdetud horisontaalsiire

Kreeka tähed

α_{FIT} – LEM simulatsioonidele baseeruv parandustegur

α_u – parandustegur võtmaks arvesse pilu/prao laiust

β – nurk jõu mõjusuuna ja välimiste lamelli kiudude vahel

μ_f – hõõrdetegur

ρ – puidu tihedus

ρ_k – puidu normtihedus

ρ_{mean} – puidu tiheduse keskväärtus

φ – CLT seinapaneeli pöördnurk

3. SISSEJUHATUS

Ehitussektorit peetakse üheks madala kasumimarginaaliga majandusharuks (Shehata & El-Gohary, 2011). Potentsiaalse kasvukohana on välja toodud tehnoloogilised arengud, aga vähemtähtsad pole materjalid ja nende kasutamise efektiivsus. Puitmaja sektor on kindlasti viimase aja edulugu ning hea näide sellest, kuidas tootmist automatiseerides on võimalik ka samaaegselt kvaliteeti tõsta. Siinkohal võib eeskujuks tuua puitsõrestikul baseeruvad moodulmaju tootvad ettevõtted. Puitsõrestik on efektiivne kuni 5-korruseliste hoonete ehitamiseks, kõrgemate hoonete rajamiseks tuleks saematerjali uutmoodi väärindada, tootes näiteks ristkihtliimpuitu (CLT). CLT on suurte gabariitidega liimpuitplaat, mis on võimeline koormust vastu võtma nii omas tasapinnas kui ka tasapinnast välja. CLT paneel on valmistatud paaritust arvust kokku liimitud risti asetsevatest kihtidest, mis koosnevad sõrmjätkatud lamellidest. Ühes kihis asetsevad lamellid võib ka kitsast serva pidi kokku liimida, et vähendada kuivamise käigus tekkivaid pragusid (Brandner, Flatscher, Ringhofer, Schickhofer, & Thiel, 2016). Selliselt väärindatud puidust saab lõpptulemusena toote, mis oma tugevuse ja jäikuse poolest sobib ideaalselt mitmekorruseliste hoonete kandekonstruktsiooni teostamiseks. CLT tootmismahud kasvavad aasta-aastalt ja tehnoloogiad arenevad, aga puuduvad kaasaegsed arvutuseeskirjad ja standardid, mis võimaldaksid inseneridel üldtunnustatud reeglite alusel projekteerida kuluefektiivseid ja töötavaid lahendusi. Standardiseerimisega küll tegeletakse, aga tänasel päeval liigub tööstus ühe sammu võrra eespool. Kasutuses olevad koodeksid ja eeskirjad annavad ette sobivad valemid näiteks puitsõrestikust jäikusseinte ja diafragmade dimensioneerimiseks, aga minimaalsel määral juhendeid CLT diafragma jäikuse hindamiseks (Lukacs, Björnfot, & Tomasi, 2019). Teema muudab aktuaalseks asjaolu, et kinnisvaraarendajad ja laiemas mõttes tellijad tahavad ehitada hooneid, mis on järjest väiksema ökoloogilise jalajäljega kui senised lahendused ning vaieldamatult on kapitalistlikus majandusruumis töösturite huvi tellijaid aidata. Siinkohal tuleb inseneridel aidata oma teadmistega osapoolte mõtteid efektiivsemal ja targemal moel ellu viia.

Käesolevas inseneriõppe lõputöös keskendutakse omas tasapinnas (ingl k *in-plane*) koormatavale CLT seinapaneelile ning uuritakse, millisel määral mõjutab süsteemi jäikust liite järeleandlikkus ja CLT omadused. Eesmärgiks on hinnata katseseinte deformatiivseid omadusi lähtuvalt kahelõikeliste puurnaaglite liitegruppide paiknemisest, kui katsekeha on koormatud horisontaalsuunas ilma vertikaalkoormuseta. Puurnaaglid on valitud põhjusel, et liidet oleks võimalik teostada kiirelt ja automatiseeritult. Lisaks sellele väheneb ebatäpsusest tulenevate vigade arv, kuna puurnaaglid ei vaja avade ette puurimist detailidesse. Vertikaalkoormusest loobumisega on sein tehtud sõltumatuks, et seda saaks kasutada süsteemis ainult jäigastamise

eesmärgil vajaminevates kohtades. Lisaks toimivuse aspektile proovitakse dimensioneerida ja teostada liide CLT paneeli ja aluskonstruktsiooni vahel selliselt, mis oleks võrdväärne või ligilähedane CLT enda tugevusele. Vaadeldakse olukorda, kus CLT paneel ja aluskonstruktsioon ühendatakse paneeli alumise serva keskoont pidi sisse freesitud teraslehega, mis koos puurnaaglitega moodustab kahelõikelise puit-teras liite. Selliselt teostatud liide annab võimaluse kanda seinale mõjuv koormus vundamendile tsentriliselt ning suurendades sisse freesitud teraslehtede arvu, kasvab liites lõikepindade arv iga teraslehe lisamisel kahe võrra. Puidu elastseid omadusi aitab liites ära kasutada naagelliite omane venivus, mida võimendab oluliselt CLT struktuur, mis tähendab, et välditud on puidu lõhenemine pikikiudu ja deformatsioonid liites võivad kasvada pikka aega ilma kandevõimes kaotamata (Ringhofer, Brandner, & Blaß, 2018).

Uurimisteema olulisus seisneb varasemate uurimuste vähesuses antud teema kontekstis. (Lukacs et al., 2019) on koostanud artikli, mis võtab kokku senini välja pakutud meetodid jäikusseinte kandevõime ja järeleandlikkuse arvutamiseks. Kõik need meetodid on peaaesjalikult mõeldud jäikusseinte analüüsimiseks, mis on aluskonstruktsiooniga liidetud selliselt, et liitegrupid paiknevad kohtades, kus tekitavad suurimad sisejõud. Käesoleva töö raames uuritav liide ei moodusta eraldiseisvaid gruppe, mis töötavad kas ainult horisontaal- või vertikaalsuunas, vaid liitegrupid on tiheda konstantse sammuga kogu serva ulatuses. Kõnealuse liitega jäikusseina analüüsimiseks pakub sobivaima variandi välja (Flatscher, 2017), mis võtab igas liitegrupis arvesse jõudude koosmõju ning ei sea piiranguid liite teostamiseks kasutatavate elementide arvu osas.

Töö oma ülesehituselt toob põhiosa esimeses peatükis välja teooria, mis haakub käesoleva uurimuse subjektiga. Kirjanduses leiab hulga meetodeid, mis annavad ette juhised jäikusseinte arvutamiseks, aga nendest kahte sobivaimat on käesoleva uurimustöö raames kasutatud seinanalüüsimiseks. Teises ja kolmandas peatükis esitatu on seotud katsetuste läbi viimise ning katsetulemustega. Tulemustest selgub, kas kahelõikeline naagelliide suudab sellisel määral jõude üle kanda, et ka CLT paneel hakkab tööle ning seeläbi deformeeruma. Viimane põhiosa peatükk keskendub analüüsile, kus proovitakse teoreetiliste arvutustega jõuda sama tulemuseni võrreldes katsetega. Teraslehega teostatud jäikusseina liide on sedavõrd uudne, et tekkiva survetsooni pikkuse määramiseks tuleb lähtuda kas katsetulemustest või välja pakkuda omapoolne teoreetiline lahendus. Põhiosa arvutused on esmakordsel kasutusel esitatud valemina ning mitmekordsel kasutamisel kokkuvõtlikul kujul tabelina. Arvutusi toetavad Matlab-i koodid on välja toodud lisades. Lisaks valemarmutustele teostatakse võrdlev analüüs lõplike elementide meetodit (LEM) kasutava komertstarkvaraga (Robot Structural Analysis Professional, 2019), kus CLT paneeli omadused

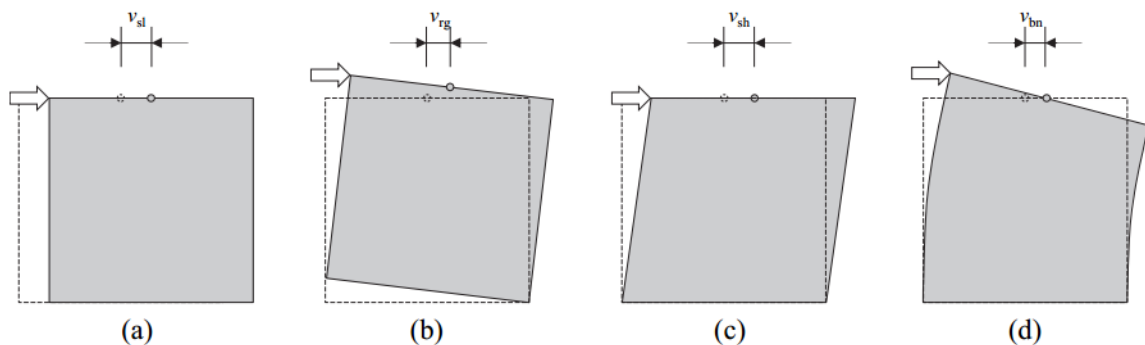
kirjeldatakse jäikusmaatriksi abil ning toetingimused leitakse baseerudes Eurokoodeks 5 esitatud valemitel.

4. ÜLEVAADE ERINEVATEST RISTKIHTLIIMPUIDUST JÄIKUSSEINTE ARVUTUSMUDELITEST

4.1 Üldised määratlused ja eeldused

4.1.1 Deformatsiooni vormid horisontaalkoormuse mõjumisel

Ristkihtliimpuidust jäikusseinte projekteerimine tähendab kõige üldisemalt seina kandevõime ja jäikuse hindamist. Analüütilised meetodid määratlevad, missugused seina deformeerumise vormid domineerivad. Joonis 4.1 kujutab võimalikke siirdeid ja deformatsioone, mis määravad seina ülemise serva kogusiirde (Valem 4.1) : lüke (translatsioon), pöördumine (rotatsioon), paneeli nihe ja paneeli paine. Seina lüke ja pööre on määratud liitegruppide paiknemise ning jäikusomadustega. Kumb kahest on domineeriv, sõltub hõõrdest seinapaneeli ja vundamendi vahel ning seinale mõjuvast vertikaalkoormusest. Väga lühikeste ja kõrgete või avadega seinapaneelide korra tuleb arvestada ka paneeli elastseid deformatsioone, madalate ja pikkade paneelide puhul on need hüljatavad. Enamike jäikusseinte konfiguratsioonide puhul panustab paneeli nihe ja paine summaarsesse ülemise serva siirdesse oluliselt vähem kui seda teeb jäiga keha translatsioon ja rotatsioon, mis on tingitud liite järeleandlikkusest (Flatscher & Schickhofer, 2016).



Joonis 4.1. Deformatsiooni vormid määramaks CLT jäikusseina ülemise serva maksimaalset siiret – (a) lüke (jäiga keha nihe – translatsioon); (b) pöördumine (jäiga keha rotatsioon); (c) CLT elemendi nihkedeformatsioon; (d) CLT elemendi painedeformatsioon (Flatscher, 2017)

$$v_{tot} = v_{sl} + v_{rg} + v_{sh} + v_{bn} = v_{sl} + v_{rg} + v_{CLT} \quad (4.1)$$

Kus:

v_{tot} – CLT jäikusseina ülemise serva maksimaalne siire

v_{sl} – horisontaalsiire vastavalt jäiga seinaelemendi nihkumisele

v_{rg} – horisontaalsiire vastavalt jäiga seinaelemendi pöördumisele

v_{sh} – horisontaalsiire CLT seinaelemendi nihkest

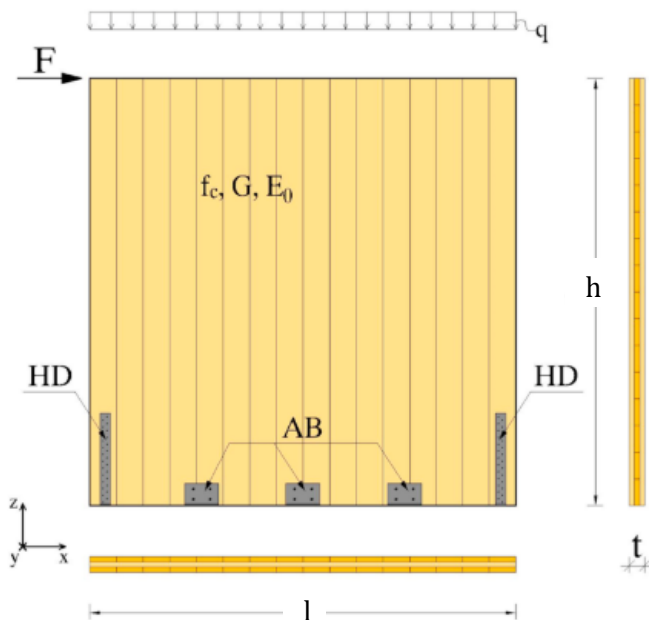
v_{bn} – horisontaalsiire CLT seinaelemendi paindest

v_{CLT} – horisontaalsiire CLT kui seinaelemendi enda summaarsest deformeerumisest

CLT jäikussein kandevõime ja jäikuse arvutamine baseerub tasakaaluvõrranditel, mis sisaldavad liikmeid seinaga geometria, välisjõudude ja liite omaduste kohta (Lukacs, Björnfort & Tomasi, 2019).

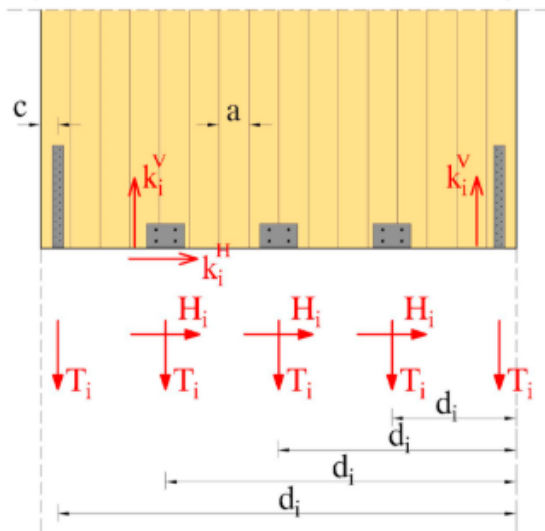
4.1.2 Standardne jäikussein

Võrdlemaks erinevaid meetodeid, mis hindavad jäikussein kandevõimet ning jäikust võtame aluseks kirjanduses levinud tähistuse ja esitusviisi (Joonis 4.2). CLT jäikussein geometria on tähistatud järgmiselt: pikkus (l), kõrgus (h) ja paksus (t). Üldjuhul on sein koormatud horisontaalkoormusega (F) ja vertikaalkoormusega (q). CLT paneeli survetugevus (f_c) ja elastsusmoodul (E_0) sõltuvad välimiste lamellide asetusest, nihkemoodul (G) sellest ei sõltu. Sein on nihke takistamiseks aluskonstruksiooni kinnitatud terasnurgikutega (ingl *angle brackets* – AB) ja alumise nurga tõste takistamiseks fikseeritud ankrutega (ingl *hold down* – HD).



Joonis 4.2. Standardne jäikussein (Lukacs et al., 2019)

Terasnurgikud ja ankrud defineeritakse vastavalt nende vertikaalsele tõmbetugevusele (T) ja horisontaalsele nihketugevusele (H) ning samuti vastavalt nende jäikustele vertikaal- (k^V) ja horisontaalsuunas (k^H) (Joonis 4.3). Lisaks on välja toodud ühe lamelli laius (a) ja ankruga kaugus paneeli servast (c) (Lukacs et al., 2019).



Joonis 4.3. Liite tähistus (Lukacs et al., 2019)

4.2 Arvutuse alused

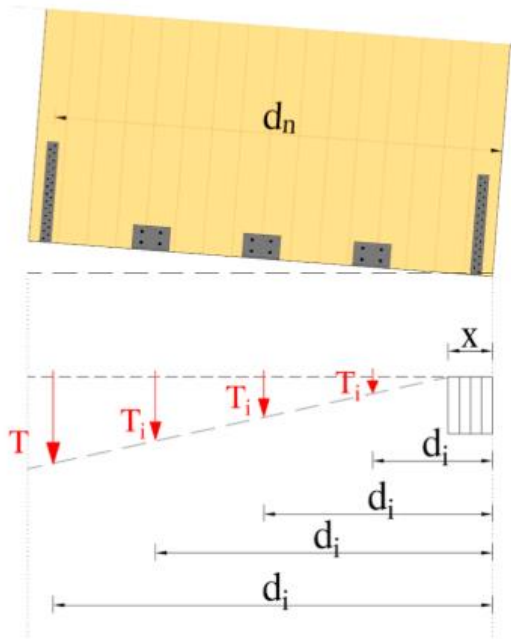
4.2.1 Arvutusmeetodid

Esimesed meetodid, mille alusel hakati CLT jäikusseinu arvutama, eeldasid, et sein pöörde on takistatud ainult ankrutega (HD) ja sein lüke terasnurgikutega (AB) (Ceccotti et al., 2006). Tuginedes sellele põhimõttele, ei võeta liitegruppides arvesse jõu horisontaalse ja vertikaalse komponendi koosmõju. Lihtsustus on tingitud asjaolust, et puuduvad üldtunnustatud standardid ja reeglid, mille alusel arvutada (Reynolds et al., 2017). Enamik jõumeetodeid kasutab jäikusseina kandevõime määramiseks lähenemist, mille järgi vastu võetav jõud $F = \min(F_{rg}; F_{sl})$, kus F_{rg} ja F_{sl} tähistavad kandevõimet vastavalt sein pöördumisele ja lükkele. (Lukacs et al., 2019) on võrrelnud kümnet seni välja pakutud analüütilist jõumeetodit jäikusseinte arvutamiseks, millest käesolevas töös käsitletakse (Reynolds et al., 2017) pakutud meetodit. Lisaks jõumeetoditele võrdles (Lukacs et al., 2019) kuut siirdemeetodit, millest käesolevas töös kõige mahukam analüüs baseerub (Flatscher, 2017) pakutud meetodil. Kahe eelnimetatud meetodi peamine erinevus jäikusseina kandevõime määramisel seisneb selles, et jõumeetod ei luba kasutada liite täit potentsiaali, vaid annab tulemuse tagavara kasuks.

4.2.2 (Reynolds et al., 2017) jõumeetod

(Reynolds et al., 2017) meetodi sobivusest antud töö raames räägib fakt, et igas liiteelemendis tekib vastureaktsioon pöördumisele ning arvesse võetakse ka seda, et alumise serva ühes nurgas tekib

survetsoon (Joonis 4.4). Arvestades asjaolu, et sein on lühike ning puudub vertikaalne koormus eeldame märkimisväärset nurga tõusu, mis põhjustab seina pöördumise.



Joonis 4.4. Lineaarne tõmbejõudude jagunemine liites (Lukacs et al., 2019)

Tõmbejõudude jagunemine liiteelementidele toimub vastavalt sarnastele kolmnurkadele (Reynolds et al., 2017). Arvutuskäik koosneb järgnevatest sammudest:

- Määrata liitelemendi tõmbejõud (T), mis asub kõige kaugemal punktist, mille ümber sein pöördumine toimub. Tõmbejõud (T) määratakse vastavalt elastse staadiumi maksimum väärtusele, et liites kehtiks lineaarne jõudude jaotus.
- Kalkuleerida tõmbejõud (T_i) ülejäänud liidetele vastavalt kolmnurksele jaotusele (Valem 4.2).

$$T_i = T * \frac{d_i}{d_n} \quad (4.2)$$

Kus:

d_i – vektor, mis määrab ära iga liite või liitegrupi kauguse seina punktist, mille ümber pöördumine toimub

d_n – vahekaugus paneeli servast kaugeima liitegrupini

- Kalkuleerida survetsooni pikkus (x) (Valem 4.3).

$$x = \frac{q * l + \Sigma T_i}{f_c * t_{eff}} \quad (4.3)$$

Kus:

f_c – puidu survetugevus pikikiudu

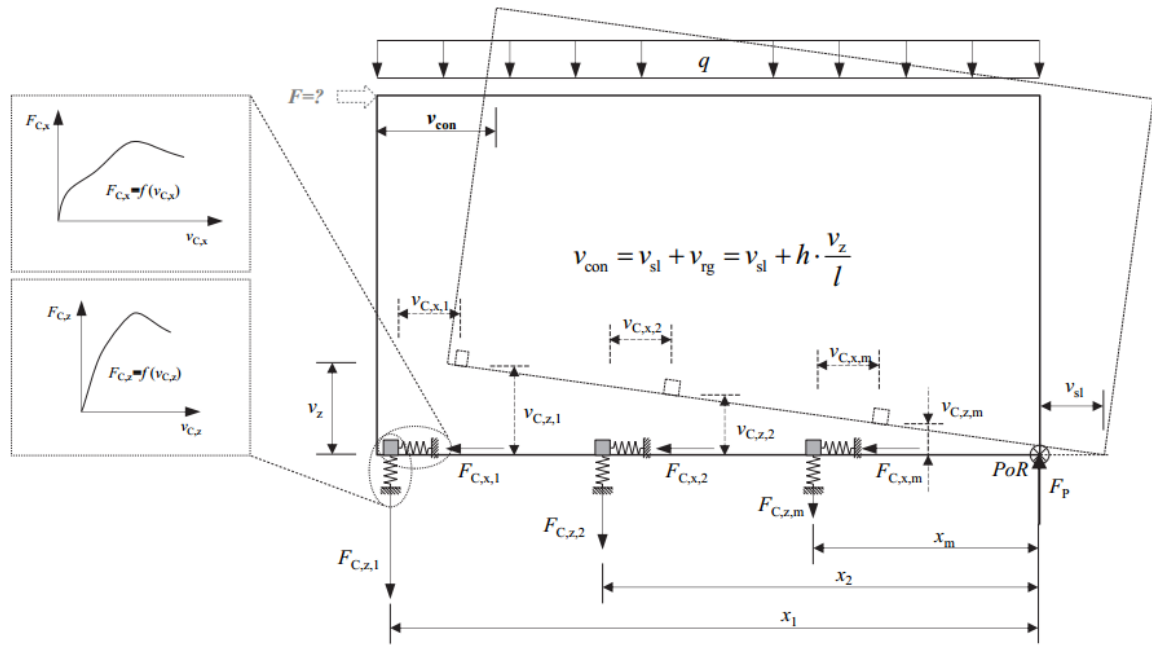
t_{eff} – vertikaalsete lamelli kogupaksus

- Kalkuleerida jäikusseina kandevõime horisontaalkoormusele (F_{rg}) (Valem 4.4).

$$F_{rg} = \frac{1}{h} * \left[\sum_{i=1}^n T_i * \left(d_i - \frac{x}{2} \right) + \frac{q * l^2}{2} - (q * l) * \frac{x}{2} \right] \quad (4.4)$$

4.2.3 (Flatscher & Schickhofer, 2016) siirdemeetod

Jõu-siirde diagramm määrab CLT seinä jäikuse mistahes punktis. Teades seinapaneeli deformatsioonimadusi ning liitegruppide jäikusi, saab välja arvutada jäikusseina summaarse ülemise serva siirde, mis vastab konkreetsele välisjõule. Analüütilised meetodid käsitlevad deformatsiooni vorme eraldiseisvana (Joonis 4.1), saamaks teada summaarset seinä siiret, tuleb osadeformatsioonid summeerida (Valem 4.1). Flatscher (2017) on oma doktoritöös välja pakkunud siirdel baseeruva arvutusmeetodi, milles liite jõu-siirde diagrammi alusel prognoositakse kogu seinä käitumist. Meetodi peamine erinevus seisneb selles, et analüüsi sisend on horisontaalne siire, mitte horisontaalkoormus ja seinapaneeli lüket ja pöördumist käsitletakse samaaegselt teineteisest sõltuvana. Meetod näeb ette, et seinapaneel on absoluutselt jäik ning pöördub ümber alumise nurga määrales liitepunktide deformatsioonid. Joonis 4.5 visualiseerib arvutusmudeli, mille alusel kirjeldatakse arvutust samm-sammult.



Joonis 4.5. Siirdel baseeruv analüütiline mudel (Flatscher, 2017)

Kui arvutusmudeli sisendiks on funktsioon, mis võtab arvesse ka liitegrupi pehmenemist ehk graafiku osa, kus tõusunurk on negatiivne, on lõpptulemusena võimalik määrata jäikusena plastne kandevõime olukorras, kus liite potentsiaal on täielikult ära kasutatud.

