

**ČESKÉ VYSOKÉ
UČENÍ TECHNICKÉ
V PRAZE**

**FAKULTA
STAVEBNÍ**



**DISERTAČNÍ
PRÁCE**

2020

**LUKÁŠ
VELEBIL**



ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

Fakulta stavební

Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí

**Únosnost a tuhost výztužných stěn z mechanicky spojovaného
křížem vrstveného dřeva**

**The racking strength and stiffness of mechanically jointed
cross laminated timber shear walls**

DISERTAČNÍ PRÁCE

Ing. Lukáš Velebil

Doktorský studijní program: Stavební inženýrství

Studijní obor: Pozemní stavby

Školitel: doc. Ing. Petr Kuklík, CSc.

Praha, 2020



PROHLÁŠENÍ

Jméno doktoranda: Ing. Lukáš Velebil

Název disertační práce: Únosnost a tuhost výztužných stěn z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva

Prohlašuji, že jsem uvedenou disertační práci vypracoval/a samostatně pod vedením školitele doc. Ing. Petra Kuklíka, CSc.

Použitou literaturu a další materiály uvádím v seznamu použité literatury.

Disertační práce vznikla v souvislosti s řešením projektů:

- SGS13/169/OHK1/3T/11 „Spřažené konstrukce za běžné teploty a za požáru“
- SGS16/139/OHK1/2T/11 „Mechanicky spojované křížem vrstvené dřevo“
- SGS17/170/OHK1/3T/11 „Navrhování CLT za běžné teploty a za požáru“
- COST CZ LD15077 „Mechanicky spojované křížem vrstvené dřevo (CLT)“
- TE02000077 „Inteligentní regiony - Informační modelování budov a sídel, technologie a infrastruktura pro udržitelný rozvoj“
- OP VaVpl č. CZ.1.05/2.1.00/03.0091 „Univerzitní centrum energeticky efektivních budov“.

V Praze dne 10.1.2020

.....
podpis

Poděkování

Předkládaná disertační práce byla zpracována na Katedře ocelových a dřevěných konstrukcí Fakulty stavební Českého vysokého učení technického v Praze v letech 2013 až 2020.

Hlavní poděkování patří mému školiteli, panu doc. Ing. Petru Kuklíkovi, CSc. a paní Ing. Anně Kuklíkové, Ph.D. za odborné vedení, náměty a připomínky k této práci a také za osobní přístup a podporu, kterou mi poskytli v průběhu celého doktorského studia. Další poděkování patří všem členům Katedry ocelových a dřevěných konstrukcí, kteří mi během mého studia poskytli cennou zpětnou vazbu k mé práci na pravidelných Seminářích doktorandů.

Mé poděkování rovněž patří kolegům z Univerzitního centra energeticky efektivních budov, zejména Ing. Robertu Járovi, Ph.D., za cenné rady, které přispěly ke zlepšení této práce.

Současně bych také rád poděkoval za podporu své rodině a přítelkyni.

Tato disertační práce byla finančně podpořena granty Studentské grantové soutěže SGS13/169/OHK1/3T/11, SGS16/139/OHK1/2T/11 a SGS17/170/OHK1/3T/11. Dále byla podpořena projekty COST CZ LD15077 „Mechanicky spojované křížem vrstvené dřevo (CLT)“ a TAČR TE02000077 „Inteligentní regiony - Informační modelování budov a sídel, technologie a infrastruktura pro udržitelný rozvoj“. K finančnímu zajištění řešení práce rovněž přispěl projekt Evropské unie OP VaVpl č. CZ.1.05/2.1.00/03.0091 „Univerzitní centrum energeticky efektivních budov“.

Praha, leden 2020

Lukáš Velebil

Abstrakt

V oblasti vícepodlažní výstavby získává stále větší uplatnění masivní deskový konstrukční systém z křížem vrstveného dřeva. Nejrozšířenějším způsobem spojování vrstev je celoplošné lepení, alternativou lepícího procesu je využití mechanických spojovacích prostředků. Pro návrh výztužných stěn z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva však nejsou v současné době dostupné vhodné návrhové postupy, které by dostatečně popisovaly chování panelů při smykovém namáhání. Předmětem disertační práce je proto výzkum zaměřený na stanovení výztužné únosnosti a tuhosti výztužných stěn z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva s uvažováním vlivu spojovacích prostředků mezi vrstvami lamel na tuhost panelů. Součástí práce je shrnutí stávajících poznatků, provedení experimentální analýzy a sestavení analytického modelu pomocí metody komponent. Výstupem disertační práce je analytický postup, umožňující stanovení výztužné únosnosti a průběhu vodorovného posunu výztužné stěny v závislosti na působícím vnějším zatížení.