- Eeldada teguri p väärtus vahemikus 0 kuni 1, mis kajastab protsentuaalselt v_{sl} ja v_{rg} suhet (Valem 4.5 ja 4.6) ning ette anda liite deformeerumisest tingitud seina horontaalsiire v_{con} .

$$v_{sl} = p * v_{con} \quad (4.5)$$

$$v_{rg} = (1 - p) * v_{con} \quad (4.6)$$

- Avaldada liiteelementide deformatsioon horisontaal- ja vertikaalsuunas (Valem 4.7 ja 4.8).

$$v_{C,x,m} = v_{sl} = p * v_{con} \quad (4.7)$$

$$v_{C,z,m} = x_m * \frac{v_{rg}}{h} = x_m * \frac{(1 - p) * v_{con}}{h} \quad (4.8)$$

- Eelmises punktis leitud deformatsioonide alusel saab määrata iga liiteelemendi poolt vastuvõetava jõu (Valem 4.9 ja 4.10). Peatükk 4.3 selgitab, milliste reeglite alusel koostada siirdest sõltuv funktsioon, mis esitab liite käitumist.

$$F_{C,x,m} = f(v_{C,x,m}) \quad (4.9)$$

$$F_{C,z,m} = f(v_{C,z,m}) \quad (4.10)$$

- Seina poolt vastu võetav horisontaalne koormus avaldub alljärgneval kujul (Valem 4.11 ja 4.12).

$$F_{sl} = \sum_{i=1}^n F_{C,x,m} + \left(\sum_{i=1}^n F_{C,z,m} + q * l \right) * \mu_f \quad (4.11)$$

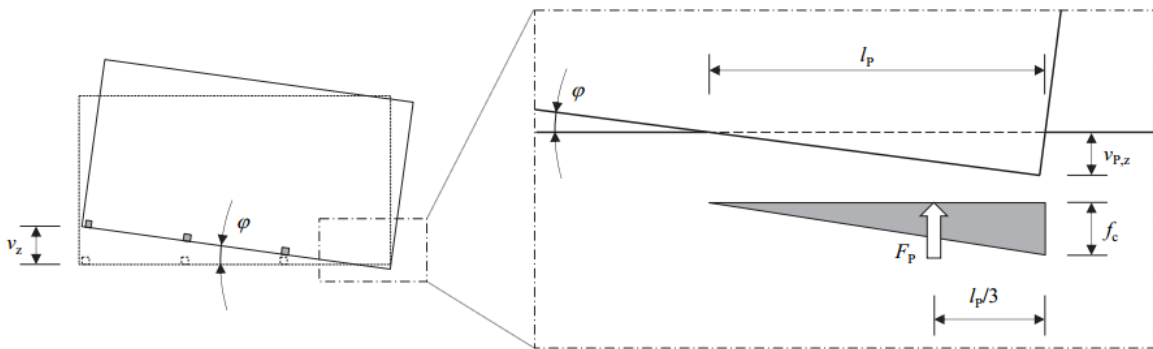
$$F_{rg} = \frac{1}{h} * \left[\sum_{i=1}^n (F_{C,z,m} * x_m) + \frac{q * l^2}{2} \right] \quad (4.12)$$

- Seina lõplik horisontaalne kandevõime on määratud, kui võrrand 4.13 on tasakaalus. Vastasel juhul tuleb esimeses punktis eeldatud p väärtust muuta ja iteratsiooni läbi viia, kuni võrrandi tasakaalutingimus on täidetud.

$$F = F_{sl} = F_{rg} \quad (4.13)$$

Teades horisontaalkoormust (F), saab edasi minna CLT paneeli elastsete deformatsioonide arvutamisele ning määrata valemi (4.1) alusel seina summaarne siire antud koormuse korral (Flatscher, 2017).

Siiani oleme käsitlenud survejõu resultanti (F_p) mõjuvana punkti, mille ümber sein pöördub, mistõttu ei kajastu antud väärtus valemis (4.12). Realsuses on survepinged jagunenud kindla pikkusega lõigu ulatuses seina alaservas (Joonis 4.6).



Joonis 4.6. Survepingete jaotus seinapaneeli alaservas (Flatscher, 2017)

Flatscher (2017) ei keskendu oma töös survetsooni analüüsile, vaid kasutab Schickhofer ja Ringhofer (2012) poolt välja pakutud meetodit, kuidas leida survejõu resultanti (F_p). Alloleva valemi (4.14) esimene liige ($n * R_{1,d}$) on ankrute summaarne kandevõime vertikaalsuunas, mis on võrdeline Flatscheri iteratsioonivalemis (4.11) liikmega ($\sum_{i=1}^n F_{C,z,m}$).

$$F_p = n * R_{1,d} + N_{z,d} \quad (4.14)$$

Kus:

n – ankrute (HD) arv

$R_{1,d}$ – ankrude kandevõime

$N_{z,d}$ – vertikaalkoormus seinale

Vastavalt CLT paneeli toetingimustele, jäik või CLT aluskonstruktsioon, määratakse survetsooni laius (t_p) ning puidu survetugevus (f_c). Nende parameetrite põhjal on võimalik määrata kolmnurkse survetsooni pikkus (l_p) valem (4.15), mille 1/3 peal rakendub survejõu resultant (Schickhofer & Ringhofer, 2012).

$$l_p = \frac{2 * F_p}{t_p * f_c} \quad (4.15)$$

Arvestamiseks survetsooni mõju seina kandevõime arvutustes, saab Flatscheri iteratsioonis välja toodud valem (4.12) uue kuju valemi (4.16) näol (Flatscher, 2017).

$$F_{rg} = \frac{1}{h} * \left[\sum_{i=1}^n (F_{C,z,m} * x_m) + \frac{q * l^2}{2} - \frac{F_p * l_p}{3} \right] \quad (4.16)$$

Survetsooniga külgneva nurga siire allapoole on määratud valemiga (4.17).

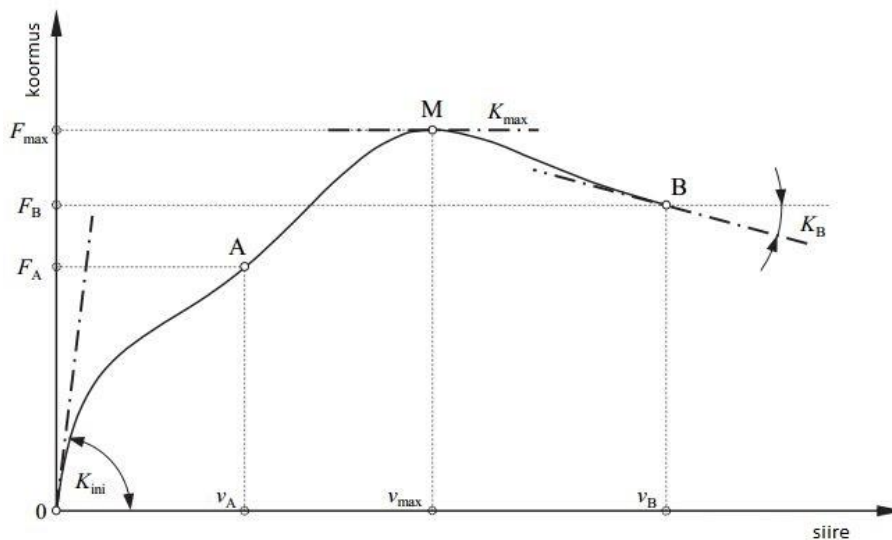
$$v_{p,z} = \sin(\varphi) * l_p = \sin\left(\frac{v_z}{l}\right) * l_p \quad (4.17)$$

4.3 Analüütiline lähend

Käesolev uurimistöö keskendub eelkõige siirdel baseeruvale arvutusmeetodile, mistõttu on seinapaneeli maksimaalse kandevõime määramiseks oluline teada liite käitumist ka plastses staadiumis. Joonis 4.5 esitab liite käitumist funktsiooni kaudu, mis võib olla näiteks liite katseandmete lähendjoon. Flatscher (2017) toob oma doktoritöös välja punktid, millele peab hea analüütiline lähend (ingl k *Approximation*) vastama:

- lähendfunktsioon peab olema pidev, diferentseeritav ja muutuja v (siirde) poolt kontrollitav
- funktsiooni kuju peab olema lihtne ning sõltuma võimalikult vähestest parameetritest
- parameetreid peab olema lihtne määrata ning ka eraldiseisvana omama tähendust
- funktsioon peab algama telgede nullpunktist ning sisendparameetritega varieerides peab olema võimalik järgida ka keerukaid katsekõveraid

Varasemad lähendjoone mudelid ei rahuldanud eelkõige viimast tingimust, seetõttu pakub Flatscher (2017) välja uue mudeli, mis baseerub suurel määral (Gloss, 1978) omale. Joonis 4.7 esitab graafikut, millel näha Flatscheri (2017) analüütiline mudel koos uuteks sisendparameetriteks olevate punktide A ja B paiknemisega ning vastavate tõusunurkadega.



Joonis 4.7. Välja pakutud analüütiline mudel vastavate parameetritega (Flatscher, 2017)

Tähised:

F_A – koormus vastavalt siirdele v_A ($v_A < v_{max}$)

F_B – koormus vastavalt siirdele v_B ($v_B > v_{max}$)

K_B – tangentsiaalne jäikus punktis B

Punktide lisamise järgselt avaldub analüütiline funktsioon kujul (Valem 4.18) ning funktsiooni esimest järku tuletis (Valem 4.19).

$$F(v) = \frac{v + C_1 * v^2 + C_2 * v^3}{C_3 + C_4 * v + C_5 * v^2 + C_6 * v^3} \quad (4.18)$$

$$K_T(v) = \frac{dF}{dv} = \frac{1 + 2 * C_1 * v + 3 * C_2 * v^2}{C_3 + C_4 * v + C_5 * v^2 + C_6 * v^3} - \frac{(C_4 + 2 * C_5 * v + 3 * C_6 * v^2) * (v + C_1 * v^2 + C_2 * v^3)}{(C_3 + C_4 * v + C_5 * v^2 + C_6 * v^3)^2} \quad (4.19)$$

Punktide A ja B asukoha määramine lihtsustab edasist lähendi leidmist, seega meetodi järgi saab punkt A siirde teljel endale väärtuse, mis on võrdne $0,5 * v_{max}$ ning punkt B väärtuse, mis on koormuse teljel võrdne $0,8 * F_{max}$ (Flatscher, 2017).

4.4 CLT elemendi deformeerumine

4.4.1 CLT paine

CLT paneeli jäikus võrreldes liite jäikusega on oluliselt suurem, mistõttu võib teatud juhtudel paneeli deformeerumise jätta arvesse võtmata. Siiski on olukorrad, kus seda tuleb kindlasti teha, näiteks lühikeste või avadega seinte korral. Paindedeformatsiooni arvutamisel eeldatakse, et jäikussein töötab konsoolina. Valem (4.20) sisaldab lisaks paneeli gabariitidele ka lamelli elastsusmoodulit pikikiudu (E_0). Asjaolu, et puidu elastsusmoodul ristikiudu on kolmkümmend korda väiksem kui pikikiudu, jäetakse ristikiudu jäikus arvutustest välja. Siit tulenevalt võetakse paindedeformatsiooni määramisel arvesse ainult paneeli vertikaalsed lamellid kogupaksusega (t_{eff}) (Gavric, Fragiaco, & Ceccotti, 2015).

$$v_{bn} = \frac{4 * F * h^3}{E_0 * l^3 * t_{eff}} \quad (4.20)$$

Kus:

E_0 – saematerjali elastsusmoodul pikikiudu

t_{eff} – efektiivne CLT seinapaneeli paksus (vertikaalsete lamellide kogupaksus)

4.4.2 CLT nihe

Arvutamaks CLT nihkedeformatsioone on vaja määrata efektiivne nihkemoodul, mis arvestab paneeli kihtide arvu ning kas lamellid on üksteisega ideaalselt kõrvuti või minimaalsete vahedega. Siinkohal on Bogensperger et al. (2010) välja pakkunud valemi (4.21), mille alusel saab arvutada kolme- ja viiekihilise CLT paneeli nihkejäikust kasutades valemite (4.22) ja (4.23) alusel määratavaid abiparameetreid (Bogensperger, Moosbrugger, & Silly, 2010).

$$G^* = \frac{G_{mean}}{1 + \alpha_{FIT} * 6 * \left(\frac{t_{mean}}{a}\right)^2} \quad (4.21)$$

$$\alpha_{FIT,3} = 0.53 * \left(\frac{t_{mean}}{a}\right)^{-0.79} \quad (4.22)$$

$$\alpha_{FIT,5} = 0.43 * \left(\frac{t_{mean}}{a}\right)^{-0.79} \quad (4.23)$$

Kus:

G^* – CLT seinapaneeli efektiivne nihkemoodul

G_{mean} – saematerjali keskmine nihkemoodul

a – lamelli laius või keskmine pragude vahekaugus

t_{mean} – keskmine lamellikihi paksus

α_{FIT} – LEM simulatsioonidel baseeruv parandustegur

Analoogsel kujul on efektiivse nihkemooduli valem jõudnud ka Eurokoodeks 5 Saksa rahvuslikku lisasse. Võtmaks arvesse lisaks eelpool mainitule ka võimalikke lamellide vahelisi pragusid, pakkus Silly (2010) oma diplomitöös välja veel põhjalikuma valemi efektiivse nihkemooduli arvutamiseks (Valem 4.24). Valemid (4.25) ja (4.26) esitavad abiparameetreid vastavalt paneeli kihtide arvule (Silly, 2010).

$$G^* = \frac{G_{mean}}{1 + 3.4 * \alpha_u * \frac{u}{a} * \alpha_{FIT} * 6 * \left(1 + 2 * \frac{u}{a}\right) * \left(\frac{t_{mean}}{a}\right)^2} \quad (4.24)$$

$$\alpha_{u,3} = 12.97 * \left(\frac{t_{mean}}{a}\right)^{0.59} \quad (4.25)$$

$$\alpha_{u,5} = 10.67 * \left(\frac{t_{mean}}{a}\right)^{0.57} \quad (4.26)$$

Kus:

u – pilu/prao laius

Leides efektiivse nihkemooduli eelpool esitatud viisil, saab valemi (4.27) abil välja arvutada CLT paneeli nihkedeformatsiooni.

$$v_{sh} = \frac{F * h}{G^* * t_{CLT} * l} \quad (4.27)$$

4.5 Puit-teras-puit liide

4.5.1 Liite kandevõime

Käesoleva uurimistöö raames katsetatud seinte liite konfiguratsiooni arvutuseeskiri tugineb Eurokoodeks 5 (EN-1995-1-1: 2005). Küll aga liite kandevõime määramiseks tuleb kasutada (Johansen, 1949) teooria valemit (4.28), kuna (EN-1995-1-1: 2005) valemid sisaldavad karakteristlike väärtusi ning tegureid varutegurite ühtlustamiseks. Kõikvõimalikest purunemisviisidest võtame käesoleva töö raames vaatluse alla liite, kus terasleht mistahes paksusega on keskses elemendis kahe nihkepinnaga liites (Joonis 4.8).

$$F_{v,R} = \min \begin{cases} f_h * t_1 * d & (f) \\ f_h * t_1 * d \left[\sqrt{2 + \frac{4 * M_{y,R}}{f_h * d * t_1^2}} - 1 \right] & (g) \\ \sqrt{4 * M_{y,Rk} * f_h * d} & (h) \end{cases} \quad (4.28)$$

Kus:

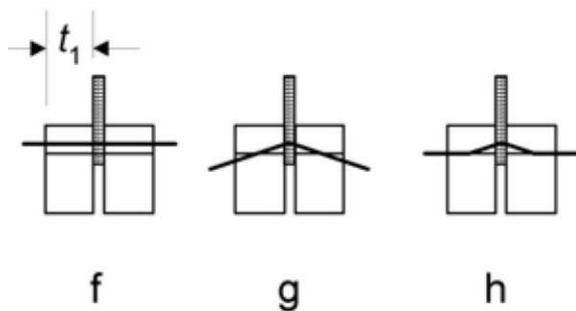
f_h – puitelemendi keskmine muljumistugevus

t_1 – teraslehega külgnev vähima paksusega puitelement

d – naagli diameeter

$M_{y,R}$ – naagli voolepiirile vastav paindemomendi väärtus

Purunemisviisid joonise kujul on esitatud alloleval pildil (Joonis 4.8).



Joonis 4.8. Purunemisviisid puit-teras-puit liite korral (EN-1995-1-1 : 2005)

4.5.2 Naagli muljumistugevus CLT-s

Käesolevas töös toome välja ristkihtpuidu muljumistugevuse, kui kasutada liite teostamiseks siledapinnalist naaglit või polti (Valem 4.29) (Uibel & Blaß, 2006). Saepuidu ja liimpuidu korral sõltub materjali muljumistugevus olulisel määral sellest, mis nurga all mõjub koormus puidukiudude suhtes. Analoogselt sõltub ka CLT muljumistugevus nurgast koormuse mõjusuuna ja välimiste lamellide vahel, küll aga oluliselt väiksemal määral (Uibel & Blaß, 2006). Suurendades CLT homogeensust kasvatades risti asetsevate kihtide arvu, väheneb nurga mõju veelgi, kuna liitelement koormab lamelle vaheldumisi piki- ja ristikiudu. Iga järgnev kiht, mis on eelnevaga risti, võtab enda kanda tõmbepinged selliselt, et lamelli lõhenemine pikikiudu on takistatud (Tuhkanen, Mölder, & Schickhofer, 2018).

$$f_{h,pred,CLT} = \frac{0,035 * (1 - 0,015 * d) * \rho_{mean}^{1,16}}{1,1 * (\sin\beta)^2 + (\cos\beta)^2} \quad (4.29)$$

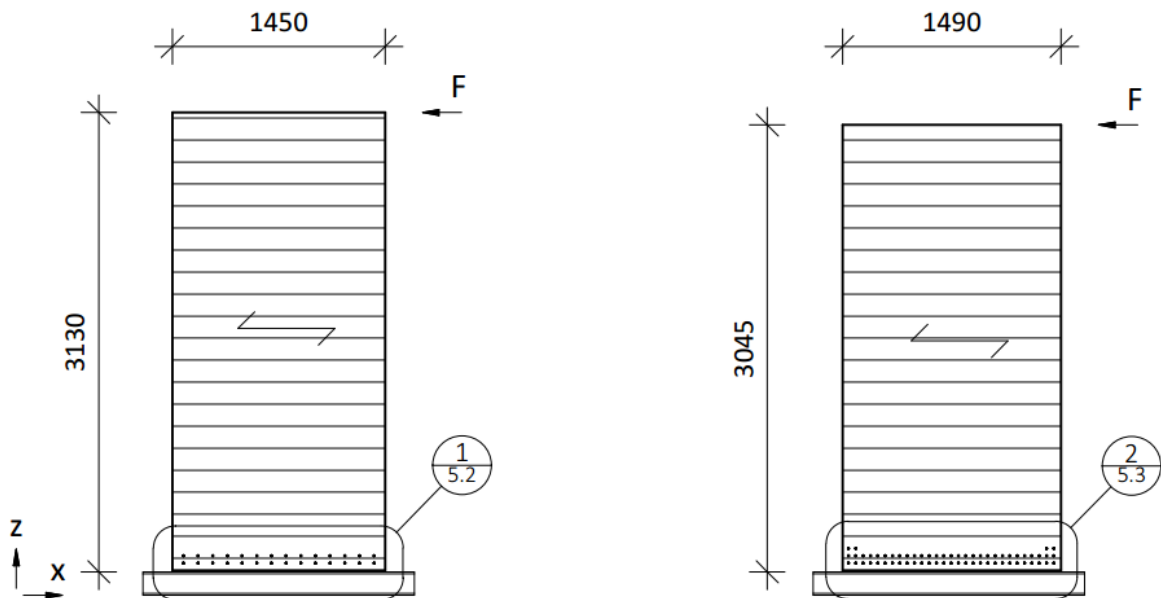
Eelpool toodud valemi põhjal sõltub CLT muljumistugevus liimpuittoote keskmisest tihedusest (ρ_{mean}) ning naagli või poldi läbimõõdust. Samuti on määravaks nurk (β) jõu mõjusuuna ja välimiste lamelli kiudude vahel. Käesolevas töös arvutame CLT muljumistugevused välja just puidu keskmist tihedust kasutades, küll aga on igapäevases inseneripraktikas soovitatav kasutada allpool välja toodud valemit (4.30), kus keskmise tiheduse asemel kasutatakse karakteristliku väärtust (Ringhofer et al., 2018).

$$f_{h,k,CLT} = \frac{32 * (1 - 0,015 * d)}{1,1 * (\sin\beta)^2 + (\cos\beta)^2} * \left(\frac{\rho_k}{400}\right)^{1,2} \quad (4.30)$$

5. JÄIKUSSEINA KONFIGURATSIOONI JA KATSE KIRJELDAMINE

5.1 Katsekeha geomeetria

Uurimistöö eesmärgi saavutamiseks teostati kaks laboratoorset katset Tallinna Tehnikaülikooli Mäepealse 3 ehituskonstruksioonide teadus- ja katselaboratooriumis. Sealne jõupõrand ja -raam löid sobivad tingimused katse läbiviimiseks, aga samas seadsid ette ka piirangud seinaga geomeetria osas. Ristkihtliimpuit koosneb alati paaritust arvust kihtidest, kus iga järgnev kiht on eelnevaga risti. 5-kihilised katsekehad valmistati külgliimimata lamellidest ristlõikega 140x20 mm välimiste lamellide horisontaalse paigutusega. Katsetatud seinad gabariitmõõtmetega 3120x1450mm ning 3035x1490mm on tähistatud joonisel 5.1 vastavalt KS-1 ja KS-2. Konkreetsete gabariitmõõtmelised tulenevad asjaolust, et katsekehad on välja lõigatud varasemalt katsetatud suuremõõtmelistest CLT paneelidest. Katsekeha kogu alumise serva ulatuses on piki keskjooant sisse freesitud 8 mm laiune ja 250 mm sügavune pilu, mille sisse on seinamontaaži käigus terasleht paigaldatud (Joonis 5.2-5.4).



Joonis 5.1. Katseseinte geomeetria – vasakul katsesein nr 1; paremal katsesein nr 2

5.2 Seinapaneeli materjal

Katsetatud seinapaneelid on valmistatud kuusepuidust (*Picea Abies*) lamellidest tugevusklassiga C24, ristlõikega 140 x 20 mm. 5-kihilise CLT paneeli kogupaksus on 100 mm, mille kihtide jaotus vastavalt 20-20-20-20-20 mm. Kuna CLT-l puuduvad veel standardjärgsed tugevusklassid,

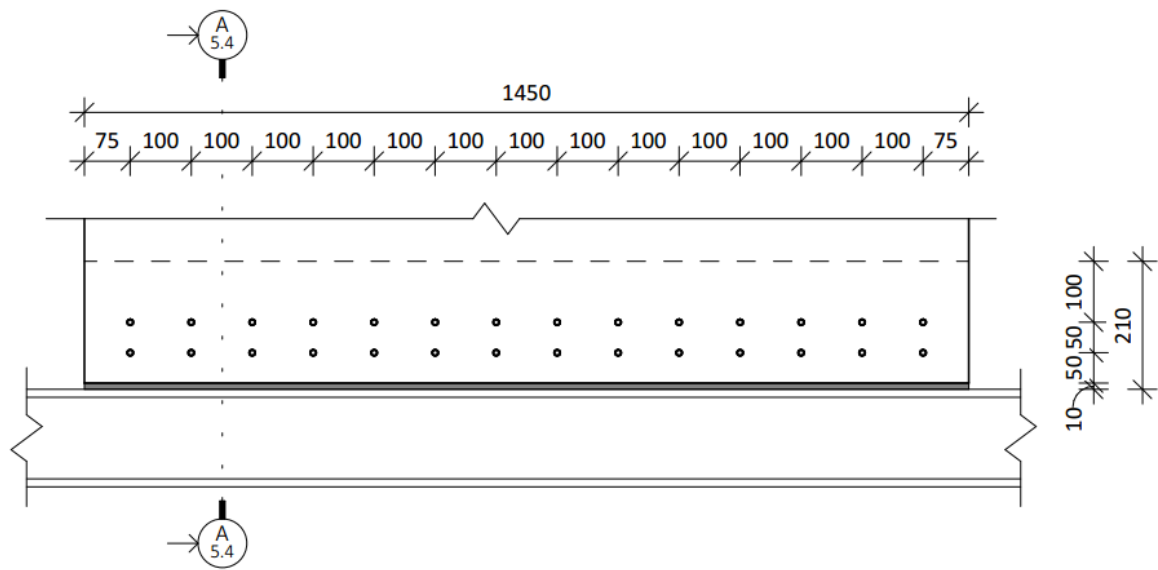
defineerime katsekehad tiheduse alusel. Katsetatud paneelidest lõigati liitega külgnevatest osadest välja klotsid, mis mõõdeti, kaaluti ja seejärel kuivatati ahjus temperatuuril 103 °C kuni püsiva massi saavutamiseni. Mõõdetud tulemuste alusel arvutati katsekeha niiskussisaldus ning tihedus. Katseseina KS-1 keskmine tihedus on mõõtmiste põhjal $\rho_{\text{mean}} = 436 \text{ kg/m}^3$ ($\text{CoV} = 5,6\%$) ja katseseina KS-2 keskmine tihedus vastavalt $\rho_{\text{mean}} = 469 \text{ kg/m}^3$ ($\text{CoV} = 5,5\%$). Seinapaneelide niiskussisaldused on katse järgselt vastavalt 11,8% ning 10,9%. Standardi EN 408 kohaselt hoiustati katsekehasid standardses keskkonnas, s.o temperatuuril $20 \pm 2 \text{ }^\circ\text{C}$ ja suhtelise niiskuse $65 \pm 5\%$ juures püsiva massi saavutamiseni, mille juures okaspuidu balansseeritud niiskussisaldus peaks jõudma tasemeni $12 \pm 2\%$ (EN 408 :, 2010).

5.3 Terasest liitelemendid ja abikonstruktsioon

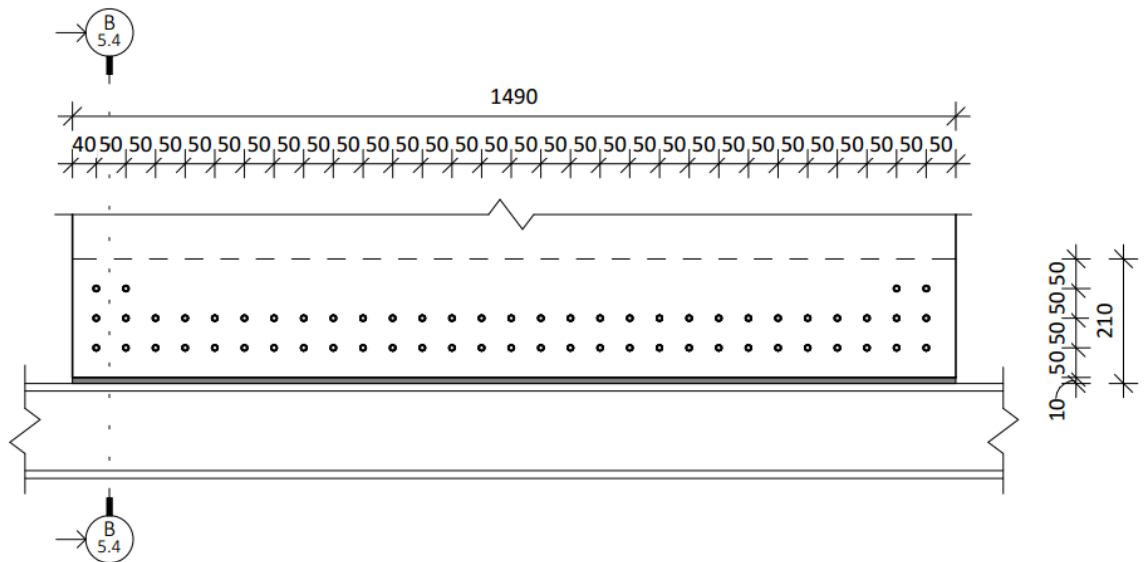
Ristkihtpuidust seinapaneeli fikseerimiseks jõupõranda külge kasutati terastala profiiliga HEB160 tugevusklassiga S355, mis ankurdati põrandasse mõlemast otsast vahekaugusega 2,0 m. Terasprofiilile keevitati tehases külge vertikaalne terasleht tugevusklassiga S355 paksusega 6 mm, mis asetus kohakuti tala seinaga (Joonis 5.4). Terasplaadi ja seinavahe ühendus tehti Rothoblaasi puurnaaglitega SBD 7.5x95 (Rothoblaas, 2019), mille tõmbetugevust katsetati Tallinna Tehnikaülikooli laboris ja tulemuseks saadi $f_u = 1243 \text{ MPa}$ ($\text{CoV} = 4,7\%$). Naagli voolepiirile vastav paindemomendi tegeliku väärtuse leidmiseks katsetati puurnaagleid Karlsruhe Tehnoloogiainstituudis (KIT) ning tulemuseks saadi $M_{45^\circ, \text{mean}} = 102000 \text{ Nmm}$. Kasutades Eurokoodeksi 5 esitatud meetodit (valem 5.31) naagli voolepiirile vastava paindemomendi normväärtuse arvutamiseks, on tulemus alljärgnev (EN-1995-1-1 : 2005).

$$M_{y,Rk} = 0,3 * f_u * d^{2,6} = 0,3 * 1243 * 7,5^{2,6} * 10^{-3} = 70267 \text{ Nmm} \quad (5.31)$$

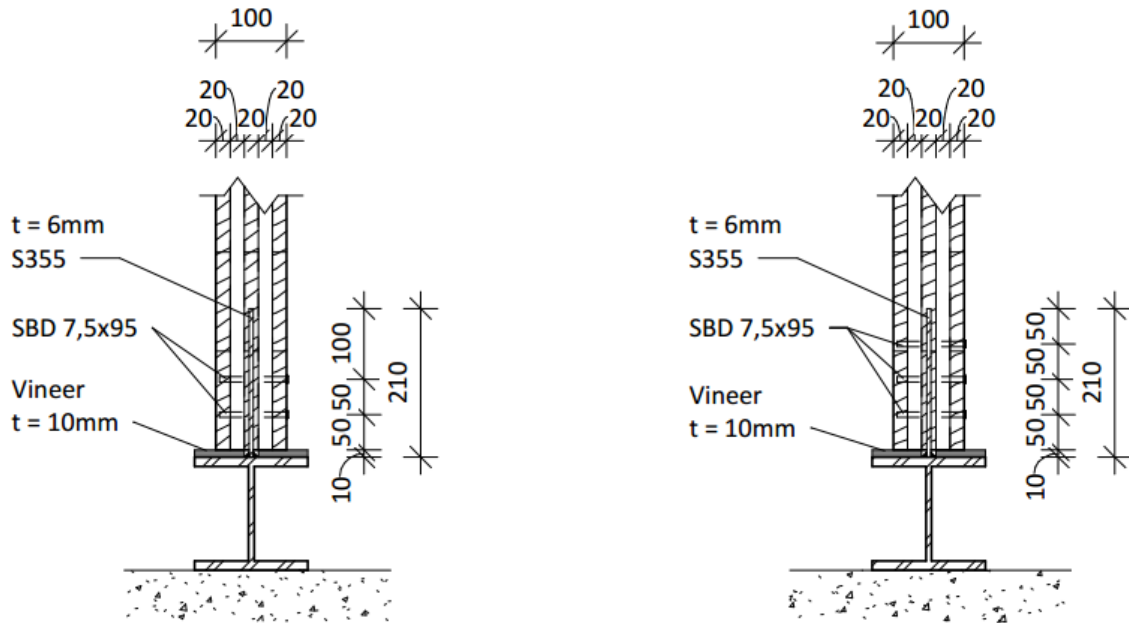
Naaglite korrektseks paigaldamiseks oli tehases poole paneeli paksuse ulatuses ette puuritud $\varnothing=5$ mm. Puurnaagel võimaldas läbistada 6 mm paksuse teraslehe ilma sinna auku eelnevalt ette puurimata. Gabariitide poolest sarnaste seinapaneelida kinnitamiseks kasutati erinevat naaglite arvu ja paigutust. KS-1 puhul paigaldati naaglid 2 ritta ja 14 tulpa – ridade vahekaugus 50 mm ja tulpade vahekaugus 100 mm (Joonis 5.2). KS-2 puhul on naaglid paigaldatud põhiosas samuti 2 ritta ja 29 tulpa – ridade vahekaugus 50 mm ja tulpade vahekaugus 50 mm. Erandina on kahes otsmises tulbas 3 rida naagleid (Joonis 5.3). Igasuguse hõõrde vältimiseks paigaldati terastala ja CLT paneeli vahele lamineeritud vineer paksusega 10 mm, mille alumine pind õlitati.



Joonis 5.2. Naaglite paigutus katsekeha KS-1 liites (detail 1)



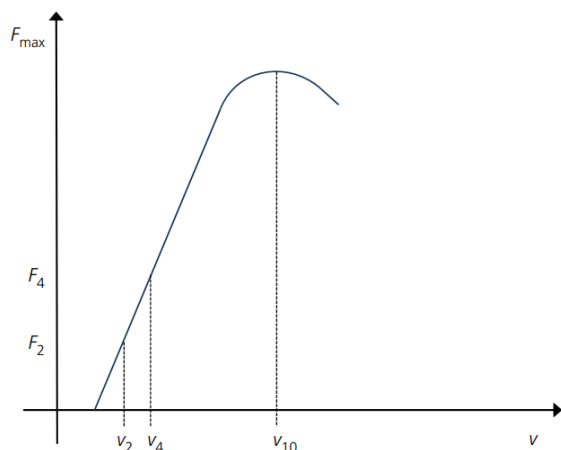
Joonis 5.3. Naaglite paigutus katsekeha KS-2 liites (detail 2)



Joonis 5.4. Liide lõikes – vasak KS-1 lõige A-A; parem KS-2 lõige B-B

5.4 Katsemeetod

Jäikusseina koormamisel lähtuti standardist EN 594 mõningate modifikatsioonidega. Standard näeb ette, et seina tuleb koormata ühtlaselt kuni purunemiseni 300 ± 120 s jooksul. Purunemiseks loetakse maksimaalset koormust või koormust, mille puhul seina ülemise otsa siire on 100mm. Erinevus katsestandardis toodust seisneb selles, et koormamine toimus astmeliselt jälgimaks seina jääkdeformatsioone. Kuna koormamine toimus käsipumbaga juhitava silindriga, ei olnud võimalik väga täpselt kontrollida koormamise aega. Siiski jäi viimase katsetsükli aeg kuni purunemiseni standardis lubatud piiresse. Katse viidi läbi vastavalt alumisele graafikule (Joonis 5.5), mis näitab, millist deformatsiooni vahemikku võetakse seina jäikuse hindamisel arvesse (EN 594 : 2011).



Joonis 5.5. EN 594 : 2011 jõu-siirde diagramm

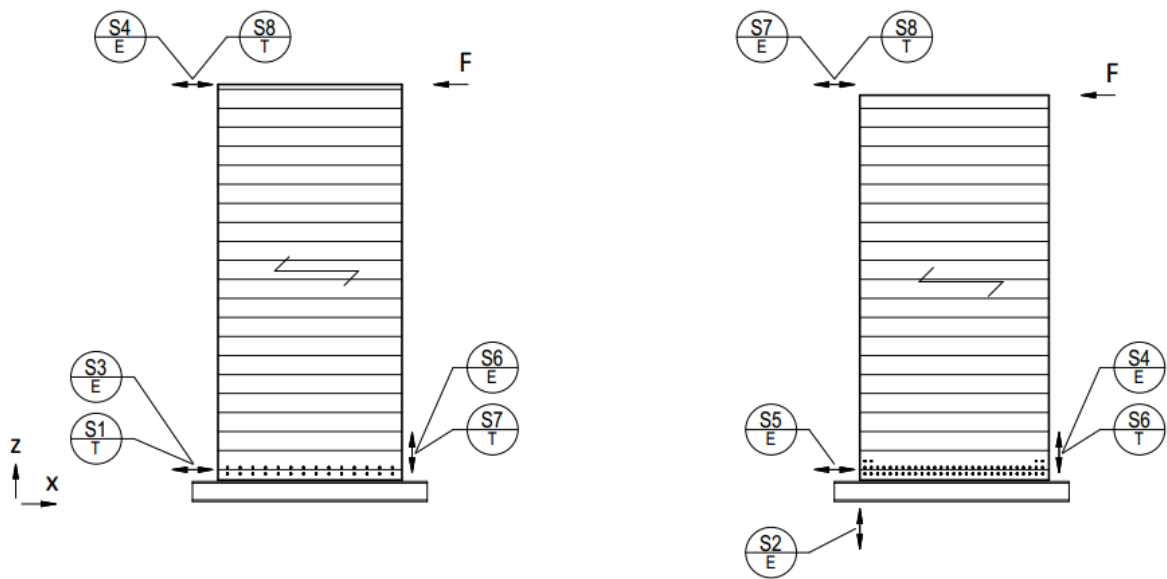
Katseseina jäikus (EN 594 : 2011) kohaselt on avaldatav graafiku põhjal alljärgneval kujul (R , N/mm)

$$R = \left(\frac{F_4 - F_2}{v_4 - v_2} \right) \quad (5.32)$$

5.5 Mõõtevahendid

Jäikusseina koormamiseks on kasutatud Enerpac RC 506* silindrit (Enerpac, 2019), mis suudab maksimaalselt arendada jõudu 50 t ehk 498 kN ning mille töökäik on 159 mm – sellega on tagatud vajalik deformatsioon koormamisel. Silindri efektiivne pindala on 71,2 mm² ning enne katsetusi valideeriti silindri rõhu alusel arvatud kN-d Zemic BM24R-C3-28t-15G jõuanduriga (Zemic Europe B.V, 2019). Katseseinale rakendatud jõud registreeriti paralleelselt nii silindri rõhu kui ka jõuanduriga Zemic.

Lokaalsete ja globaalsete siirete mõõtmiseks kasutati HBM WA50 ja WA100 siirdeandureid, mille kalibreeritud mõõteulatus on vastavalt 0...50 mm ning 0...100 mm ja lugemite edastussagedus 4,8 kHz. Näidud fikseeriti iga 0,02 s järel. Andurite põhimõtteline paiknemine on näidatud allpool (Joonis 5.6).



Joonis 5.6. Siirdeandurite paigutus ja mõõtmise siht – vasak KS-1; parem KS-2

Kõik siirde- ja jõuandurid ühendati 8 kanaliga mõõteseadmega HBM Quantum MX840B, millest kaks kanalit registreerisid jõu väärtusi ning kuus siirdeid. Mõõtetarkvarana kasutati Catman Easy-t, mille võimekus on salvestada katseandmeid 100MB/s (HBM, 2019).

6. KATSETULEMUSED

6.1 Jäikussein KS-1

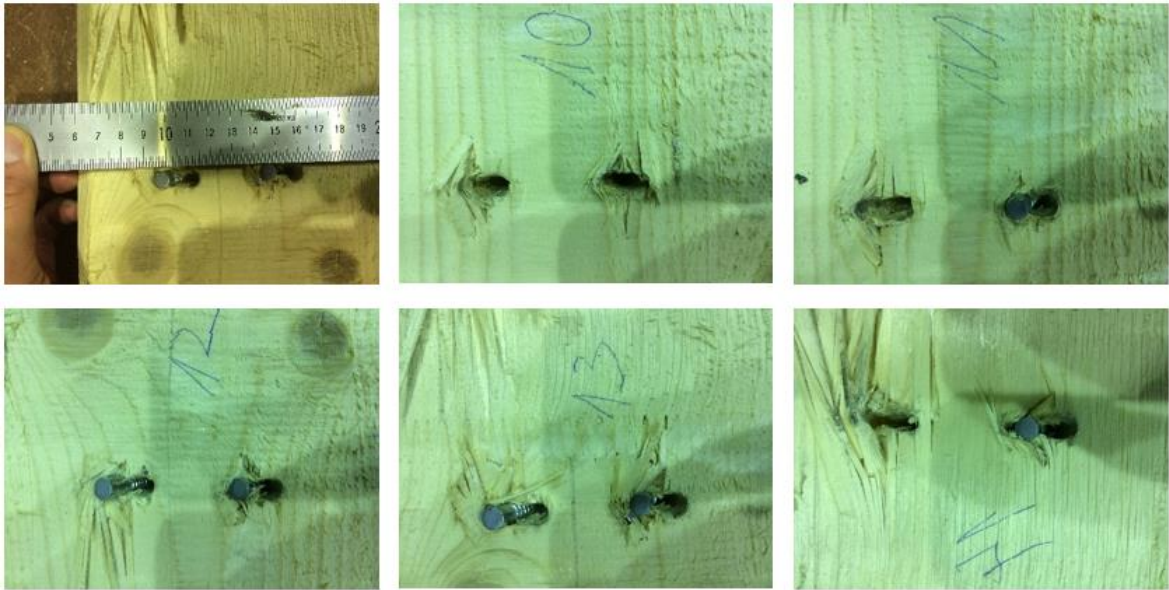
6.1.1 Visuaalne vaatlus

Katsele eelnevalt otsustati, et viiakse läbi koormustsüklid 10 kN, 20 kN, 40 kN ning pärast 60 kN tsüklit mindi koormusega maksimumini. Järk-järguline koormamine oli vajalik elastse piiri ja jääkdeformatsioonide hindamiseks. Katse algusest peale oli näha ja kuulda, et horisontaalkoormuse lisamisega toimusid jäikussein (KS-1) muutused. CLT paneeli suure jäikuse tõttu deformeerus eelkõige liide, mis andis märku järjestikuste praksude näol. Alloleval pildil (Joonis 6.1) on näha, kuidas seina alumine nurk on ülespoole siirdunud liite deformeerumise tulemusena. Pildil fikseeritud alumise nurga jääksiire, jääb joonlaua skaala põhjal natuke alla 2 cm. Arvestades asjaolu, et seina kõrguse ja pikkuse suhe on suurusjärgus 2:1 annab pealtnäha väike nurga tõus (2 cm) suure panuse kogu seina horisontaalsiirdesse. Lühike jäikussein on tundlik nurga tõusu suhtes, kuna numbriliselt 1 mm tõstet tekitab paneeli ülemises nurgas 2,2 mm suuruse horisontaalsiirde.



Joonis 6.1. Nurga tõusu jääksiire maksimumkoormuse järgselt

Katse käigus jõuti maksimaalse koormuseni 74,4 kN. Ligikaudu 65 kN koormuse juures oli kuulda esimese naagli purunemist. Viimase ca. 10 kN koormuse juurdekasvu jooksul purunes summaarselt 7 naaglit, mis on näha allolevalt pildilt (Joonis 6.2). Naaglitulbad, mis purunesid, asusid kõige kaugemal punktist, mille ümber sein pöördus.



Joonis 6.2. Naaglipaarides 11-14 on naaglid purunenud, liites kokku 14 tulpa naagleid

Liite purunemispilt vastab peatükis (4.5) välja toodud purunemisiiside (Joonis 4.8) põhjal tüübile (g), mis tähendab, et lisaks puidu muljumisele deformeerub ka naagel paindele (Joonis 6.3). Tüübi (g) põhjal võib liite kandevõime määramisel arvesse võtta ka köieefekti. Eurokoodeks 5 sätestab, et naaglite puhul on köieefekt 0% liite nihkekandvõimest, küll aga läbiviidud väikeste liidete katsetused puurnaaglitega SBD 7.5x95 näitasid, et naagli mõlemas otsas olev keermestatud osa mõjutab naagli käitumist läbi köieefekti.



Joonis 6.3. Plastselt deformeerunud naagel

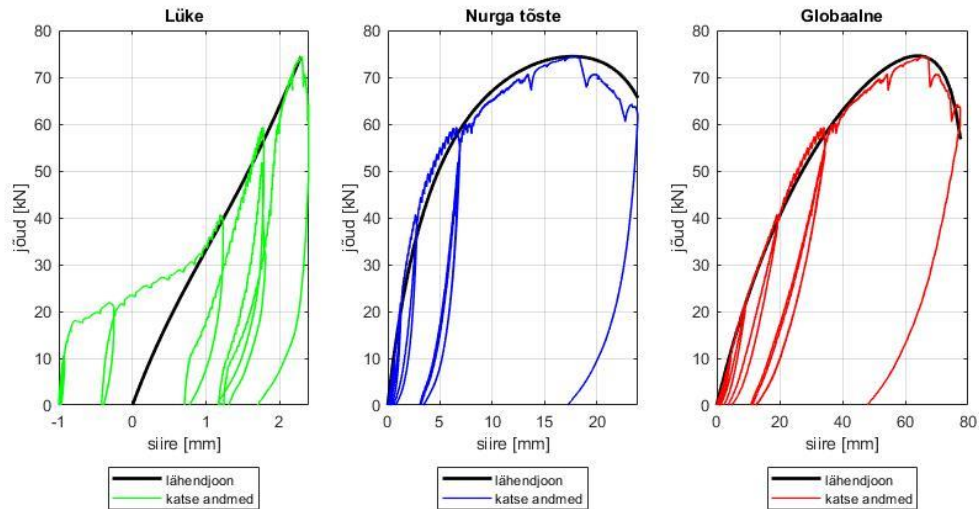
Vaatamata vertikaalkoormuse puudumisest, tekkis seina teises alumises nurgas survetsoon, mille tulemuseks on puitpaneeli muljumine (Joonis 6.4). Pildilt on näha, et välimise horisontaalse ja sisemise vertikaalse lamelli vahele on tekkinud lõhe, mis on tingitud asjaolust, et puidu survetugevus risti- ja pikikiudu erineb ca. 8,5 korda.



Joonis 6.4. CLT paneeli muljumine survetsoonis

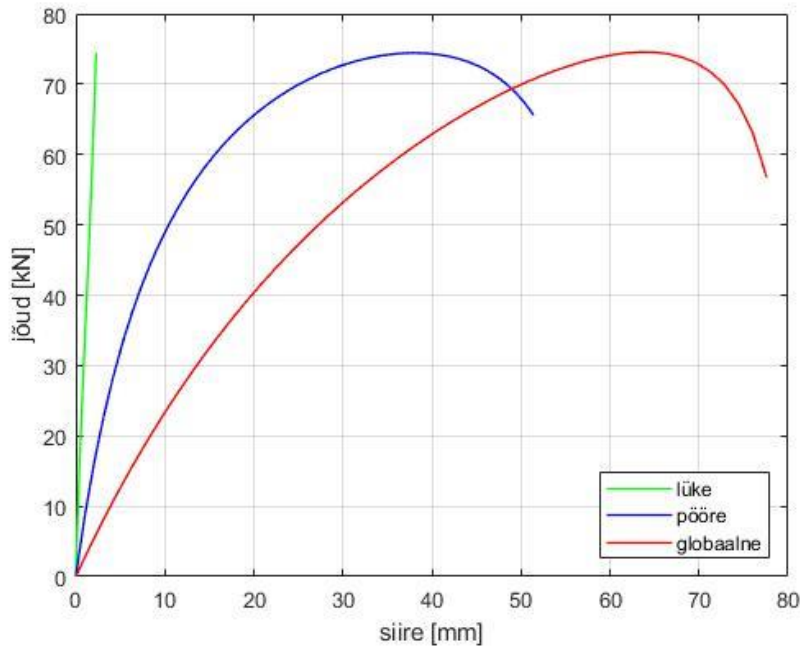
6.1.2 Katsetulemuste arväärtused

Katsestandardi EN 594:2011 järgi paigaldatud siirdeandurite poolt fikseeritud väärtused on kuvatud allpool olevatel graafikutel (Joonis 6.5). Siirdeandurite näitude vektoritest koostati Lisas 2 esitatud koodi abil hüstereeskõverad ning sama koodi alusel lisati lähendjoon, mis järgib hüstereesi ülemisi tippe. CLT paneeli lüke ja nurga tõste, mis katse käigus mõõdeti, määravad ära liite järeleandlikkusest põhjustatud seina siirdumise. Samal joonisel olev kolmas graafik, globaalne siire, võtab kokku nii liite järeleandlikkusest kui ka seinapaneeli enda deformeerumist tingitud summaarse siirdumise. Seega globaalne siire koosneb neljast komponendist, millest kaks esimest on katse käigus mõõdetavad ning millest kaks viimast tuleb teoreetiliste valemite (Peatükk 4.4) põhjal välja arvutada.



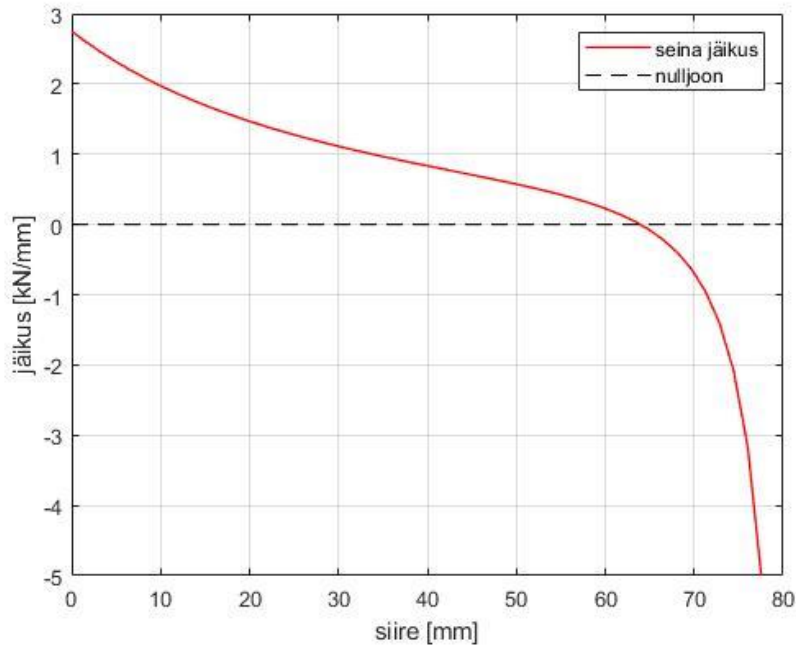
Joonis 6.5. Mõõtepunktide hüstereesikõverad koos lähendjoontega

Katsetulemuste hüstereesikõverate pealt on näha, et umbes 40 kN koormuse juures muutus jõu-siirde diagramm sakiliseks. Töö autori jaoks loogiline seletus sellele on see, et katsesein, mille pikkus on 1,45 m siirdub ainuüksi CLT paneeli elastsete deformatsioonide tõttu suurusjärgu võrra. Rakendades seinale lisakoormust, deformeerub esmajoones CLT paneel elastsetes piirides. Elastne seinaelement käitub siinkohal vedruna, mis teatud ajalise viivitusega kannab sisejõud üle liitesse, kus leiavad aset plastsed deformatsioonid. Esimene hüstereesikõver („Lüke“) omab pisut ebamäärast kuju, mida seletab asjaolu, et liite nihkumist mõõdeti põranda suhtes, mitte tala suhtes, kuhu külge CLT paneel vahetult kinnitus. Tala kinnitati jäigalt jõupõranda külge, aga ka igasugune jäik kinnitus omab teatud järeleandlikkust, mistõttu fikseeriti tala nihet põranda suhtes mõõtesüsteemist eraldiseisva mehaanilise siirdeanduriga. Mõõtmise näitas, et tala nihkus katse alguses 1 mm ning seejärel siire sumbus. Seetõttu on hüstereesi kõver graafikul nihutatud 1 mm võrra negatiivses suunas, et lähendjoon algaks nullpunktist, mis konkreetselt kirjeldab liite käitumist. Katseandmete edasiseks töötlemiseks ja analüüsimiseks on hüstereesikõverad silutud lähendjoonega. Lähendjooned on koostatud Flatscheri poolt välja pakutud analüütilise lähendi meetodiga, mida on kirjeldatud peatükis (4.3) ning lähendjoone funktsioon vastavalt valemile (4.18). Katseseina nr 1 mõõtetulemused on kokkuvõtlikul kujul esitatud alloleval graafikul (Joonis 6.6).



Joonis 6.6. Liite deformeerumisest tingitud paneeli lücke ja pööre ning globaalne ülemise nurga siire

Graafiku roheline ja sinine joon näitavad kui palju siirdub sein ülemine nurk vastavalt liite deformeerumisest. Seina „pööre“ graafikul ei tähistata mitte nurga tõusu, vaid nurga tõusmise tulemusena ülemise nurga horisontaalset siirdumist. Punane joon „globaalne“ on katse käigus fikseeritud ülemise nurga horisontaalsiire, mis on lücke ja pöörde summa, kui nende kahele väärtusele juurde liita CLT paneeli elastsed deformatsioonid. Katseseina jäikuse hindamiseks on globaalse siirde lähendjoonest võetud esimest järku tuletis, mis on esitatud graafikul (Joonis 6.7). Jäikusgraafikul olev joon läbib nullpunkti sellise siirde juures, kus lähendjoon omab maksimumväärtust.



Joonis 6.7. Katsetatud seina jäikus vastavalt globaalsele siirdele

Mõõdetud väärtused on kokkuvõtlikult esitatud tabuleeritud kujul (Tabel 6.1), kus siirde väärtused vastavad üks-ühele kaste käigus mõõdetuga. Siirded (v_x) ja (v_z) annavad meile aimu, kui palju siirdus sein nurga tõusust (v_z) ja liite nihkest (v_x), aga puuduvad lugemid, mis kirjeldavad eraldi paneeli elastseid deformatsioone. Paneeli ülemise nurga horisontaalsiire on fikseeritud tulbas ($v_{tot, mõõt}$), mis sisaldab kõiki deformatsiooni vorme.

Tabel 6.1. Katseseina siirded tabuleeritud kujul

F [kN]	v_x [mm]	v_z [mm]	$v_{tot, mõõt}$ [mm]
0,0	0,00	0,00	0,00
10,0	0,05	0,68	4,45
20,0	0,75	1,27	9,03
30,0	1,75	1,75	13,39
40,0	2,18	2,61	18,88
50,0	2,60	4,20	26,20
60,0	2,98	7,75	37,55
70,0	3,15	13,17	53,56
74,4	3,28	17,67	65,83

6.2 Jäikussein KS-2

6.2.1 Visuaalne vaatlus

Katsele eelnevalt otsustati, et viiakse läbi koormustsüklid 20 kN, 40 kN ning seejärel 80 kN, pärast mida tundus asjakohane minna koormusega maksimumini. Peatükis (4.1.1) mainiti, et enamasti on CLT paneeli enda nihe ja paine marginaalsed võrreldes liite deformeerumisest põhjustatud seina siirdumisega. Jäikusseina (KS-2) koormamise käigus ilmnis, et antud seina konfiguratsiooni korral see ei kehti. Täpsemad selgitused on esitatud peatükis (6.3). Alloleval pildil (Joonis 6.8) on näha naaglite paigutus, mis on jaotunud 1,49 m pikkuse lõigu peale selliselt, et mõlemas suunas on naaglite vahe 50 mm. Andmata ennatlikke hinnanguid näeb selline liide visuaalselt välja oluliselt jäigem, kui seda oli jäikusseina (KS-1) korral. Võrreldes jäikusseina (KS-1) koormamist (KS-2) koormamisega, polnud võimalik jäikusseina (KS-2) puhul visuaalsel vaatlusel registreerida liite märgatavat deformeerumist. Analoogselt ei kõlanud prakse ega raginaid, mis viitaksid plastsetele deformatsioonidele. Esimese nurga tõus jäi antud katse puhul tagasihoidlikuks ning ilmnis, et liite kõrvunurga allapoole vajumine oli proportsionaalselt võrdväärne esimese nurga tõusuga. Seega punkt, mille ümber sein pöördus, asus katse põhjal ribaliite keskel.



Joonis 6.8. Naaglite paigutus liites

Koormuse 74,4 kN juures ei näidanud jäikussein (KS-2) kandevõime ammendumise märke, mis eelneva katseseina puhul osutus maksimaalseks horisontaalseks koormuseks. Seega jätkati eelnevalt kokku lepitud rütmis horisontaalkoormuse lisamist. Jõudnud koormusega 120 kN juurde,

tundus jätkuvalt, et jõu-siirde diagramm järgib lineaarset kuju. Horisontaalkoormuse 124,7 kN juures ei purunenud mitte liide, vaid nõtkke tõttu paneeli ülemine nurk, mille kaudu paneelile koormust üle kanti. Alloleval pildil (Joonis 6.9) on näha, kuidas jõu ülekandetelje nõtkumine põhjustas välimise lamelli eemaldumise paneelist. Vähesese külgtõestuse tõttu sai seina kandevõime osas määravaks paneeli kui konsooli kiive.



Joonis 6.9. Katsekeha väljanõtkumine toimus enne, kui amendus liite kandevõime

Jäikusseina (KS-2) puhul polnud katse käigus märgata liite olulist deformeerumist. Seda kinnitab ka allolev pilt (Joonis 6.10), kus olevad naaglid pärinevad liite lahti võtmisel üles siirdunud nurgale kõige lähemalt. Pildil olevate naaglite põhjal saab väita, et liide on küll tööle hakanud, aga 124,7 kN koormuse mõjumise järel on suur osa liite potentsiaalset veel kasutamata.

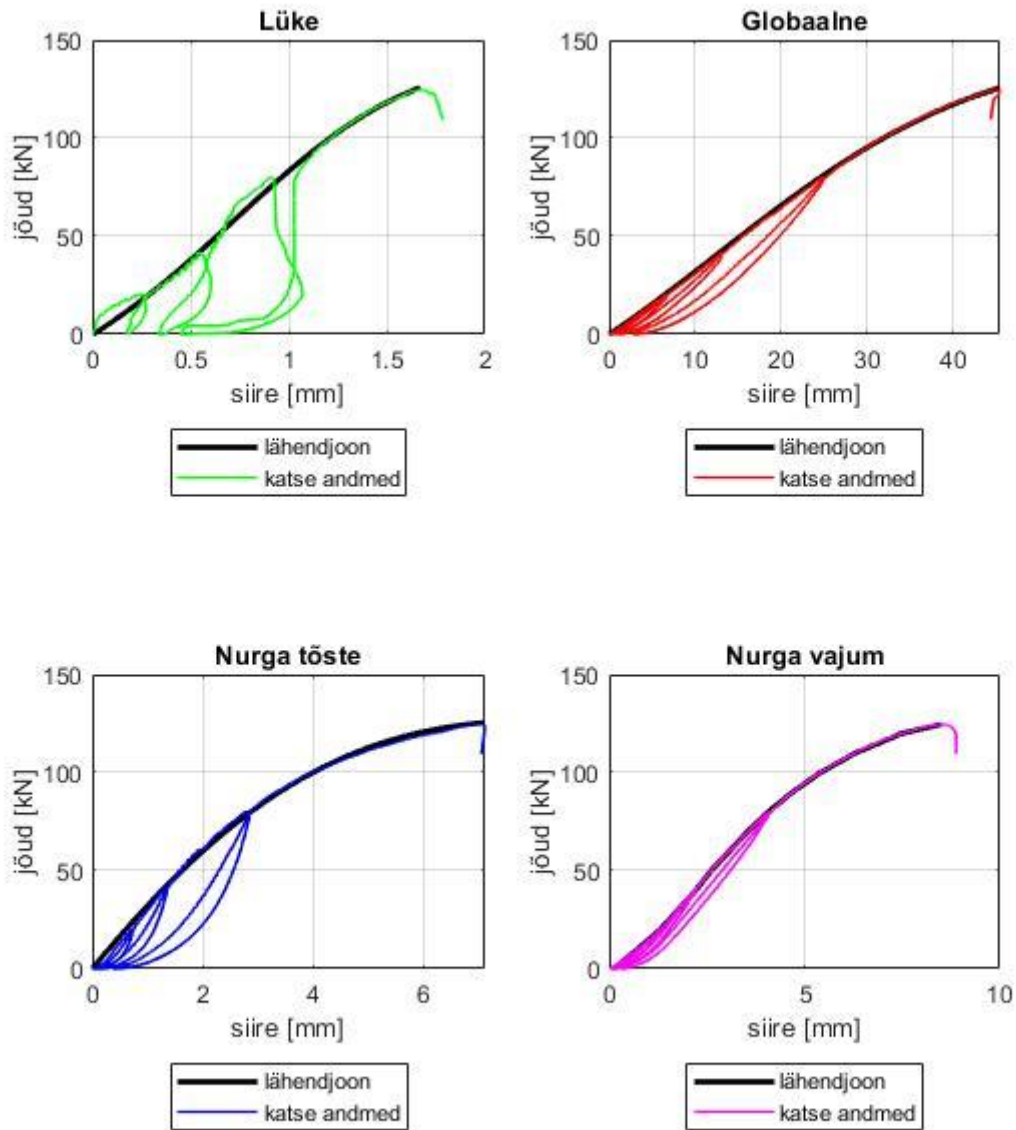


Joonis 6.10. Minimaalsel määral plastselt deformeerunud naaglid

6.2.2 Katsetulemuste arväärtused

Jäikusseina (KS-2) katsetulemuste fikseerimine erines võrreldes eelmise katsega (KS-1) selle poolest, et siirdeandurid fikseerisid nii seina alumise nurga tõusu kui ka teise alumise nurga

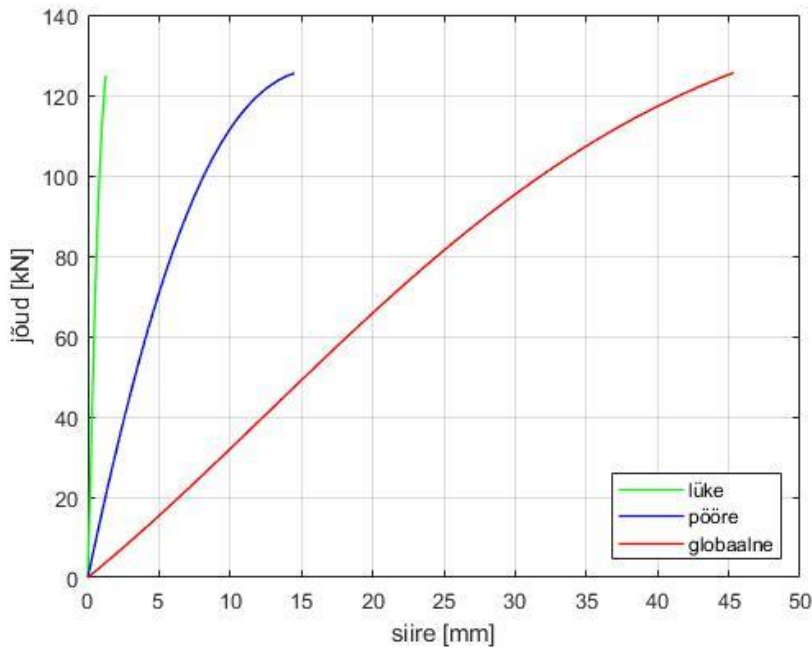
vajumist. Graafikud tõestavad visuaalselt eelpool mainitud, et sein koormamisel ei jõutud maksimaalse plastse kandevõimeni, vaid sein purunes ootamatult kiivele (Joonis 6.11). Globaalse siirde graafiku põhjal on seina käitumine koormuse mõjudes peaaesjalikult lineaarne kuni koormuseni 100kN, mille juures sein näitab esimesi pehmenemise märke.



Joonis 6.11. Mõõtepunktide hüstereesikõverad koos lähendjoontega

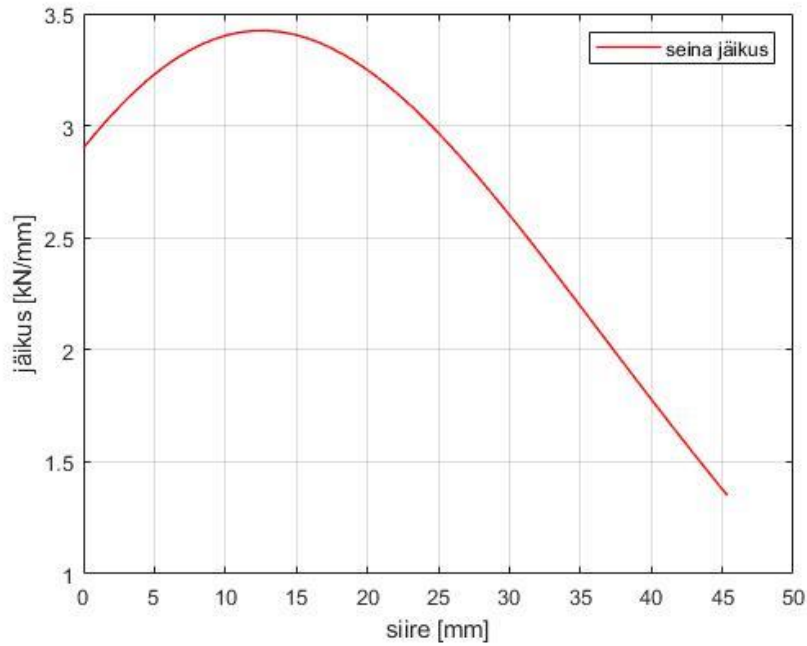
Alumiste nurkade siirdegraafikute põhjal selgub, et suurusjärgus pool sein alumisest servast kandis tõmbepingeid ja teine pool survepingeid. Siit tulenevalt üle dimensioneeritud liitega jäikusseina korral ei saa määravaks nurga tõus, vaid see, kas CLT element peab survetsoonis

olevatele survepingetele vastu. Antud katse puhul oli aluskonstruktsiooniks jäik vundament, mis talus konkreetseid survepingeid, aga ilmselt võib nimetada katsekeha (KS-2) liidet üle dimensioneerituks olukorras, kus aluskonstruktsiooni puit on koormatud ristikiudu. Alloleval graafikul on katseandmete hüstereeskõverate põhjal koostatud lähendjoonte põhjal välja arvutatud siirdegraafikud kokku tõstetud ning on näha, et sein pööre ja globaalne siire on teineteisest eemaldunud võrreldes katsetulemustega (KS-1) korral (Joonis 6.12). Graafik kinnitab asjaolu, et globaalse siirde kujunemisel on suur osa CLT paneeli elastsetel deformatsioonidel.



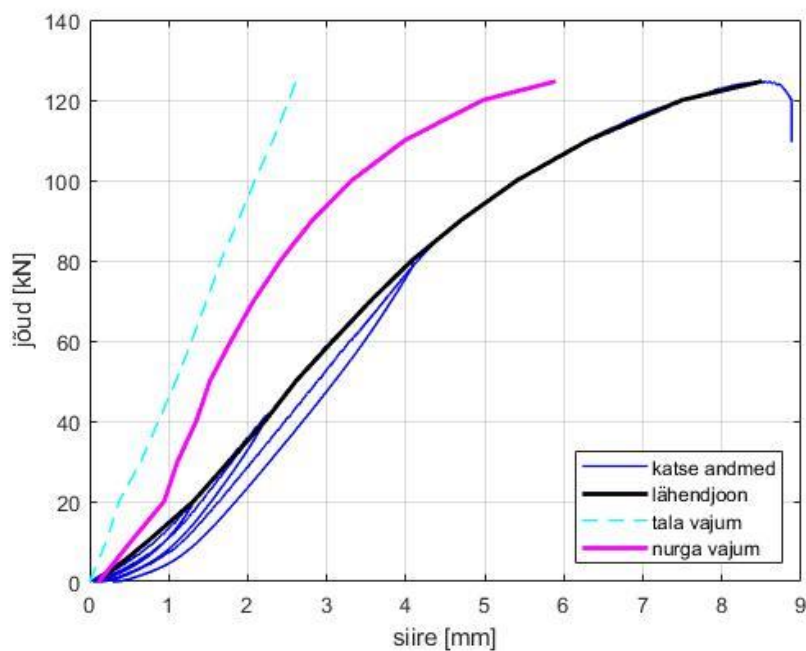
Joonis 6.12. Liite deformeerumisest tingitud paneeli lüke ja pööre ning globaalne ülemise nurga siire

Allolevalt graafikult (Joonis 6.13) on näha, et katse alguses katseseina (KS-2) jäikus kasvab ning pärast haripunkti hakkab lineaarselt kahanema. Jäikus kasvas, kuna katse alguses puudus CLT paneelil otsene kontakt aluskonstruktsiooniga, mistõttu sein pöördus algselt ümber liite gravitatsioonitsentri, kuni survetsooni tekkimiseni. Sein purunes katsetamise käigus hapralt, mitte ei saavutanud plastset kandevõimet. Seda kinnitab jäikuse graafik, kus esitatud funktsiooni tuletise graafik ei jõua nulljooneni, mis oleks iseloomulik katsetulemuste lähendjoonele, millel on haripunkt ja millele järgneb negatiivse tõusuga kõver. Seega hapra purunemise tõttu ei kasutatud ära seina potentsiaalset kandevõimet, mida antud liite konfiguratsioon võimaldaks.



Joonis 6.13. Katsetatud sein jäikus vastavalt globaalsele siirdele

Erinevalt esimese jäikusseina (KS-1) katsetamisest fikseeriti teise jäikusseina (KS-2) katse käigus vajum, mis tekkis alumises nurgas. Siirdeanduritega mõõdeti CLT paneeli vertikaalset siiret põranda suhtes ning samuti abikonstruktsiooniks oleva tala vajumit. Allolev graafik (Joonis 6.14) näitab, et katseandmete lähendjoone vektorist on maha lahutatud tala vajumi vektor, mille tulemuseks on CLT paneeli vajum konstruktsiooni suhtes, kuhu ta oli kinnitatud.



Joonis 6.14. Alumise nurga vajum, kus katsetulemuste põhjal on leitud ainult paneeli nurga allapoole siirdumine (abikonstruktsiooni vajum on maha arvestatud)

Katsetulemused on kokkuvõtlikult esitatud tabuleeritud kujul (Tabel 6.2), kus siirde väärtused vastavad üks-ühele kaste käigus mõõdetuga. Siirded (v_x) ja (v_z) annavad meile aimu, kui palju siirdus sein nurga tõusust (v_z) ja liite nihkest (v_x).

Tabel 6.2. Katseseina siirded tabuleeritud kujul

F	v_x	v_z	S2	Tala_z	$v_{tot, mõõt}$
[kN]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
0,0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
10,0	0,05	0,42	0,73	0,21	3,44
20,0	0,25	0,73	1,31	0,37	6,65
30,0	0,44	1,03	1,76	0,65	9,84
40,0	0,57	1,36	2,22	0,87	13,00
50,0	0,64	1,58	2,61	1,09	15,55
60,0	0,70	1,94	3,08	1,29	18,58
70,0	0,77	2,32	3,55	1,48	21,59
80,0	0,90	2,77	4,07	1,66	24,69
90,0	1,11	3,33	4,69	1,88	28,08
100,0	1,21	4,00	5,41	2,09	31,75
110,0	1,36	4,91	6,31	2,32	36,08
120,0	1,54	6,15	7,50	2,52	41,42
124,7	1,66	7,02	8,51	2,61	44,96

6.3 CLT elastsed deformatsioonid

Nagu eelpool mainitud, puudus katse käigus võimalus fikseerida CLT paneeli elastseid deformatsioone. Esitamaks katsetulemusi ühtse komplektina tuleb need teoreetiliste väärtustena sisse tuua. Peatükis (4.4) välja toodud arvutuseeskirja põhjal on elastsete deformatsioonide leidmiseks vaja sisendparameetrimina ette anda horisontaalkoormus ning paneeli geomeetria. Järgnevalt on katsetulemuste jõuvektorist välja toodud kümnendarvud ning kokku viidud vastavate siiretega, mille alusel tuletati seinapaneeli pööre ja lüke (Tabel 6.3) ja (Tabel 6.4). Tabeli lugemise lihtsustamiseks on värvide näol ära defineeritud, kas antud tulp on otseselt katse käigus mõõdetud suurus, teoreetiliselt välja arvatud või arvatud mõõdetud väärtustele baseerudes. Allolevates tabelites ei ole enam välja toodud nurga tõstet, vaid nurga tõste poolt tekitatud ülemise nurga horisontaalne siire (v_{rg}). Samuti on esitatud liite puhas lüke (v_{sl}), mis ei hõlma endas aluskonstruksiooniks oleva tala seinaga kaasa liikumist. Liite deformeerumisest tingitud paneeli ülemise nurga horisontaalne siirdumine ehk seina lüke ja pööre on summeeritud (v_{con}) ning leitud tegur „p“, mis kirjeldab seinapaneeli lükke ja pöörde omavahelist suhet. Teades liite deformeerumisest tekkinud paneeli ülemise nurga horisontaalset siiret ning katse käigus

fikseeritud väärtust ($v_{tot, mõõt}$), puudub alus vektoreid (v_{con}) ja ($v_{tot, mõõt}$) sisuliselt võrrelda. Nimelt vektor (v_{con}) ei sisalda CLT paneeli elastseid deformatsioone, mistõttu on need tabelisse teoreetiliste väärtustena sisse toodud. Peatükis (4.1.1) mainitud horisontaalse siirde komponendid, milleks on seina lüke ja pööre ning CLT paneeli paine ja nihe, on summeeritud tulbas (v_{tot}). Katsetulemuste vektorist ($v_{tot, mõõt}$) võetakse maha aluskonstruktsiooni nihkumine ning saadakse vektor ($v_{tot, katse}$), mis on võrreldav summavektoriga (v_{tot}). Nii ($v_{tot, katse}$) kui ka (v_{tot}) edastavad puhtalt jäikusseina ülemise nurga horisontaalset siiret.

Tabel 6.3. Katsekeha KS-1 katsetulemused koos elastsete deformatsioonidega

F	v_{sl}	$v_{z,sum}$	v_{rg}	v_{con}	ρ	v_{bn}	v_{sh}	$v_{tot, mõõt}$	$v_{tot, katse}$	v_{tot}
[kN]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	-	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
0,0	0,00	0,00	0,00	0,00	-	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
10,0	0,03	1,27	2,73	2,76	0,01	0,87	0,44	4,45	3,98	4,07
20,0	0,42	2,50	5,38	5,80	0,07	1,73	0,88	9,03	7,90	8,42
30,0	0,75	3,50	7,53	8,28	0,09	2,60	1,32	13,39	10,99	12,20
40,0	1,08	4,94	10,63	11,71	0,09	3,47	1,77	18,88	15,91	16,94
50,0	1,46	7,11	15,30	16,76	0,09	4,33	2,21	26,20	22,71	23,30
60,0	1,81	11,26	24,23	26,04	0,07	5,20	2,65	37,55	33,60	33,89
70,0	1,92	17,29	37,20	39,12	0,05	6,06	3,09	53,56	49,15	48,28
74,4	1,99	22,41	48,22	50,21	0,04	6,45	3,29	65,83	60,97	59,94

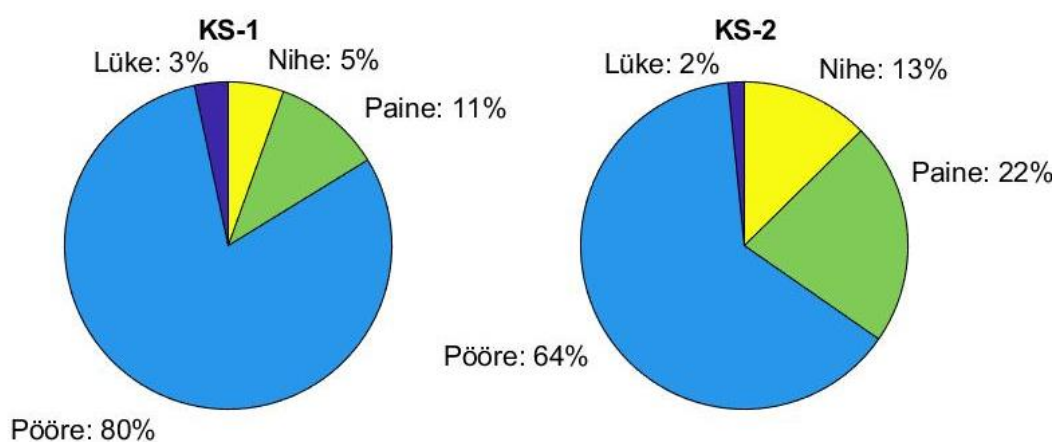
mõõdetud väärtused
 teoreetiline arvutus
 arvutus

Tabel 6.4. Katsekeha KS-2 katsetulemused koos elastsete deformatsioonidega

F	v_{sl}	$v_{z,sum}$	v_{rg}	v_{con}	ρ	v_{bn}	v_{sh}	$v_{tot, mõõt}$	$v_{tot, katse}$	v_{tot}
[kN]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	-	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
0,0	0,00	0,00	0,00	0,00	-	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
10,0	0,01	0,94	1,91	1,92	0,01	0,73	0,42	3,44	3,02	3,07
20,0	0,13	1,67	3,39	3,52	0,04	1,46	0,83	6,65	5,90	5,81
30,0	0,24	2,14	4,35	4,59	0,05	2,18	1,25	9,84	8,52	8,02
40,0	0,29	2,71	5,50	5,79	0,05	2,91	1,67	13,00	11,24	10,36
50,0	0,28	3,10	6,30	6,58	0,04	3,64	2,08	15,55	13,34	12,30
60,0	0,26	3,73	7,58	7,83	0,03	4,37	2,50	18,58	15,96	14,70
70,0	0,25	4,39	8,91	9,17	0,03	5,09	2,92	21,59	18,59	17,18
80,0	0,30	5,18	10,52	10,82	0,03	5,82	3,33	24,69	21,32	19,97
90,0	0,43	6,14	12,47	12,90	0,03	6,55	3,75	28,08	24,27	23,20
100,0	0,45	7,32	14,86	15,31	0,03	7,28	4,17	31,75	27,51	26,75
110,0	0,52	8,90	18,06	18,58	0,03	8,00	4,58	36,08	31,37	31,17
120,0	0,62	11,13	22,59	23,21	0,03	8,73	5,00	41,42	36,31	36,94
124,7	0,66	12,92	26,23	26,89	0,02	9,07	5,20	44,96	39,66	41,16

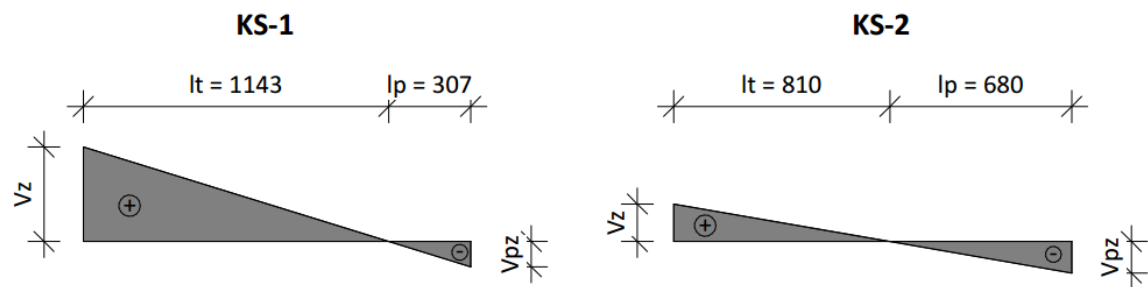
mõõdetud väärtused
 teoreetiline arvutus
 arvutus

Katsetatud jäikusseinte konfiguratsioonidest lähtuvalt on osadeformatsioonid jagunenud vastavalt allolevale graafikule (Joonis 6.15). Mõlema katsetatud seina puhul määras osakaalude jaotuse ära asjaolu, et seinapaneelid olid lühikesed, kumbki ca 1,5 m pikk ning ca 3,0 m kõrge ning teiseks see, et seinale ei mõjunud vertikaalset koormust, mis oleks vastu töötanud alumise nurga tõusule. Oluliselt tihedama naagelliitega katsekeha (KS-2) näitab osadeformatsioonide ühtlasemat jaotust, küll aga domineerib ka antud juhul seina pööre. Märkimist väärt on CLT paneeli võrdlemisi suur paine, mis on tingitud paneeli lamellide asetusest. Nimelt on mõlema katsekeha välimised kihid horisontaalsed ning seetõttu 5-kihilise ristkihtliimpuidu korral jäävad kaks vertikaalset kihti tööle paindele.



Joonis 6.15. Deformatsioonivormide osakaal vastavalt katsetulemustele ja CLT paneeli teoreetilisele elastsetele deformeerumisele

Katsetulemuste põhjal on oluline välja tuua mõõtmisandmete alusel tuletatud survetsooni pikkused (Joonis 6.16), kuna see annab võimaluse analüüsi peatükis arvutusmudelit valideerida. Katsekeha KS-1 korral oli visuaalse vaatluse põhjal selge, et nurga vajum võrreldes esimese nurga tõusuga on tagasihoidlik. Seda kinnitavad ka mõõdetud suurused, mille põhjal survetsoon moodustab 21% seina pikkusest. Survetsooni pikkus on võrdeline ankrute tõmbejõudude summaga (valem 4.15). Siit tuleb välja ka põhjus, miks katsekeha KS-2 korral on alumiste nurkade vertikaalsiirded sedavõrd võrdsed ja seega ka surve- ja tõmbetsooni pikkused ligilähedased. Numbriliselt välja tooduna moodustab katsekeha KS-2 korral survetsoon 46% seina pikkusest. Kokkuvõttes määrab esimese jäikusseina (KS-1) pöördumise naagligruppide järeleandlikkus ehk tõmbetsooni jäikus ning teisel juhul (KS-2) survetsooni jäikus, mis sõltub aluskonstruktsioonist ja CLT paneeli kihtide suunast.



Joonis 6.16. Katsetulemuste põhjal leitud survetsooni ja tõmbetsooni vastavad pikkused

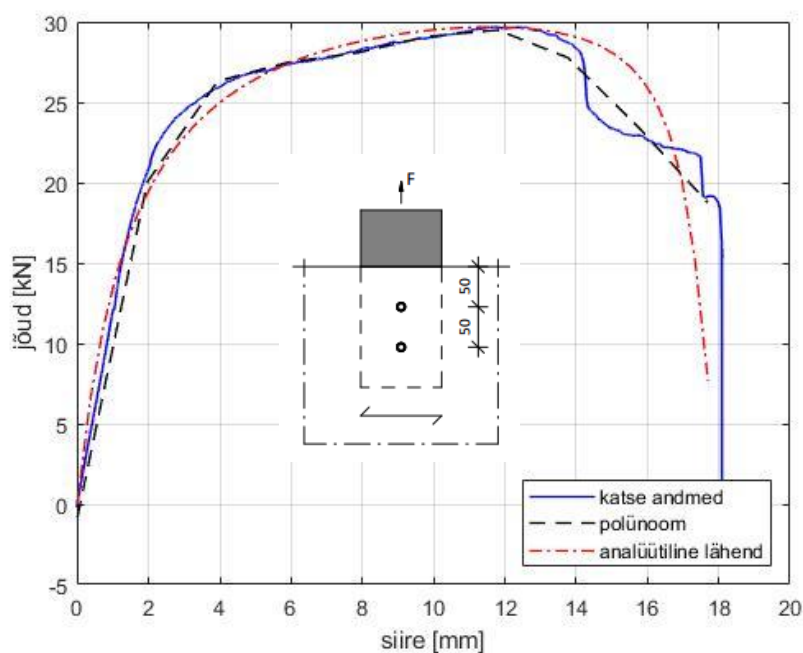
Tähis l_t on vastavalt tõmbetsooni pikkus ning tähis l_p survetsooni pikkus. v_z tähistab alumise nurga tõusu ning v_{pz} alumise nurga vajumit.

7. ANALÜÜS

7.1 Kahe kahelõikelise naagli töötamine

7.1.1 Graafiline esitus

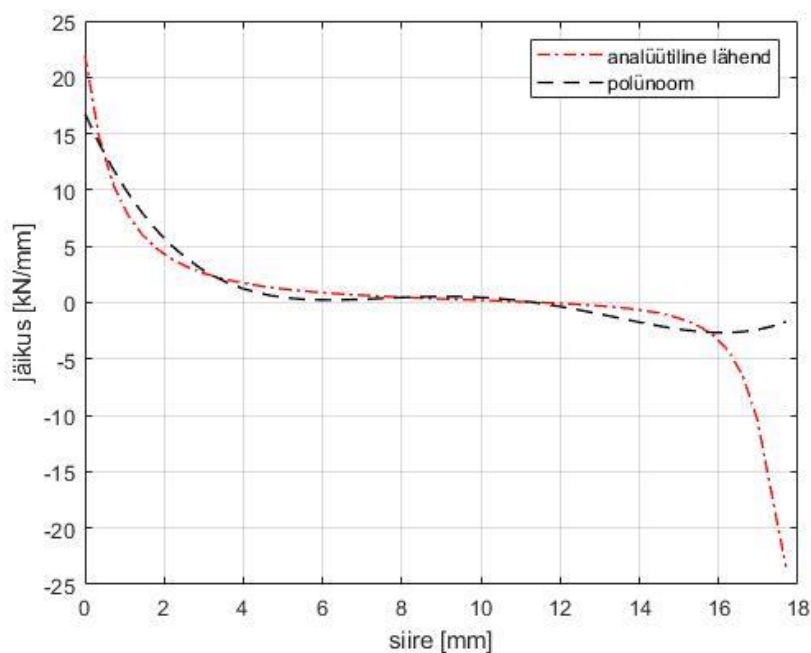
Käesoleva uurimistöo raames katsetati kahte CLT paneelist jäikusseina, mis olid aluskonstruktsiooniga liidetud sisse freesitud teraslehe ja puurnaaglite abil. Selle tööetapi eesmärk on valideerida teoreetilisi mudeleid vastavalt katsetulemustele ning viia läbi analüüs lähtuvalt liite töötamisest. Suure skaala katse andmetest selgusid deformeerunud liitest ja CLT paneeli elastsetest deformatsioonidest põhjustatud siirded. Analüütiliselt sama tulemuseni jõudmiseks on vaja teada, kuidas käitub puit-teras-puit kahelõikeline naagelliide. Selleks katsetati kahe puurnaagliga kinnitatud sisse freesitud metallplaadiga liidet, mille tulemusena saadi liite jõu-siirde diagramm (Joonis 7.1). Katsetati kahe puurnaagliga liidet (vahekaugus 50 mm), mistõttu sellist kaheliikmelist naaglitulpa käsitletakse käesolevas töös liitegrupi nime all.



Joonis 7.1. Jõu-siirde diagrammil esitatud olukord, kui naagel koormatud risti välimiste lamellide kiu suunaga; katsekõvera põhjal on lisatud lähendjooned edasisteks analüüsideks

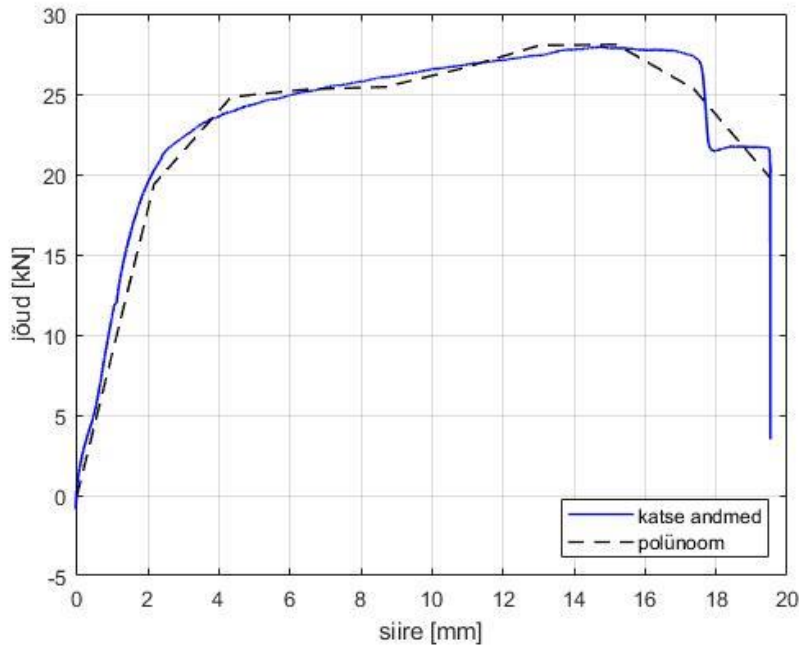
Katsetulemuste kasutamiseks (Flatscher, 2017) poolt välja pakutud arvutusmudel is on vajalik katsekõvera kuju esitada matemaatilise funktsioonina. Käesolevas töös on selleks kasutatud kahte erinevat lähendjoone meetodit, millest esimene on (Flatscher, 2017) analüütiline meetod

lähendjoone koostamiseks ning teine on kõige üldisemal kujul polünoom. Polünoomi muutujate astmete leidmiseks on kasutatud matemaatikatarkvara Matlab (Matlab, 2018), mille sisendiks on siirde ning jõu vektorid selliselt, et jõud on muutuja siirde funktsioon analoogselt (Flatscher, 2017) analüütilisele lähendile (Valem 4.18). Polünoomi aste on valitud selliselt, et funktsiooni kõver järgiks maksimaalselt katsekõvera kuju. Selliselt fikseeritud kordajate ja astendajatega funktsioon annab lahendiks konkreetsele siirdele vastava jõu. Ülevaate andmiseks liite jäikusest on alloleval graafikul esitatud analüütilise lähendi ja polünoomi esimest järku tuletised (Joonis 7.2). Nii jõu-siirde diagramm (Joonis 7.1) kui ka jäikuse graafik (Joonis 7.2) viitavad liite suurele plastsusele, mida näitab ligilähedaselt konstantse tõusunurgaga platoo elastsuspiirist kuni liite maksimaalse kandevõimeni. Võrdluseks kirjandusega loetakse järeleandva naagelliite deformatsiooni suuruseks nende kandevõime täielikul ärakasutamisel saepuidus 2 mm (Just, Öiger, & Just, 2015). Naagelliite kasutamine antud CLT paneeli korral näitab, et maksimaalne kandevõime saavutatakse ligikaudu 12 mm siirde juures.



Joonis 7.2. Kahe kahelõikeline naagliga teostatud liite jäikus vastavalt Flatscheri lähendjoone ja polünoomi esimest järku tuletisele.

CLT paneel koosneb paaritust arvust lamelli kihtidest, mistõttu on liite kandevõime sõltuvalt jõu mõjumise suunast erinev ning seega on analüüsides vajalik teada liite töötamist kirjeldavat funktsiooni kahes suunas. Alloleval graafikul (Joonis 7.3) on välja toodud jõu-siirde diagramm, mis kirjeldab liite käitumist, kui jõud mõjub välimise lamelli kiududega paralleelselt. Võrreldes allolevat graafikut (Joonis 7.3) graafikuga (Joonis 7.1), on märgata erinevust nii maksimaalses kandevõimes kui ka deformatsiooni suuruses, mis vastab liite kandevõime ammendumisele.



Joonis 7.3. Jõu-siirde diagrammil esitatud olukord, kui naigel koormatud paralleelselt välimiste lamellide kiu suunaga

Eelpool toodud graafikute põhjal koostatud matemaatilised funktsioonid on sisendiks iteratsioonidele, et leida arvutuslikku seina kandevõimet horisontaalkoormuse mõjumisel.

7.1.2 Polünoom funktsiooni kujul

Eelnevas peatükis (7.1.1) välja toodud graafikud kirjeldavad kahe kahelõikelise naagli töötamist koormuse mõjudes. Joonisel (Joonis 7.1) olev graafik esitab liite käitumist globaalses teljestikus z-telje sihis, mis tähendab, et naaglitele rakendatud koormus mõjub risti CLT paneeli välimiste lamellidega ning naaglite töötamine z-telje sihis takistab seina pöördumist. Konkreetset katsekõverat järgib kõige täpsemalt 5-astme polünoom, mis on esitatud alljärgnevalt valemi (7.33) kujul:

$$F(v) = 0,0004v^5 - 0,0226v^4 + 0,4341v^3 - 3,8911v^2 + 16,7568v - 0,8288 \quad (7.33)$$

Visuaalselt ühtiks katsekõveraga veel paremini mõni kõrgema astme polünoom, aga lähtudes numbrilistest väärtustest ei ole ratsionaalne siinkohal kõrgemat kui 5-astme polünoomi kasutada. Seinä lüket takistab naaglite töötamine globaalsest teljestikust lähtudes x-telje suunas, mis tähendab, et naaglit koormatakse paralleelselt CLT paneeli välimiste lamellide kiu suunaga. Graafik, mis selliselt koormatud naagli käitumist kirjeldab, on esitatud joonisel (Joonis 7.3). Ka selle katsekõvera esitamiseks funktsioonina on kasutatud 5-astme polünoomi, mis on välja toodud alljärgnevalt valemi (7.34) kujul:

$$F(v) = 0,0002v^5 - 0,0127v^4 + 0,2881v^3 - 2,9727v^2 + 14,1618v - 0,0290 \quad (7.34)$$

Polünoomide kujust on näha, et teades ühe naagitulba siirde väärtust (v), saame välja arvutada kui suurt jõudu ta konkreetsel juhul vastu võtab. Kuna (Flatscher, 2017) poolt välja pakutud meetod käsitleb jäikusseina ka plastses staadiumis, on oluline, et polünoom kirjeldaks täpselt nii graafiku haripunktile eelnevat kui ka järgnevat osa.

7.1.3 (Flatscher, 2017) analüütiline lähend funktsiooni kujul

(Flatscher, 2017) poolt välja pakutud analüütilise lähendi leiame ainult graafikule (Joonis 7.1), mis kirjeldab liite käitumist globaalses teljestikus z-telje sihis, kuna selles suunas jõuab liide plastsesse staadiumisse. Liite deformatsioonid x-telje suunas jäävad elastsesse staadiumisse ning kuna kahe graafiku elastsed staadiumid suuresti ühtivad, puuduvad vajadus seda osa dubleerida. Graafiku alusel koostatav matemaatiline funktsioon baseerub valemil (4.18), kus esmajärgus on vaja määrata ääritingimustest tulenevad koefitsiendid. Graafikul (Joonis 4.7) välja toodud iseloomulikud punktid (A, M ja B) on aluseks ääritingimuste määramiseks ning omakorda eelduseks koefitsientide ($C_1 - C_6$) arvutamisel. Valemid tegurite C_1 kuni C_6 leidmiseks on esitatud Lisas 1, parameetrid, mis esitavad graafiku punktide omadusi, on välja toodud allolevas tabelis (Tabel 7.1).

Tabel 7.1. Sisendparameetrid koefitsientide C_1 kuni C_6 arvutamiseks

parameeter	F_{\max}	v_{\max}	K_{ini}	F_A	v_B	K_B
ühik	[kN]	[mm]	[kN/mm]	[kN]	[mm]	[kN/mm]
suurus	29,68	11,59	2,56	27,29	16,5	-5,7

Valem (4.18) võtab alloleva vormi, kui on teada koefitsientide numbrilised väärtused, mis aitavad graafiku kuju esitada funktsioonina.

$$F(v) = \frac{v + C_1 * v^2 + C_2 * v^3}{C_3 + C_4 * v + C_5 * v^2 + C_6 * v^3} = \frac{v - 0,1106 * v^2 + 0,0031 * v^3}{0,0455 + 0,0234 * v - 0,0030 * v^2 + 0,0001 * v^3}$$

Liite käitumist kirjeldavaid funktsioone kasutatakse peatükis (7.3) jäikusseinte KS-1 ja KS-2 teoreetiliste kandevõimete välja arvutamiseks.

7.1.4 Liite teoreetiline elastne kandevõime

Eelpool käsitletud matemaatiline funktsioon katsekõverast on sisendiks (Flatscher, 2017) arvutusmudeli iteratsioonile, sedavõrd keerulist sisendit ei nõua aga peatükis (4.2.2) välja toodud (Reynolds et al., 2017) mudel, mis käsitleb liite käitumist lineaarses staadiumis. (Johansen, 1949) teooria põhjal tuletatud valemi abil saab võrdluseks katsetulemustega välja arvutada liite elastse kandevõime (Peatükk 4.5.1). CLT paneelist lähtudes on arvutuse algandmeteks puidu keskmine tihedus katseseina KS-1 korral $\rho_{\text{mean}} = 436 \text{ kg/m}^3$ ja katseseina KS-2 korral $\rho_{\text{mean}} = 469 \text{ kg/m}^3$ ning teraslehega külgneva puitlemendi paksus $t_1 = 46 \text{ mm}$. Puurnaagleid SBD-7.5x95 katsetati vastavalt standardile (EN 409 : 2009), mille tulemusena saadi naagli tõmbetugevuseks $f_u = 1243 \text{ MPa}$ ($CoV = 4,7\%$) ning naagli voolepiirile vastava momendi väärtuseks $M_{45^\circ, \text{mean}} = 102000 \text{ Nmm}$. Esmajärgus leiame liite muljumistugevuse, siinkohal piisab sellest, kui muljumistugevus on teada juhul, kui naaglit koormatakse risti välimise lamelli kiududega. Kandevõime fikseerimine selles suunas on piisav, kuna katsetulemustest on näha, et liite nihe on olematu võrreldes nurga tõusuga ning (Reynolds et al., 2017) käsitleb analüütilises meetodis pöördest tulenevat kandevõimet. Katseseina KS-1 korral on liite muljumistugevus valemi (4.29) põhjal alljärgnev:

$$f_{h,90,CLT} = \frac{0,035 * (1 - 0,015 * d) * \rho_{\text{mean}}^{1,16}}{1,1 * (\sin\beta)^2 + (\cos\beta)^2} =$$

$$= \frac{0,035 * (1 - 0,015 * 7,5) * 436^{1,16}}{1,1 * (\sin 90)^2 + (\cos 90)^2} = 32,6 \text{ MPa}$$

Katseseina KS-2 korral on muljumistugevuseks $f_{h,90,CLT} = 35,4 \text{ MPa}$ lähtudes paneeli keskmistest tihedustest (ρ_{mean}). Ühe nihkepinna kandevõime on vastavalt (Johansen, 1949) teooriale valemi (4.28) põhjal on leitav alljärgnevalt ilma köieefekti arvesse võtmata, olenemata sellest, et puurnaagli mõlemas otsas eksisteerib kindla pikkusega keermestatud osa:

$$F_{v,R} = \min \left\{ \begin{array}{l} 32,6 * 46 * 7,5 = 11232 \text{ N} \\ 32,6 * 46 * 7,5 \left[\sqrt{2 + \frac{4 * 102000}{32,6 * 7,5 * 46^2}} - 1 \right] = 7528 \text{ N} \\ \sqrt{4 * 102000 * 32,6 * 7,5} = 9981 \text{ N} \end{array} \right.$$

Eelneva põhjal on ühe nihkepinna löikekandevõimeks 7528 N. Antud töö raames on ratsionaalne vaadata naagleid paarikaupa, seega katseseina KS-1 kahe kahelõikelise naagli löikekandevõime on $F_{v,RK} = 30,1 \text{ kN}$. Katseseina KS-2 keskmise tiheduse (ρ_{mean}) põhjal arvatud kahe kahelõikelise naagli kandevõime on 31,8 kN.

Hilisemad uuringud on näidanud, et valemi (4.29) põhjal välja arvatud CLT paneeli muljumistugevused ülehindavad ($f_{h,CLT}$) tegelikke väärtusi (Tuhkanen et al., 2018). (Johansen, 1949) nihkepinna kandevõime valemi üheks teguriks on muljumistugevus ($f_{h,CLT}$) ning kuna eeltoodu põhjal võib see anda tagavara kahjuks tulemusi, katsetati kahe kahelõikelise naagli liitegruppi Tallinna Tehnikaülikooli ehituskonstruksioonide teadus- ja katselaboratooriumis. Ühe nihkepinna kandevõime katsetulemused on kokkuvõtlikult esitatud (Tabel 7.2).

Tabel 7.2. Ühe nihkepinna kandevõime (keskväärtus, CoV)

α	Naaglitüüp	$F_{v,R,mean}$ (kN)	CoV (%)
90°	SBD 7.5x95	6,95	6,6

Ühe liitegrupi (kaks kahelõikelist naaglit) kandevõime on katsetulemuste põhjal $F_{v,R} = 27,8$ kN. Seda väärtust kasutatakse järgmises peatükis (7.2) liite tugevusena.

7.2 Seinna kandevõime vastavalt jõumeetodile

Katsetulemused näitasid, et lühikese ja vertikaalkoormuseta jäikusseina puhul mõjutab seinna pööre kõige enam ülemise nurga summaarset horisontaalset siiret. Tulemustest lähtuvalt arvutame alljärgnevalt välja seinna teoreetilise kandevõime horisontaalkoormusele vastavalt (Reynolds et al., 2017) poolt välja pakutud arvutuseeskirjale (Peatükk 4.2.2). Üksikasjalik arvutuskäik on esitatud Lisas 3 toodud koodi kujul.

Võtame esmalt vaatluse alla katseseina (KS-1), kus kaheliikmelised naaglitulbad on teineteisest horisontaalsihis 100 mm kaugusel. Kalkulatsiooni esimene samm on määrata naaglitulba tõmbekandevõime (T), mis asub punktist kõige kaugemal, mille ümber sein pöördub. Antud tähistuse korral naaglitulba tõmbekandevõime (T) on välja toodud eelnevas peatükis (7.1.4), kus liidet käsitleti puit-teras-puit kahelõikelise naagelliitena. Siit tulenevalt võrdsustame tõmbekandevõime (T) lõikekandevõimega ($F_{v,R}$) järgnevalt $T = F_{v,R} = 27,8$ kN. Järgmise sammuna arvutame välja igale naaglitulbale mõjuva tõmbejõu vastavalt jõudude lineaarsele jaotusele (valem 4.2).

$$T_i = T * \frac{d_i}{d_n} = 27,8 * \frac{d_i}{1375}$$

Kus:

$$d_i = [75; 175; 275; \dots; 1375] \text{ (mm)}$$

Arvutuseeskiri näeb ette, et jäikusseina koormamisel tekib ühes sein alumises nurgas ristküliku kujuline survetsoon, mistõttu sein ei pöördu enam täpselt ümber nurgapunkti, vaid ümber punkti, mis asub survetsooni keskel. Survetsooni pikkus avaldub valemi (4.3) põhjal alljärgnevalt:

$$x = \frac{q * l + \sum T_i}{f_{c_vineer_90} * t_{eff} + f_{c_puit_90} * t_{mitte_eff}} = \frac{0 * 1450 + 205,2 * 10^3}{10 * 40 + 2,5 * 40} = 410,4 \text{ mm}$$

Analoogses suurusjärgus survetsooni pikkust võis täheldada ka katse käigus. Teades jõudude jagunemist liitelementide vahel ja survetsooni pikkuse põhjal punkti asukohta, mille ümber sein pöördub, saab valemi (4.4) alusel välja arvutada jäikusseina maksimaalse kandevõime elastses staadiumis.

$$\begin{aligned} F_{rg} &= \frac{1}{h} * \sum_{i=1}^n T_i * \left(d_i - \frac{x}{2} \right) + \frac{q * l^2}{2} - (q * l) * \frac{x}{2} = \\ &= \frac{1}{3120} * \sum_{i=1}^{14} T_i * \left(d_i - \frac{410,4}{2} \right) = 49,2 \text{ kN} \end{aligned}$$

Teoreetiline kandevõime $F_R = 49,2 \text{ kN}$ annab asjakohase hinnangu jäikusseina elastse kandevõime osas ka võrreldes katsetulemustega (Joonis 6.5), kus on näha, et sein näitab pehmenemise märke $F = 50 \text{ kN}$ koormuse juures.

Võtame vaatluse alla jäikusseina (KS-2), kus naaglitulbad on horisontaalsihis paigutatud teineteisest 50 mm sammuga. Lisaks sellele erinevusele katseseinaga (KS-1) on kaks otsmist naaglitulpa kolmeliikmelised. Ühe naaglitulba tõmbekandevõime (T), on vastavalt katsetulemustele $T = F_{v,R} = 27,8 \text{ kN}$. Otsmiste kolmeliikmeliste tulpade mõju arvesse võtmiseks manipuleerime vektoriga d_i , mis määrab ära iga naaglitulba kauguse sein punktist, mille ümber pöördumine toimub. Seega valem (4.2) võtab alljärgneva kuju:

$$T_i = T * \frac{d_i}{d_n} = 27,8 * \frac{d_i}{1440}$$

Kus:

$$d_i = [40; 65; 90; 140; 190; \dots; 1340; 1390; 1415; 1440] \text{ (mm)}$$

Jäikusseina (KS-2) koormamisel tekkiva survetsooni pikkus (x) on suurusjärgu võrra pikem, kuna sõltub otseselt sellest, mis on ankrute ehk naaglitulpade poolt vastuvõetav summaarne jõud ($\sum T_i$). Survetsooni pikkus avaldub valemi (4.3) põhjal alljärgnevalt:

$$x = \frac{q * l + \sum T_i}{f_{c_vineer_90} * t_{eff} + f_{c_puit_90} * t_{mitte_eff}} = \frac{0 * 1490 + 442,9 * 10^3}{10 * 40 + 2,5 * 40} = 885,7 \text{ mm}$$

Võimsama ankurduse korral on punkt, mille ümber sein pöördub, nihkunud sein kesktelele ligemale. Tulemuseks on see, et väheneb jõuõlg pöördepunkti ja kaugeima naaglitulba vahel, mis töötab otseselt vastu välisele horisontaalkoormusele. Valemi (4.4) alusel saame välja arvutada jäikusseina maksimaalse kandevõime elastses staadiumis.

$$F_{rg} = \frac{1}{3035} * \sum_{i=1}^{31} T_i * \left(d_i - \frac{885,7}{2} \right) = 86,6 \text{ kN}$$

Võrdluseks katsetulemustega (Joonis 6.11) võib koormuse $F = 86,6 \text{ kN}$ juures täheldada jäikusseina pehmenemise märke, küll aga tagasihoidlikul kujul. Seega lineaarsel sisejõudude jagunemisel baseeruv arvutusmeetod hindab jäikusseina elastset kandevõimet piisava täpsusega ning võrreldes maksimaalse kandevõimega jätab potentsiaalse tagavara, mille realiseerimine sõltub kasutuspiiriseisundi poolt ette antud tingimustest.

7.3 Sein kandevõime vastavalt siirdemeetodile

7.3.1 Jäikussein KS-1

Naagelliite venivusomadustest lähtuvalt jääb jõumeetodi puhul liite potentsiaal kasutamata. Siinkohal uurimine, millise ülemise nurga horisontaalsirde korral saavutatakse kandevõime osas haripunkt selliselt, et ka sein pöördumise punktiga külgnevad naaglitulbad jõuaksid voolepiiri ligilähedale. Kõik, mis kirjeldab liite käitumist on ära defineeritud peatükis (7.1), seega käesolevas osas tegeleme jäikusseina kui terviku kandevõimega. Alljärgnevas arvutuskäigus määrame maksimaalse horisontaalse koormuse, mida jäikussein KS-1 oma konfiguratsiooniga vastu suudab võtta. Arvutus on üles ehitatud sellisel kujul, et antakse ette ülemise nurgapunkti horisontaalsirde väärtus ja itereeritakse seda senikaua, kuni kandevõime saavutab haripunkti. Reaalses inseneripraktikas on meetodi eeliseks asjaolu, et teades lubatud maksimaalset siiret (nt: 1/500 Soomes) (RIL 205-1, 2017), väljastab arvutusmudel esmajärgus just koormuse numbrilise väärtuse, mis on vaja rakendada, et sellises suurusjärgus siire tekiks. Üksikasjalik arvutuskäigu kood esitatud Lisas 4.

(Flatscher, 2017) iteratsioonile eelnevalt fikseerime ära alumise nurga survetsooni karakteristikud, kui seinale mõjub maksimaalne koormus. Esmalt tuleb kindlaks teha, kas sein on toetatud jäigale vundamendile või CLT vundamendile. Kõik katsed teostati selliselt, et jäiga terastala ja CLT paneeli vahel oli hõõrde vältimiseks paigaldatud õlitatud aluspinnaga vineer, seega survetsoonis käsitleme

omavahelises kontaktis CLT paneeli vertikaalseid lamelle kogupaksusega ($t_p = t_{eff} = 40 \text{ mm}$) ja vineeri ristikiudu survetugevusega ($f_{c,0,k} = 21 \text{ MPa}$) ning CLT paneeli aluspinnaga kontaktis olevaid horisontaalseid lamelle paksusega. Survejõu resultandi (F_p) arvulise väärtuse saamiseks kasutame valemis (4.14) sisendina ühe ankru kandevõimena plastse platoo keskvaärtust ($R_{1,d} = 28,0 \text{ kN}$) ning lähtudes katsetulemustest (Joonis 6.16) tuleb arvestada, et ($n = 3 \text{ tk}$) otsmist naaglitulpa määravad ära survetsooni pikkuse Valem (4.14) võtab alljärgneva kuju:

$$F_p = n * R_{1,d} + N_{z,d} = 3 * 28,0 + 0 = 84,0 \text{ kN}$$

Eelnevalt paika pandud arvuliste väärtuste põhjal saame välja arvutada survetsooni pikkuse, mis baseerub valemil (4.15) järgmiselt:

$$l_p = \frac{2 * F_p}{f_{c,vineer_{90}} * t_{eff} + f_{c,puut_{90}} * t_{mitte_{eff}}} = \frac{2 * 84,0 * 10^3}{10 * 40 + 2,5 * 40} = 336 \text{ mm}$$

Järgnevalt saame edasi minna iteratsiooniga, et välja arvutada siirdele (v_{con}) vastava kandevõime. Siinkohal tuleb mõista, et siire (v_{con}) on ülemise nurga horisontaalne siire, mis on põhjustatud liite järeleandlikkusest. Reaalne ülemise nurga siire on väärtuselt suurem, kuna pärast iteratsiooni tuleb arvesse võtta ka CLT paneeli elastne deformeerumine.

Esmalt teostame kandevõime arvutuse, kui liite käitumist kirjeldavad 5-astme polünoomid, mis on esitatud valemite (7.33) ja (7.34) kujul. Iteratsiooni esimese sammuna on vaja ette anda parameeter p vahemikus 0 kuni 1, mille alusel toimub liites jõudude jagunemine kas vastavalt x - või z -sihis. Lisaks tuleb sisendina määrata ülemise nurga horisontaalne siire (v_{con}), mis antud juhul on ($v_{con} = 43 \text{ mm}$), kuna selline siire tekitab liites sisejõudude ekstreemumi. Lähtuvalt sisendist võtavad valemid (4.5) ja (4.6) alljärgneva kuju:

$$v_{sl} = p * v_{con} = 0,0107 * 43 = 0,43 \text{ mm}$$

$$v_{rg} = (1 - p) * v_{con} = v_{rg} = (1 - 0,0107) * 43 = 42,5 \text{ mm}$$

Siinkohal saab välja arvutada nurga vajumi, kui ülemise nurga horisontaalsiire on ette antud. Varasemalt leitud survetsooni pikkuse põhjal kasutades sarnaste kolmnurkade võtet, on võimalik seinapöördumisest tingituna leida survetsooni sügavus (valem 4.17).

$$v_{p,z} = \sin(v) * l_p = \sin\left(\frac{v_z}{l}\right) * l_p = \sin\left(\frac{19,8}{1450}\right) * 336 = 4,58 \text{ mm}$$

Teise sammuna leiame igale naaglitulbale vastava vertikaalse siirde, mis valemite (4.7) ja (4.8) põhjal annavad järgnevad tulemused:

$$v_{C,x,m} = v_{sl} = 0,43 \text{ mm}$$

$$v_{C,z,m} = x_m * \frac{v_{rg}}{h} = x_m * \frac{(1-p) * v_{con}}{h} = x_m * \frac{(1-0,0107) * 43}{3120}$$

Kus:

$$x_m = d_i = [75; 175; 275; \dots ; 1375] \text{ (mm)}$$

Kolmanda sammuna on võimalik vastavalt naaglitulba siirde väärtusele leida polünoomi abil jõud, mida konkreetsele siirdele allutatud liide suudab vastu võtta. Valemid (4.9) ja (4.10) võtavad siinkohal alljärgneva kuju, mis on vastavalt võrduma pandud valemitega (7.34) ja (7.33):

$$F_{C,x,m} = f(v_{C,x,m}) = 0,0004v^5 - 0,0226v^4 + 0,4341v^3 - 3,8911v^2 + 16,7568v - 0,8288$$

$$F_{C,z,m} = f(v_{C,z,m}) = 0,0002v^5 - 0,0127v^4 + 0,2881v^3 - 2,9727v^2 + 14,1618v - 0,0290$$

Kus:

$$v_{C,x,m} = 0,43 \text{ (mm)}$$

$$v_{C,z,m} = [3,56; 2,20; \dots ; 0; \dots ; 11,44; 12,80; 14,17] \text{ (mm)}$$

Neljanda sammuna saame eelnevate põhjal välja arvutada koormused, mis tekitavad jäikusseina lüket ja pööret. Töö raames katsetatud seintele ei mõjunud vertikaalset koormust, mistõttu valemid (4.11) ja (4.16) lihtsustuvad mõnevõrra ning avalduvad alljärgneval kujul. Valemi (4.12) asemel kasutame valemit (4.16), kuna see arvestab ka tekkiva survetsooni mõju.

$$F_{sl} = \sum_{i=1}^n F_{C,x,m} + \left(\sum_{i=1}^n F_{C,z,m} + q * l \right) * \mu_f = \sum_{i=1}^{14} F_{C,x,m} = 82,5 \text{ kN}$$

$$F_{rg} = \frac{1}{h} * \left[\sum_{i=1}^n (F_{C,z,m} * x_m) + \frac{q * l^2}{2} - \frac{F_p * l_p}{3} \right] =$$

$$= \frac{1}{3120} * \left[\sum_{i=1}^{14} (F_{C,z,m} * x_m) - \frac{84 * 10^3 * 336}{3} \right] = 82,5 \text{ kN}$$

Viienda sammuna vaatame, kas võrrandi (4.13) tingimus on täidetud. Siiani on koormused, mis tekitavad seinä lüket ja pööret arvatud eraldiseisvana, aga reaalsuses saab korraga mõjuda seinale ainult üks horisontaalne koormus (F), seega peab allolev võrrand olema tasakaalus, et oleks määratud lõplik seinä kandevõime. Kui tingimus pole täidetud, tuleb parameetri (p) väärtusi senikaua itereerida, kuni võrrand on tasakaalus (Flatscher, 2017).

$$F = F_{sl} = F_{rg} = 82,5 \text{ kN}$$

Kasutades liite käitumise kirjeldamiseks 5-astme polünoomi ning arvutusmodelina (Flatscher, 2017) poolt välja pakutud meetodit, on jäikusseina KS-1 kandevõimeks horisontaalkoormuse mõjudes $F=82,5$ kN. Eelneva arvutuskäigu põhjal sai selgeks jäikusseina KS-1 kandevõime, kui liite käitumine oli kirjeldatud polünoomi abil, järgmisena võtame vaatluse alla sama katseseina, aga liite käitumine on kirjeldatud (Flatscher, 2017) poolt välja pakutud analüütilise lähendina. Siinkohal ei hakka välja tooma kogu arvutuskäiku valemite kujul, kuna protseduur on analoogne eelnevaga, vaid esitame arvutustulemused tabeli kujul (Tabel 7.3). Tabelist on näha, et funktsioon millega liite käitumist kirjeldatakse hakkab mõjutama iteratsiooni esimest sammu alates. Graafikult (Joonis 7.1) tuleb välja erinevust tekitav asjaolu, nimelt polünoomi graafik hakkab langema oluliselt varem kui seda teeb analüütilise lähendi graafik ja sellest tulenevalt saab teisel juhul ette anda suurema ülemise nurga horisontaalsiirde (v_{con}). Kui jäikussein saavutab maksimaalse kandevõime, on osa naaglitulpadest staadiumis, kus graafiku tõusunurk on negatiivne (naaglitulba siire $v > 11,6$ mm). Maksimaalse kandevõime määramiseks tuleb esimese sammuna leida ülemise nurga horisontaalsiire (v_{con}), mille korral naaglitulbad võtavad summaarselt kõige rohke jõudu vastu. Ligilähedaselt kõik naaglitulbad on plastses staadiumis ning seinä pöördumise punktist kõige kaugemal asuvad naaglitulbad purunemise piiril. Esimene enda poolt määratud suurus (v_{con}) paigas, tuleb iteratsiooni käigus välja selgitada, mis on jõudude jagunemise teguri (p) väärtuseks, mille korral on võrrand (4.13) tasakaalus ning seejärel võime maksimaalse kandevõime arvutuskäigu lõppenuks lugeda.

Tabel 7.3. Flatscheri iteratsioon tabuleeritud kujul polünoomi kui ka analüütilise lähendi alusel (KS-1)

Samm	Parameeter	ühik	KS-1	
			Polünoom	analüütiline lähend
0	Survejõu resultaat F_p	kN	84	
	Survetsooni pikkus l_p	mm	336	
1	Ülemise nurga horisontaalsiire v_{con}	mm	43	45
	Jõudude jaotustegur p	-	0,0107	0,0097
	Nurga vajum $v_{p,z}$	mm	4,6	4,8
	Lüke v_{sl}	mm	0,46	0,44
	Pööre v_{rg}	mm	42,5	44,6
2	Naaglitulba horisontaalsiire $v_{C,x,m}$	mm	0,46	0,44
	Naaglitulba vertikaalsiire $v_{C,z,m}$	mm	$x_m * \frac{(1 - 0,0107) * 43}{3120}$	$x_m * \frac{(1 - 0,0104) * 45}{3120}$
3	$\sum_{i=1}^n F_{C,x,m}$	kN	82,5	83,9
	$\sum_{i=1}^n (F_{C,z,m} * x_m)$	kNm	266,9	271,0
4	F_{sl}	kN	82,5	83,9
	F_{rg}	kN	82,5	83,9
5	F	kN	82,5	83,9

Tabeli viimasest reast on näha, et kasutades erinevaid lähendi leidmise meetodeid liite käitumise kirjeldamiseks, erinevad arvutuse lõpptulemused teineteisest 1,7% võrra. Katseliselt määratud seina maksimaalseks kandevõimeks saadi 74,4 kN ning võrreldes seda teoreetilise arvutusega, tuleb tõdeda, et antud arvutusmeetod ülehindab seina kandevõimet. Keskmine teoreetiline kandevõime ületab 10,6% võrra katsetulemustele vastavat väärtust.

7.3.2 Jäikussein KS-2

Jäikusseina KS-2 katse käigus ei õnnestunud jõuda staadiumisse, kus liite esimesed elemendid oleks purunema hakanud, seega seina kandevõime koha pealt sai määravaks väljanõtkumine. Alljärgnevas tabelis (Tabel 7.4) toome välja teoreetilise arvutuskäigu, kus seina maksimaalne kandevõime on määratud lähtuvalt liite käitumisest. Esmalt sai määratud survetsooni resultaat ja survetsooni pikkus (l_p). Kuna survetsooni koha pealt määrab edasist arvutuskäiku nurga vajum ($v_{p,z}$), sai eelnevate parameetritega (F_p) ja (l_p) manipuleeritud selliselt, et nurga vajum ($v_{p,z}$) oleks kooskõlas katsetulemustega.

Tabel 7.4. Flatscheri iteratsioon tabuleeritud kujul polünoomi kui ka analüütilise lähendi alusel (KS-2)

Samm	Parameeter	ühik	KS-2	
			Polünoom	analüütiline lähend
0	Survejõu resultaat F_p	kN	196	
	Survetsooni pikkus l_p	mm	784	
1	Ülemise nurga horisontaalsiire v_{con}	mm	45	47
	Jõudude jaotustegur p	-	0,0099	0,0094
	Nurga vajum $v_{p,z}$	mm	11,5	12
	Lüke v_{sl}	mm	0,45	0,44
	Pööre v_{rg}	mm	44,6	46,6
2	Naaglitulba horisontaalsiire $v_{C,x,m}$	mm	0,45	0,44
	Naaglitulba vertikaalsiire $v_{C,z,m}$	mm	$x_m * \frac{(1 - 0,0099) * 45}{3035}$	$x_m * \frac{(1 - 0,0094) * 47}{3035}$
3	$\sum_{i=1}^n F_{C,x,m}$	kN	165,6	167,1
	$\sum_{i=1}^n (F_{C,z,m} * x_m)$	kNm	553,8	558,5
4	F_{sl}	kN	165,6	167,1
	F_{rg}	kN	165,6	167,1
5	F	kN	165,6	167,1

Tabeli viimasest reast on näha, et kasutades erinevaid lähendi leidmise meetodeid liite käitumise kirjeldamiseks, erinevad arvutuse lõpptulemused teineteisest 0,9% võrra. Katseliselt määratud sein maksimaalseks kandevõimeks saadi 124,7 kN ning võrreldes seda teoreetiliste väärtustega, selgub, et purunemine kiivele toimus 25% võrra väiksema koormuse juures, kui seda on liitest lähtuv teoreetiline kandevõime. Vaadates Joonis 6.11 esitatud graafikut „Gloaalne“, võib punktis, kus koormus on 124,7 kN graafiku tõusunurga põhjal eeldada, et jäikusseina maksimaalne kandevõime jääb alla 165,6 kN.

7.3.3 Lõplik teoreetiline horisontaalsiire

Ülemise nurga horisontaalsiire (v_{con}), mis iteratsiooni alguses ette anti, on põhjustatud ainult liite järeleandlikkusest, aga lõpliku ülemise nurga siirde teada saamiseks tuleb ette antud (v_{con}) väärtusele juurde liita CLT paneeli elastsetest deformatsioonidest tekkinud siire. Peatükis (4.4) välja toodud valemite (4.20) ja (4.27) põhjal teostame paneeli elastsete deformatsioonide arvutuse, mis on kokkuvõtlikul kujul esitatud allolevas tabelis (Tabel 7.5).

Tabel 7.5. Lõplik teoreetiline ülemise nurga horisontaalsiire v_{tot}

Parameeter	ühik	KS-1		KS-2	
		Polünoom	analüütiline lähend	Polünoom	analüütiline lähend
Horisontaalsiire v_{con}	mm	43	45	45	47
Maksimaalne koormus F_{max}	kN	82,5	83,9	165,6	167,1
Vastav painde-deformatsioon v_{bn}	mm	7,15	7,27	12,17	12,28
Vastav nihke-deformatsioon v_{bn}	mm	3,64	3,70	6,92	6,98
Summaarne horisontaalsiire v_{tot}	mm	53,8	56,0	64,1	66,3
Katse v_{max}	mm	61,0	61,0	39,7	39,7

Katseseina KS-1 korral on näha, et teoreetiline arvutus (v_{tot}) alahindab maksimaalset horisontaalsiiret (v_{max}), aga suurusjärk on asjakohane ning katse kui ka arvutuslik siire on esitatud maksimaalse koormuse mõjudes. Katseseina KS-2 korral ei ole summaarne horisontaalsiire (v_{tot}) võrreldav katsetulemusega (v_{max}), kuna esimene hindab siirde väärtust maksimaalse koormuse mõjudes, aga katse käigus ei jõutud koormuseni, mis vastaks liite täie potentsiaali ära kasutamisele.

7.4 LEM analüüs

Peatükis (4.1.1) välja toodu põhjal on CLT elemendid sedavõrd jäigad, et panustavad jäikusseinte süsteemis ülemise serva siirdesse marginaalselt. Seinapaneeli modelleerimine jäiga kehana on enamikel juhtudel aktsepteeritav lähenemine, mitte aga olukordades, kus paneeli paine hakkab süsteemi mõjutama. Ühe variandina on CLT ortotroopseid omadusi võimalik arvutustes defineerida elemendi jäikusmaatriksi kaudu. Hindamaks paneeli käitumist, tuleb defineerida maatriksi 21 liiget, mis võtavad arvesse painde, väände, nihke ning membraani ja ekstsentrilisuse mõju. CLT ortotroopse diafragma korral võib eelda, et Poisson-i tegur on võrdne nulliga ning sellisel juhul tuleb määrata jäikusmaatriksi peadiagonaali 8 elementi ja ülejäänud võrdsustada nulliga (võrrand 7.35) (Flatscher, 2017). Jäikusmaatriksi elementide arvuliste väärtuse leidmiseks kasutati tarkvara „CLT Designer – Stiffness matrix“ (CLT Designer, 2019). Edasises lõplike elementide analüüsis (LEM) pakub (Robot Structural Analysis Professional, 2019) kasutajale võimaluse defineerida jäikusmaatriksi, mis kirjeldab tasapinnalise keha käitumist koormamisel tasapinnas. Jäikusmaatriksi peadiagonaali elemendid on üldkujul välja toodud võrrandis (7.35) ning allpool ära defineeritud iga liikme tähendus (Stora Enso, 2015).

$$K = \begin{bmatrix} D_{11} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & D_{22} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & D_{33} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & D_{44} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & D_{55} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{66} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{77} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & D_{88} \end{bmatrix} \quad (7.35)$$

Kus:

- Elemendid, mis defineerivad painde ja väändejäikuse paneeli tasapinnast välja

D_{11} – paindejäikus x-telje suunas

D_{22} – paindejäikus y-telje suunas

D_{33} – väändejäikus

- Elemendid, mis defineerivad nihkejäikuse paneeli tasapinnast välja

D_{44} – nihkejäikus $v_{x,z}$ pingele

D_{55} – nihkejäikus $v_{y,z}$ pingele

- Elemendid, mis defineerivad membraani jäikuse paneeli tasapinnas

D_{66} – x-telje suunaline pikijäikus

D_{77} – y-telje suunaline pikijäikus

D_{88} – nihkejäikus n_{ny} pingele

CLT Designer tarkvara abil leitud peadiagonaali elementide arvulised väärtused esitatud alljärgnevalt, kus $D_{11} - D_{33}$ [kNm] ning $D_{44} - D_{88}$ [kN/m] :

$$K = \begin{bmatrix} 726 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 191 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 38 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 10129 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 5626 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 660000 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 440000 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 50187 \end{bmatrix}$$

Lisaks jäikusmaatriksile tuleb LEM analüüsis defineerida seinapaneeli toetingimused. Alljärgnevalt teostatud arvutused baseeruvad inseneri tavapraktikas kasutuses olevatel normidel. Liite järeleandvuse defineerimiseks annab Eurokoodeks 5 ette valemid kinnituselemendi nihkemoodul

K_{ser} (N/mm) määramiseks ühe kinnituselemendi ühe nihkepinna kohta järgmiselt (EN-1995-1-1 : 2005).

$$K_{ser} = \rho_m^{1,5} * d/23 \quad (7.36)$$

Liite kinnituselemendi nihkemoodul kandepiirseisundis leitakse seosega

$$K_u = \frac{2}{3} * K_{ser} \quad (7.37)$$

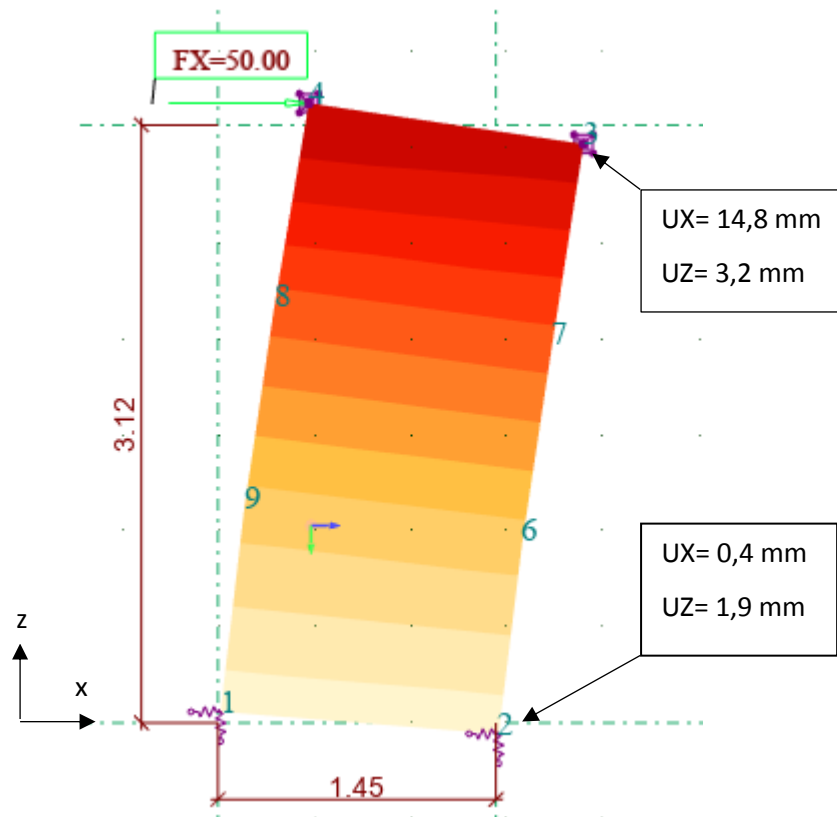
Siinkohal tuleb ära märkida asjaolu, et valemite (7.36) ja (7.37) põhjal teostatavad arvutused käsitlevad liidet elastses staadiumis. Joonis 7.1 esitab liite käitumise graafikut, millelt saab välja lugeda, et liide on elastses staadiumis, kuni siire ei ületa 2 mm. Hoidmaks arvutusmudelit elastses staadiumis tuleb piirata alumise nurga tõusu ja vajumi väärtust 2 mm-ni. Tabel 7.6 esitab liite järeleandvuse kirjeldamiseks nihkemoodulite arvulisi väärtusi, mis tuginevad valemitele (7.36) ja (7.37). Tabelarvutuses kasutati kahe katsekeha mõõdetud keskmisi tihedusi (ρ_m).

Tabel 7.6. Liite nihkemoodul kandepiirseisundis

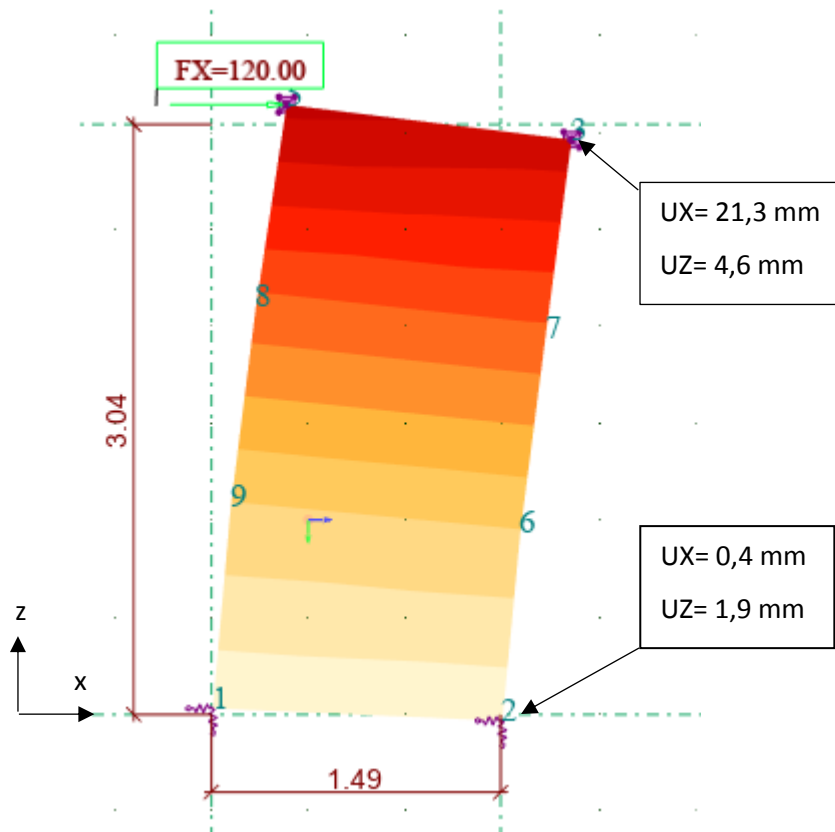
Parameeter	ühik	KS-1	KS-2
CLT keskmine tihedus (ρ_m)	kg/m ³	436	469
Naagli SBD läbimõõt (d)	mm	7,5	7,5
Ühe nihkepinna nihkemoodul (K_{ser})	N/mm	2968,7	3312,0
Ühe nihkepinna nihkemoodul kandepiirseisundis (K_{ser})	N/mm	1979,1	2208,0
Nihkepindade arv 1 m pikkusel lõigul (n)	tk	40	80
1 m pikkuse lõigu nihkemoodul ($K_{u,1m}$)	N/mm	79164,8	176641,0

Eelpool leitud nihkemooduli ($K_{u,1m}$) väärtus, mis defineerib ära 1 m pikkuse lineaarse toe jäikuse, on sõltumatu horisontaalse ja vertikaalse telje suunast. Seinapaneeli ülespoole siirdumist takistavad ainult naaglitulbad, aga seinapaneeli allapoole vajumist takistasid katse visuaalset vaatlusest lähtuvalt nii naaglitulbad kui ka kontaktpind paneeli ja aluskonstruktsiooni vahel. LEM analüüsis defineeritakse toe jäikus ainuüksi naaglite põhjal, seega punkt, mille ümber paneel hakkab pöörduma, on liite gravitatsiooni tšenter. Korrektne oleks määrata toe jäikus vertikaalsihi positiivses ja negatiivses suunas erinevalt, aga käesolevas uurimuses kasutatav tarkvara (Robot Structural Analysis Professional, 2019) LEM analüüsi koha pealt seda lähendamist ei toeta. Joonis 7.4 ja 7.5 esitavad katseseinte põhjal koostatud lõplike elementide mudeleid, kus seinad koormati

jõuga, et kasutada liide elastses staadiumis maksimaalselt ära. Elastse staadiumi ülemisele piirile vastab siire 1,9 mm.



Joonis 7.4. Katseseinale KS-1 vastav LEM mudel deformeerunud kujul



Joonis 7.5. Katseseinale KS-2 vastav LEM mudel deformeerunud kujul

Katsetulemuste põhjal oli 50 kN koormuse juures katseseina KS-1 ülemise serva horisontaalsiirdeks 22,7 mm ning 120 kN koormuse juures katseseina KS-2 ülemise serva horisontaalsiirdeks 36,3 mm. Siit tulenevalt saab järeldada, et sellisel kujul LEM analüüs alahindab siirde osakaalu esimesel juhul 35% ning teisel juhul 41% võrra.

KOKKUVÕTE

Käesoleva magistritöö raames on uuritud eksperimentaalselt kui ka analüütiliselt külgsuunas koormatud CLT paneelist jäikusseinte toimivust, mis on aluskonstruktsiooniga liidetud kahelõikeliste puurnaaglitega. Eesmärgiks oli hinnata seinte deformatiivseid omadusi lähtudes eelkõige liite järeleandlikkusest ning valideerida valitud arvutusmudeleid vastavalt katsetulemustele. Katsetati kahte täismõõtmelist jäikusseina, millest esimene oli aluskonstruktsiooniga liidetud sisse-freesitud teraslehega kahes reas paiknevate puurnaaglitega sammuga 100 mm ning teine katsesein sammuga 50 mm. Erineva naaglite arvuga liiteid kasutati selgitamaks, kas seinatöötamises on sisulisi erinevusi ning millised deformatsiooni vormid domineerivad. Valitud lähenemine annab võimaluse võrrelda arvutusmodelite täpsust erisuguse kandevõime ja jäikusega liite korral ning hinnata analüüside vastavust katsetulemustega.

Katsetuste visuaalsel vaatlusel ning tulemuste esitamisel ilmnisid erineva liitekonfiguratsiooniga seinte töötamises iseärasused: esimesel katsel panustas jäikusseina pööre ülemise serva horisontaalsiirdesse 80% ning teisel katsel 64%. Seega teise katsekeha ülemise serva horisontaalsiirde tekkimisel oli suurem osakaal CLT paneeli deformatsioonidel. Lisaks pöörde osakaaludele erinevad ka katse käigus tekkinud survetsoonide pikkused paneeli ja aluskonstruktsiooni vahel, mis on tingitud katsekeha alumise surutud nurga erinevast vertikaalsiirde määrast. Kahe katsekeha nurga tõusude ja vajumite erinevused on põhjustatud liitegruppide arvust liite teostamisest. Esimesel juhul moodustas survetsoon 21% ning teisel juhul 46% seinapikkusest. Seega punkt, mille ümber paneel pöördus, nihkus suuresti seinakeskeltje poole jäigemal liite korral.

Jäikusseina analüüs (Reynolds et al., 2017) arvutusmodeliga hindab jäikusseina vastupanu horisontaalkoormusele elastses staadiumis ning sobib projekteerimiseks, kui kriteeriumiks on kandevõime. Puudusena ei anna jõumeetod ettekujutust tekkivast horisontaalsiirdest. Katsetulemuste põhjal valideeritud (Flatscher, 2017) siirdepõhine arvutusmodel annab võimaluse ära kasutada liite täit potentsiaali, mis plastses staadiumis siiski ülehindab seinat maksimaalset kandevõimet. Jäikussein KS-1, mille korral kasutati katse käigus liite potentsiaal täielikult ära, oli tegelik tulemus teoreetilisest 10,6% võrra väiksem. Liite maksimaalne ära kasutamine ei ole inseneri tavapraktikas aktuaalne, aga (Flatscher, 2017) mudeli tugevusena annab meetod ettekujutuse seinat horisontaalsest paigutisest ning võimaluse projekteerida lähtuvalt lubatud siirdest. Kasutatud siirdemeetod ei olnud täielikult sõltumatu katsetulemustest. Nimelt paneeli ja aluskonstruktsiooni vahel tekkiva survetsooni pikkuse leidmiseks ei olnud võimalik kasutada

varasemaid kirjanduses välja pakutud mudeleid. Siinkohal on vaja välja töötada sobiv teoreetiline mudel, mis võimaldab määrata survetsooni pikkust katsetulemustest sõltumata, kui liitegrupid paiknevad kogu paneeli serva ulatuses. Siirdemeetodi kasutamise teeb võimalikuks liitegrupi jõu-siirde diagrammi olemasolu ning selle graafiku esitus funktsiooni kujul, mis muudab meetodi rakendamise komplitseerituks. Viimase analüüsina kasutati jäikusseina toimivuse hindamiseks lõplike elementide meetodit (LEM), mis toetingimustest lähtuvalt andis võimaluse seina vaadelda elastses staadiumis. Täpsemaks LEM analüüsiks peaks kasutama tarkvara, mis võimaldaks toetingimusi vertikaalsihi positiivses ja negatiivses suunas erinevalt defineerida.

SUMMARY

This master's thesis presents an experimental and analytical study of laterally loaded cross laminated timber (CLT) shear walls which use double-shear self-drilling dowels for connecting to the slotted-in steel plate. The aim of the research is to assess how connection ductility influences the strength and stiffness of the shear walls. The quality of the analytical model used is validated by test results gathered from two full scale wall experiments. The first shear wall has a slotted-in steel plate connection system where the dowels are spaced 100 mm apart in two rows, whereas the second test system uses a 50 mm spacing configuration. These two dowel layouts are used to determine how the properties of the shear wall change and which types of deformations are caused. The chosen approach allows the author to assess the accuracy of the analytical model when applied to connections with various properties.

Visual observation and experimental results bring out the main difference between the two types of tested shear walls. Namely, the rocking contribution to the total lateral displacement was 80% for the first wall and 64% for the second. Therefore, the connection bearing capacity of the second shear wall is higher and the induced CLT panel shear and bending deformation is greater compared to the first specimen. What is more, the length of the compression zones also differs. This is influenced by the vertical displacement of the lower corners of the panels. In the first instance, the compression zone constitutes 21% of the wall length whereas it is 46% in the second test system. This means that, the point of rotation moves toward wall center line when the number of dowel groups is increased. Most differences in the tested walls are caused by varying the number of dowels as they resist the overturning moment of a CLT structure.

(Reynolds et al., 2017) presented an analytical method to evaluate the load-carrying capacity of a shear wall based on the static equilibrium equation which is therefore applicable in an elastic state. The disadvantage of this method is that it does not calculate the lateral displacement. For this reason another analytical method is proposed by (Flatscher, 2017). This displacement-based method is able to predict the plasticity of the wall because the deformation contribution of the connections utilizes the strength of each connector. However, this thesis finds that the given method overestimates the ultimate bearing capacity of the shear walls by 10,6%. Even though maximal utilization of connectors is not common in engineering practice, the displacement-based method is the most suitable when the calculation input is allowed horizontal displacement. (Flatscher, 2017) method is also found to be dependent on test results due to the unconventional connection configuration, which means that existing analytical methods that determine the length

of the compression zone do not take all relevant aspects into account. Therefore, a new analytical method should be proposed that factors in the properties of the stitched continuous connection without relying on experimentation. Lastly, finite element method is used to assess the behaviour and structure of shear walls in the elastic state. For a more precise analysis the finite element method software should have an option to define support stiffness independently of each other both in the positive and negative direction on the vertical axis.

KASUTATUD KIRJANDUS

Bogensperger, T., Moosbrugger, T., & Silly, G. (2010). Verification of CLT-plates under loads in plane. *World Conference on Timber Engineering, 1(June)* (lk 231–240). . Salvestatud <https://graz.pure.elsevier.com/en/publications/verification-of-clt-plates-under-loads-in-plane>

Brandner, R., Flatscher, G., Ringhofer, A., Schickhofer, G., & Thiel, A. (2016). Cross laminated timber (CLT): overview and development. *European Journal of Wood and Wood Products, 74(3)*, 331–351. <https://doi.org/10.1007/s00107-015-0999-5>

Ceccotti, A., Follesa, M., Lauriola, M. P., Sandhaas Cnr-Ivalsa, C., Chikahiro, I., Nied, M., & Yasumura, J. M. (2006). Which Seismic Behaviour Factor for Multi-Storey Buildings made of Cross-Laminated Wooden Panels? *IN: 39th CIB W18 Meeting - CIB-W18/39-15-4* (lk 5–6). Florence, Italy. Salvestatud http://www.dedalegno.com/imgPUBBLICAZIONI/Articoli_scientifici/2006_CIBW18_Seismic_Behaviour_Factor.pdf

CLT Designer. (2019). Structural analysis and Design Software. Salvestatud www.cltdesigner.at

EN-1995-1-1 : (2005). Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-1: General - Common rules and rules for building. CEN, Brussels.

EN 408 : (2010). Timber structures - Structural timber and glued laminated timber - Determination of some physical and mechanical properties. CEN, Brussels.

EN 409 : (2009). Timber structures - Test methods - Determination of the yield moment of dowel type fasteners. CEN, Brussels.

EN 594 : (2011). Timber structures - Test methods - Racking strength and stiffness of timber frame wall panels. CEN, Brussels.

Enerpac. (2019). Enerpac [WWW Document]. Salvestatud 8. aprill 2019, <https://www.enerpac.com/en-gb/>

Flatscher, G. (2017). *Evaluation and approximation of timber connection properties for displacement-based analysis of CLT wall systems (Doctoral Thesis)*. Graz University of Technology. Salvestatud <https://graz.pure.elsevier.com/en/publications/evaluation-and->

approximation-of-timber-connection-properties-for-

Flatscher, G., & Schickhofer, G. (2016). Displacement-Based Determination of Laterally Loaded Cross Laminated Timber (CLT) Wall Systems. *Salvestatud* <https://graz.pure.elsevier.com/en/publications/displacement-based-determination-of-laterally-loaded-cross-lamina-2>

Gavric, I., Fragiacomio, M., & Ceccotti, A. (2015). Cyclic Behavior of CLT Wall Systems: Experimental Tests and Analytical Prediction Models. *Journal of Structural Engineering*, 141(11), 04015034. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001246](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001246)

Gloss, P. (1978). Zur Bestimmung des Festigkeitsverhaltens von Brettschichtholz bei Druckbeanspruchung aus Werkstoff- und Einwirkungskenngrößen, *Berichte zur Zuverlässigkeitstheorie der Bauwerke Heft 35*, Laboratorium für den Konstruktiven Ingenieurbau (LKI). Technische Universität München.

HBM. (2019). HBM [WWW Document]. *Salvestatud* 8. aprill 2019, <https://www.hbm.com/>

Johansen, K. W. (1949). Theory of timber connections. *International Association of Bridge and Structural Engineering (IABSE)*. Publication 9, Basel, Switzerland.

Just, E.-J., Öiger, K., & Just, A. (2015). *Puit- ja puidupõhised konstruktsioonid*. Tallinn: TTÜ kirjastus.

Lukacs, I., Björnfot, A., & Tomasi, R. (2019). Strength and stiffness of cross-laminated timber (CLT) shear walls: State-of-the-art of analytical approaches. *Engineering Structures*, 178, 136–147. <https://doi.org/10.1016/J.ENGSTRUCT.2018.05.126>

Matlab. (2018). Computer programming language. *Salvestatud* se.mathworks.com/products

Reynolds, T., Foster, R., Bregulla, J., Chang, W.-S., Harris, R., & Ramage, M. (2017). Lateral-Load Resistance of Cross-Laminated Timber Shear Walls. *Journal of Structural Engineering*, 143(12), 06017006. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0001912](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001912)

RIL 205-1. (2017). Puurakenteiden suunnitteluohje Eurokoodi.

Ringhofer, A., Brandner, R., & Blaß, H. J. (2018). Cross laminated timber (CLT): Design approaches for dowel-type fasteners and connections. *Engineering Structures*, 171, 849–861. <https://doi.org/10.1016/J.ENGSTRUCT.2018.05.032>

- Robot Structural Analysis Professional. (2019). Structural analysis and Design Software. Salvestatud <https://www.autodesk.com/products/robot-structural-analysis/overview>
- Rothoblaas. (2019). Rotho Blaas [WWW Document]. Salvestatud 21. märts 2019, <https://www.rothoblaas.com/products/fastening/screws/screws-structures/sbd>
- Schickhofer, G., & Ringhofer, A. (2012). *The seismic behaviour of buildings erected in Solid Timber Construction*. Salvestatud <https://www.clt.info/wp-content/uploads/2015/10/The-seismic-behaviour-of-buildings-erected-in-Solid-Timber-Construction-EN.pdf>
- Shehata, M. E., & El-Gohary, K. M. (2011). Towards improving construction labor productivity and projects' performance. *Alexandria Engineering Journal*, 50(4), 321–330. <https://doi.org/10.1016/j.aej.2012.02.001>
- Silly, G., & Dipl-Ing Drtechn Gerhard Schickhofer Betreuer Dipl-Ing Drtechn Thomas Bogensperger, U.-P. (2010). *Numerische Studien zur Drill-und Schubsteifigkeit von Brettsperrholz (BSP)*. Salvestatud <https://diglib.tugraz.at/download.php?id=576a824e0a5fa&location=browse>
- Stora Enso. (2015). Stiffness matrix for CLT. Salvestatud <https://www.scribd.com/document/289195143/15-02-20-StiffenssMatrix-CLT>
- Tuhkanen, E., Mölder, J., & Schickhofer, G. (2018). Influence of number of layers on embedment strength of dowel-type connections for glulam and cross-laminated timber. *Engineering Structures*, 176, 361–368. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.09.005>
- Uibel, T., & Blaß, H. J. (2006). Load carrying capacity of joints with dowel type fasteners in solid wood panels. *CIB-W18 Meeting 2006* (lk Paper 39-7-5).
- Zemic Europe B.V. (2019). Zemic [WWW Document]. Salvestatud 8. aprill 2019, <https://www.zemicurope.com/en/>

LISA 1

Lisa 1. Koefitsiendid C₁ - C₆ (Flatscher, 2017):

$$\begin{aligned}
 C1 &= (F_{\max} * (v_B - v_{\max}) * v_{\max} * (16 * F_{\max}^2 * (v_B - v_{\max})^3 + 8 * F_{\max} * K_{ini} * v_B^2 * (4 * v_B - v_{\max}) * v_{\max} + 25 * K_B * K_{ini} * v_B^2 * (4 * v_B^3 - 4 * v_B^2 * v_{\max} - v_B * v_{\max}^2 + v_{\max}^3)) - \\
 &FA * (25 * K_B * K_{ini} * v_B^2 * (v_B - v_{\max})^2 * v_{\max} * (4 * v_B^2 - v_{\max}^2) + 4 * F_{\max}^2 * v_{\max} * (9 * v_B^4 - \\
 &24 * v_B^3 * v_{\max} + 27 * v_B^2 * v_{\max}^2 - 16 * v_B * v_{\max}^3 + 4 * v_{\max}^4) + F_{\max} * v_B^2 * (25 * K_B * v_B * (v_B - \\
 &v_{\max})^2 * (2 * v_B - v_{\max}) + 2 * K_{ini} * v_{\max}^2 * (16 * v_B^2 - \\
 &21 * v_B * v_{\max} + 4 * v_{\max}^2)))) / (K_{ini} * v_B^2 * v_{\max}^2 * (-F_{\max} * (v_B - v_{\max}) * (4 * F_{\max} * (3 * v_B - \\
 &v_{\max}) * v_{\max} + 25 * K_B * v_B * (2 * v_B^2 - 3 * v_B * v_{\max} + v_{\max}^2)) + FA * (25 * K_B * v_B * (v_B - \\
 &v_{\max})^2 * (2 * v_B - v_{\max}) + F_{\max} * v_{\max} * (11 * v_B^2 - 16 * v_B * v_{\max} + 4 * v_{\max}^2)))) \\
 C2 &= (-2 * F_{\max} * (v_B - v_{\max}) * (16 * F_{\max}^2 * (v_B - \\
 &v_{\max})^3 + 8 * F_{\max} * K_{ini} * v_B^3 * v_{\max} + 25 * K_B * K_{ini} * v_B^2 * v_{\max} * (2 * v_B^2 - \\
 &3 * v_B * v_{\max} + v_{\max}^2)) + FA * (50 * K_B * K_{ini} * v_B^2 * (v_B - v_{\max})^2 * (2 * v_B - \\
 &v_{\max}) * v_{\max} + 8 * F_{\max}^2 * (5 * v_B^4 - 16 * v_B^3 * v_{\max} + 22 * v_B^2 * v_{\max}^2 - \\
 &15 * v_B * v_{\max}^3 + 4 * v_{\max}^4) + F_{\max} * v_B^2 * (25 * K_B * (v_B - v_{\max})^2 * (2 * v_B - v_{\max}) - K_{ini} * v_{\max} * (- \\
 &16 * v_B^2 + 16 * v_B * v_{\max} + v_{\max}^2)))) / (K_{ini} * v_B^2 * v_{\max}^2 * (-F_{\max} * (v_B - \\
 &v_{\max}) * (4 * F_{\max} * (3 * v_B - v_{\max}) * v_{\max} + 25 * K_B * v_B * (2 * v_B^2 - \\
 &3 * v_B * v_{\max} + v_{\max}^2)) + FA * (25 * K_B * v_B * (v_B - v_{\max})^2 * (2 * v_B - v_{\max}) + F_{\max} * v_{\max} * (11 * v_B^2 - \\
 &16 * v_B * v_{\max} + 4 * v_{\max}^2)))) \\
 C3 &= 1 / K_{ini} \\
 C4 &= (F_{\max} * (25 * K_B * K_{ini} * v_B^2 * (v_B - v_{\max})^2 * (2 * v_B - v_{\max}) * v_{\max} - \\
 &8 * F_{\max}^2 * (2 * v_B^3 * v_{\max} - 3 * v_B * v_{\max}^3 + v_{\max}^4) + F_{\max} * v_B * (-25 * K_B * (v_B - \\
 &v_{\max})^2 * (4 * v_B^2 - v_{\max}^2) + K_{ini} * v_{\max}^2 * (16 * v_B^2 - 20 * v_B * v_{\max} + 5 * v_{\max}^2))) + FA * (- \\
 &25 * K_B * K_{ini} * v_B^2 * (v_B - v_{\max})^2 * (2 * v_B - v_{\max}) * v_{\max} + 4 * F_{\max}^2 * (3 * v_B^3 * v_{\max} - \\
 &6 * v_B * v_{\max}^3 + 2 * v_{\max}^4) + 5 * F_{\max} * v_B * (v_B - v_{\max}) * (K_{ini} * v_{\max}^2 * (- \\
 &3 * v_B + v_{\max}) + 5 * K_B * (4 * v_B^3 - 4 * v_B^2 * v_{\max} - \\
 &v_B * v_{\max}^2 + v_{\max}^3)))) / (F_{\max} * K_{ini} * v_B * v_{\max} * (FA * (-25 * K_B * v_B * (v_B - v_{\max})^2 * (2 * v_B - \\
 &v_{\max}) + F_{\max} * v_{\max} * (-11 * v_B^2 + 16 * v_B * v_{\max} - 4 * v_{\max}^2)) + F_{\max} * (v_B - \\
 &v_{\max}) * (4 * F_{\max} * (3 * v_B - v_{\max}) * v_{\max} + 25 * K_B * v_B * (2 * v_B^2 - 3 * v_B * v_{\max} + v_{\max}^2)))) \\
 C5 &= (-25 * FA * K_B * K_{ini} * v_B^2 * (v_B - v_{\max})^2 * v_{\max} * (4 * v_B^2 - \\
 &v_{\max}^2) + 4 * F_{\max}^3 * v_{\max} * (5 * v_B^4 - 28 * v_B^3 * v_{\max} + 39 * v_B^2 * v_{\max}^2 - \\
 &20 * v_B * v_{\max}^3 + 4 * v_{\max}^4) + 5 * F_{\max} * v_B^2 * (v_B - v_{\max}) * v_{\max} * (5 * K_B * K_{ini} * (4 * v_B^3 - \\
 &4 * v_B^2 * v_{\max} - v_B * v_{\max}^2 + v_{\max}^3) + 2 * FA * (K_{ini} * v_{\max} * (-4 * v_B + v_{\max}) + 5 * K_B * (2 * v_B^2 - \\
 &3 * v_B * v_{\max} + v_{\max}^2))) + F_{\max}^2 * (-25 * K_B * v_B^2 * (v_B - v_{\max})^2 * (2 * v_B^2 + 3 * v_B * v_{\max} - \\
 &2 * v_{\max}^2) + v_{\max} * (2 * K_{ini} * v_B^2 * v_{\max} * (20 * v_B^2 - 24 * v_B * v_{\max} + 5 * v_{\max}^2) + FA * (- \\
 &45 * v_B^4 + 144 * v_B^3 * v_{\max} - 168 * v_B^2 * v_{\max}^2 + 80 * v_B * v_{\max}^3 - \\
 &16 * v_{\max}^4)))) / (F_{\max} * K_{ini} * v_B^2 * v_{\max}^2 * (-F_{\max} * (v_B - v_{\max}) * (4 * F_{\max} * (3 * v_B - \\
 &v_{\max}) * v_{\max} + 25 * K_B * v_B * (2 * v_B^2 - 3 * v_B * v_{\max} + v_{\max}^2)) + FA * (25 * K_B * v_B * (v_B - \\
 &v_{\max})^2 * (2 * v_B - v_{\max}) + F_{\max} * v_{\max} * (11 * v_B^2 - 16 * v_B * v_{\max} + 4 * v_{\max}^2)))) \\
 C6 &= (-2 * FA * (10 * F_{\max} * K_{ini} * v_B^3 * (v_B - v_{\max}) * v_{\max} + 25 * K_B * K_{ini} * v_B^2 * (v_B - \\
 &v_{\max})^2 * (2 * v_B - v_{\max}) * v_{\max} + F_{\max}^2 * (5 * v_B^2 - \\
 &8 * v_B * v_{\max} + 4 * v_{\max}^2)^2) + F_{\max} * (50 * K_B * K_{ini} * v_B^2 * (v_B - v_{\max})^2 * (2 * v_B - \\
 &v_{\max}) * v_{\max} + 8 * F_{\max}^2 * (5 * v_B^4 - 20 * v_B^3 * v_{\max} + 28 * v_B^2 * v_{\max}^2 - \\
 &17 * v_B * v_{\max}^3 + 4 * v_{\max}^4) + F_{\max} * v_B^2 * (-25 * K_B * (v_B - v_{\max})^2 * (2 * v_B - \\
 &v_{\max}) + K_{ini} * v_{\max} * (20 * v_B^2 - 20 * v_B * v_{\max} + v_{\max}^2)))) / (F_{\max} * K_{ini} * v_B^2 * v_{\max}^2 * (FA * (- \\
 &25 * K_B * v_B * (v_B - v_{\max})^2 * (2 * v_B - v_{\max}) + F_{\max} * v_{\max} * (-11 * v_B^2 + 16 * v_B * v_{\max} - \\
 &4 * v_{\max}^2)) + F_{\max} * (v_B - v_{\max}) * (4 * F_{\max} * (3 * v_B - v_{\max}) * v_{\max} + 25 * K_B * v_B * (2 * v_B^2 - \\
 &3 * v_B * v_{\max} + v_{\max}^2))))
 \end{aligned}$$

LISA 2

Lisa 2. Katseandmete töötlus

```
close all;
load('Servakinnitusega_algandmed.mat');
data=kNentiretest;
t=data(:,1);
p=data(:,2);
F=data(:,4);
d=data(:,[3 5 6 7 8 9]);
names={'S1','S3','S4','S6','S7','S8'};
sfd=[-1 -0.5 -1 -1 -1 -1];
colors=jet(size(d,2));

Kõrvaldada jääkdeformatsioon
for ii=1:size(d,2)
    d(:,ii)=sfd(ii)*d(:,ii);
    d0=mean(d(1:10,ii));
    d(:,ii)=d(:,ii)-d0;
end

S1=d(:,1);
S3=d(:,5);
S6=d(:,4);
S7=d(:,5);
S8=d(:,6);
rockmean=((S6+S7)/2);
translmean=((S1+S3)/2);
[Peak, PeakIdx] = max(F)
[Deflection, DeflectionIdx] = max(S8)
% Koormus vaadeldavas punktis
targetValue = 25;
dist = abs(F - targetValue);
minDist = min(dist);
inToleranceIndexes = find(dist == minDist);
ToleranceIndexes=inToleranceIndexes(1)
F_def_down = 0;
F_def_up = rockmean(ToleranceIndexes);
l=1450;
h=3120;
vz=F_def_down+F_def_up
% lüke
vsl = translmean(ToleranceIndexes)
% pööre
vrg=h*vz/l
vcon_theoretical = vsl+vrg
% vcon_test==vcon_theor+v_shear+v_bending
vcon_test = S8(ToleranceIndexes)
p_ratio=vsl/vcon_theoretical

Lähendjoone leidmine
% sisendparameetrid
Fmax=Peak
vmax=S8(PeakIdx)
```

```

vA=vmax/2;
dist = abs(S8 - vA);
minDist = min(dist);
inToleranceIndexes_g = find(dist == minDist);
FA=F(inToleranceIndexes_g)
FB=Peak*0.8
Kini=2.75;
FA=56.3;
vB=77;
KB=-4.2;
% lähendusjoone funktsiooni koefitsiendid C1 - C6
(vaata Lisa 1 ...)

vg=linspace(0,max(S8),50);
for jj=1:length(vg)

Ffun_g(jj)=(vg(jj)+C1*vg(jj)^2+C2*vg(jj)^3)/(C3+C4*vg(jj)+C5*vg(jj)^2+C6*vg(
jj)^3);

KT_g(jj)=(((1+2*C1*vg(jj)+3*C2*vg(jj)^2)/(C3+C4*vg(jj)+C5*vg(jj)^2+C6*vg(jj)^
3))-
(((C4+2*C5*vg(jj)+3*C6*vg(jj)^2)*(vg(jj)+C1*vg(jj)^2+C2*vg(jj)^3))/(C3+C4*vg
(jj)+C5*vg(jj)^2+C6*vg(jj)^3)^2);
end
figure(3);
plot(vg,Ffun_g,'-r','linewidth',2.0,'DisplayName','lähendusjoon'); hold on;
plot(S8,F,'-b','linewidth',1.0,'DisplayName','katse andmed'); hold on;
plot(S8,F,'o','MarkerFaceColor','red','Markersize',5,'MarkerEdgeColor','red'
,'MarkerIndices',PeakIdx,'DisplayName','max'); hold on;
plot(S8,F,'o','MarkerFaceColor','black','Markersize',5,'MarkerEdgeColor','re
d','MarkerIndices',ToleranceIndexes,'DisplayName','vaatlus'); hold on;
text(vmax-30, Peak +2, sprintf('F =%6.1fkN', Peak))
text(vmax-30, Peak -3, sprintf('d =%6.1fmm',vmax))
text(vcon_test-25, targetValue +6, sprintf('F =%6.1fkN', targetValue))
text(vcon_test-25, targetValue +1, sprintf('d =%6.1fmm',vcon_test))
grid on;
xlabel('siire [mm]');
ylabel('jõud [kN]');
title('globaalne')
legend('Location','Northwest')
% ylim([0 80])
figure(4);
plot(vg,KT_g,'-r','linewidth',1.0,'DisplayName','seina jäikus'); hold on;
grid on;
xlabel('siire [mm]');
ylabel('jäikus [kN/mm]');
legend('Location','Northeast')
% sisendparameetrid
Fmax=Peak
vmax=rockmean(PeakIdx)
vA=vmax/2;
dist = abs(rockmean - vA);
minDist = min(dist);
inToleranceIndexes_r = find(dist == minDist);

```

```

FA=F(inToleranceIndexes_r)
FB=Peak*0.8
Kini=20;
FA=64.5;
vB=25;
KB=-0.5;
% lähendjoone funktsiooni koefitsiendid C1 - C6
(vaata Lisa 1 ...)

vr=linspace(0,max(rockmean),50);
for jj=1:length(vr)

Ffun_r(jj)=(vr(jj)+C1*vr(jj)^2+C2*vr(jj)^3)/(C3+C4*vr(jj)+C5*vr(jj)^2+C6*vr(
jj)^3);

KT_r(jj)=(((1+2*C1*vr(jj)+3*C2*vr(jj)^2)/(C3+C4*vr(jj)+C5*vr(jj)^2+C6*vr(jj)^
3))-
(((C4+2*C5*vr(jj)+3*C6*vr(jj)^2)*(vr(jj)+C1*vr(jj)^2+C2*vr(jj)^3))/(C3+C4*vr
(jj)+C5*vr(jj)^2+C6*vr(jj)^3)^2);
end
figure(5);
[Deflection, DeflectionIdx] = max(rockmean)
plot(vr,Ffun_r,'-r','linewidth',2.0,'DisplayName','lähendusjoon'); hold on;
plot(rockmean,F,'-b','linewidth',1.0,'DisplayName','katse andmed'); hold on;
plot(rockmean,F,'o','MarkerFaceColor','red','Markersize',5,'MarkerEdgeColor'
,'red','MarkerIndices',PeakIdx,'DisplayName','max'); hold on;
plot(rockmean,F,'o','MarkerFaceColor','black','Markersize',5,'MarkerEdgeColo
r','red','MarkerIndices',ToleranceIndexes,'DisplayName','vaatlus'); hold on;
text(vmax-12, Peak +2, sprintf('F =%6.1fkN', Peak))
text(vmax-12, Peak -3, sprintf('d =%6.1fmm',vmax))
text(vz-6, targetValue +6, sprintf('F =%6.1fkN', targetValue))
text(vz-6, targetValue +1, sprintf('d =%6.1fmm',vz))
grid on;
xlabel('siire [mm]');
ylabel('jõud [kN]');
title('nurga tõus')
legend('Location','Northwest')
% ylim([0 80])
% sisendparameetrid
Fmax=Peak
vmax=translmean(PeakIdx)
vA=vmax/2;
dist = abs(translmean - vA);
minDist = min(dist);
inToleranceIndexes_t = find(dist == minDist);
FA=F(inToleranceIndexes_t)
FB=Peak*0.8
Kini=23;
FA=60.5;
vB=15.0;
KB=-0.4;
% lähendjoone funktsiooni koefitsiendid C1 - C6
(vaata Lisa 1 ...)

```

```

vt=linspace(0,max(translmean),50);
for jj=1:length(vt)

Ffun_t(jj)=(vt(jj)+C1*vt(jj)^2+C2*vt(jj)^3)/(C3+C4*vt(jj)+C5*vt(jj)^2+C6*vt(
jj)^3);

KT_t(jj)=((1+2*C1*vt(jj)+3*C2*vt(jj)^2)/(C3+C4*vt(jj)+C5*vt(jj)^2+C6*vt(jj)^
3))-
(((C4+2*C5*vt(jj)+3*C6*vt(jj)^2)*(vt(jj)+C1*vt(jj)^2+C2*vt(jj)^3))/(C3+C4*vt
(jj)+C5*vt(jj)^2+C6*vt(jj)^3)^2);
end
figure(6);
[Deflection, DeflectionIdx] = max(translmean)
plot(vt,Ffun_t,'-r','linewidth',2.0,'DisplayName','lähendusjoon'); hold on;
plot(translmean,F,'-b','linewidth',1.0,'DisplayName','katse andmed'); hold
on;
plot(translmean,F,'o','MarkerFaceColor','red','Markersize',5,'MarkerEdgeColor',
'red','MarkerIndices',PeakIdx,'DisplayName','max'); hold on;
plot(translmean,F,'o','MarkerFaceColor','black','Markersize',5,'MarkerEdgeColor',
'red','MarkerIndices',ToleranceIndexes,'DisplayName','vaatlus'); hold
on;
text(vmax-5, Peak +2, sprintf('F =%6.1fkN', Peak))
text(vmax-5, Peak -3, sprintf('d =%6.1fmm',vmax))
text(vsl-4, targetValue +6, sprintf('F =%6.1fkN', targetValue))
text(vsl-4, targetValue +1, sprintf('d =%6.1fmm',vsl))
grid on;
xlabel('siire [mm]');
ylabel('jõud [kN]');
title('liite nihe')
legend('Location','Northwest')
% ylim([0 80])
figure(7);
plot(vg,Ffun_g,'-r','linewidth',2.0,'DisplayName','globaalne'); hold on;
plot(vr,Ffun_r,'-b','linewidth',2.0,'DisplayName','pööre'); hold on;
plot(vt,Ffun_t,'-g','linewidth',2.0,'DisplayName','lüke'); hold on;
grid on;
xlabel('siire [mm]');
ylabel('jõud [kN]');
title('Kokku tõstetud')
legend('Location','Southeast')

```

LISA 3

Lisa 3. Reynolds'i jõumeetod

```
% 2 naagli elastne kandevõime (kN)
T=27.8;
% seina kõrgus (m)
h=3.12;
% naaglite paiknemine
d0=75;
dn=1375;
s=100;
n=((dn-d0)/s)+1;
d=linspace(d0,dn,n)
for ii=1:length(d)
    Ti=T*d(ii)/dn;
    T_tot(ii)=T*d(ii)/dn;
end
Sum_T=sum(T_tot)
% survetsoon
t_ef=40;
f_c90=2.5;
f_cvineer=10;
x=Sum_T*1000/(f_cvineer*t_ef+f_c90*t_ef)
x_half=x/2;
for ii=1:length(d)
    TTi=T*d(ii)/dn
    TT_tot(ii)=T*abs(d(ii)-x_half)/dn;
end
Sum_TT=sum(TT_tot);
% seina elastne kandevõime
Fr=Sum_TT/h
```

LISA 4

Lisa 4. Flatscheri siirdemeetod

```
data0=readtable('K0_2naage1.txt');
data90=readtable('K90_2naage1.txt');
uK0=data0{:,1};
F0=data0{:,2};
uK90=data90{:,1};
F90=data90{:,2};

Analüütilise lähendi sisendparameetrid
[Fmax, FmaxIdx] = max(F90)
vmax=uK90(FmaxIdx)
v10=0.1*vmax;
v40=0.4*vmax;
Kini=(0.3*Fmax)/(v40-v10)
vA=vmax/2;
dist = abs(uK90 - vA);
minDist = min(dist);
inToleranceIndexes = find(dist == minDist);
FA=F90(inToleranceIndexes)
FB=Fmax*0.8
Kini=22;
vB=16.5;
KB=-5.7;

Kofitsiendid C1 - C6
(vaata Lisa 1 ...)

v=linspace(0,17.7,50);
for jj=1:length(v)

Ffun(jj)=(v(jj)+C1*v(jj)^2+C2*v(jj)^3)/(C3+C4*v(jj)+C5*v(jj)^2+C6*v(jj)^3);

KT(jj)=(((1+2*C1*v(jj)+3*C2*v(jj)^2)/(C3+C4*v(jj)+C5*v(jj)^2+C6*v(jj)^3))-
(((C4+2*C5*v(jj)+3*C6*v(jj)^2)*(v(jj)+C1*v(jj)^2+C2*v(jj)^3))/(C3+C4*v(jj)+C
5*v(jj)^2+C6*v(jj)^3)^2);
end
% Kontroll
v_c=2;
Zero=C3+C4*v_c+C5*v_c^2+C6*v_c^3
p90=polyfit(uK90,F90,5)
figure(1);
plot(uK90,F90,'-b','linewidth',1,'DisplayName','katse andmed');
hold on;
ui=linspace(0,17.7,10);
plot(ui,polyval(p90,ui),'--k','Linewidth',1,'DisplayName','polünoom');
hold on;
plot(v,Ffun,'-.r','Linewidth',1,'DisplayName','analüütiline lähend');
hold on;
grid on;
ylim([0 30])
legend('Location','southeast');
```

```

% title('katse andmed/analüütiline lähend');
xlabel('siire [mm]');
ylabel('jõud [kN]');
q90=polyder(p90)
figure(2);
plot(v,KT,'-.r','LineWidth',1,'DisplayName','analüütiline lähend');
hold on;
plot(v,polyval(q90,v),'--k','LineWidth',1,'DisplayName','polünoom');
hold on;
grid on;
legend
% title('Naagelliite jäikus');
xlabel('siire [mm]');
ylabel('jäikus [kN/mm]');
% f0=fit(uK0,F0,'poly7');
p0=polyfit(uK0,F0,5);
figure(3);
plot(uK0,F0,'-b','linewidth',1,'DisplayName','katse andmed');
hold on;
ui0=linspace(0,max(uK0),10);
plot(ui0,polyval(p0,ui0),'--k','Linewidth',1,'DisplayName','polünoom');
hold on;
grid on;
legend('Location','southeast');
% title('Test data vs. approximation x-axis');
xlabel('siire [mm]');
ylabel('jõud [kN]');
q0=polyder(p0)
% vertikaalne koormus
w=0;
q=0;
nyy=0;
% Survetsooni käsitus
R1d=28;
n=3;
Fp=n*R1d
t_ef=40;
f_c90=2.5;
f_cvineer=10;
lp=(2*Fp*1000)/(f_cvineer*t_ef+f_c90*t_ef)
% ülemise nurga horisontaalsiire
vcon=45
h=3120;
l=1450;
d0=75;
dn=1375;
s=100;
n=((dn-d0)/s)+1;
% tegur ΔT ja ΔR vahekorra määramiseks
p=0.01043
d=linspace(d0,dn,n)
vz=(l*(1-p)*vcon)/h
vpz=sin(vz/l)*lp
vix=p*vcon;

```

```

Fx_i=polyval(p0,vix);
for ii=1:length(d)
    viz=abs((d(ii)*(1-p)*vcon)/h-vpz)
    F_ite=(viz+C1*viz^2+C2*viz^3)/(C3+C4*viz+C5*viz^2+C6*viz^3);
    Fd=F_ite*d(ii)
    S(ii)=F_ite*d(ii);
    F_zi(ii)=F_ite;
end
SF_zi=sum(F_zi)
Total=sum(S)
% seina plastne kandevoime
FR=(Total+(q*w^2/2)*1000-(Fp*lp)/3)/h
FT=(Fx_i*n)+(SF_zi+q*w)*nyy

```