Klíčová slova: křížem vrstvené dřevo, stěnové panely, výztužná pevnost, výztužná tuhost, mechanické spojovací prostředky, metoda komponent

Abstract

Massive plate construction system made of cross laminated timber is becoming more and more used for multi-storey construction. Most common method of joining layers is an all-over gluing. An alternative to the gluing process is usage of mechanical fasteners. Nowadays, there are not available any suitable design procedures describing behavior of mechanically jointed cross laminated shear walls loaded by shear in plane. Dissertation is therefore focused on research of racking strength and stiffness of the mechanically jointed cross laminated timber shear walls with considering influence of the fasteners between layers of lamellas on the stiffness of panels. The work includes a summary of existing knowledge, experimental analysis and analytical model using the component method. Research output of the dissertation is the analytical method allowing determination of the racking strength and horizontal displacement of the shear wall in dependence on applied external load.

Keywords: cross laminated timber, wall panels, racking strength, racking stiffness, fasteners; component method

Obsah

1	ÚVOD.....	1
2	SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY	2
2.1	Skladba panelů.....	2
2.2	Mechanicky spojované panely.....	3
2.2.1	Sestavování panelů	3
2.2.2	Spojování a kotvení panelů	5
2.3	Analytické metody výpočtu pro smykové namáhání v rovině panelu	7
2.3.1	Metoda rovnoměrného smykového toku.....	7
2.3.2	Spoje tuhé v ohybu	10
2.3.3	Plochy ze vzájemně poddajně spojených vrstev	11
2.3.4	RVE and RVSE model	12
2.4	Stanovení smykové pevnosti a tuhosti v rovině panelu.....	14
2.4.1	Normový zkušební postup dle ČSN EN 16351:2016.....	14
2.4.2	Stanovení pevnosti a tuhosti ve smyku vrstvy.....	16
2.4.3	Stanovení pevnosti a tuhosti v torzním smyku spoje.....	18
2.5	Vliv kotvení na tuhost a únosnost výztužné stěny	21
2.5.1	Únosnost stěny v závislosti na způsobu kotvení	22
2.5.2	Rotační tuhost v uložení výztužné stěny.....	23
2.6	Dosavadní experimentální výzkum panelů z mechanicky spojovaného CLT.....	24
2.6.1	Tlakové namáhání v rovině panelu.....	24
2.6.2	Smykové namáhání v rovině panelu.....	27
2.6.3	Ohybové namáhání kolmo k rovině panelu.....	29
3	CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE	32
4	EXPERIMENTÁLNÍ ANALÝZA	33
4.1	Zkouška výztužné stěny.....	33
4.1.1	Uspořádání zkoušky	33
4.1.2	Zkušební postup	34
4.1.3	Popis zkušebních těles	36
4.1.4	Způsob porušení zkušebních těles	36
4.1.5	Vyhodnocení získaných dat	38
4.1.6	Závěry z provedených zkoušek	42
4.2	Zkouška tuhosti ve spoji lamel.....	43
4.2.1	Uspořádání zkoušky	43
4.2.2	Zkušební postup	44
4.2.3	Popis zkušebních vzorků	45

4.2.4	Způsob porušení zkušebních vzorků	46
4.2.5	Vyhodnocení získaných dat	48
4.2.6	Závěry z provedených zkoušek	55
4.3	Stanovení materiálových vlastností	56
4.3.1	Materiálové zkoušky dřevěných lamel	56
4.3.2	Vyhodnocení získaných dat	59
4.3.3	Odvození dalších materiálových charakteristik dřeva.....	61
4.3.4	Materiálové vlastnosti použitých vrutů	61
5	ANALYTICKÝ MODEL.....	62
5.1	Stanovení tuhostí jednotlivých komponent	63
5.1.1	Vrutový spoj vrstev ve smyku - komponenta a_1	63
5.1.2	Podélné dřevěné lamely v tlaku rovnoběžně s vlákny - komponenta a_2	65
5.1.3	Dřevěný základový práh v tlaku kolmo k vláknům - komponenta a_3	67
5.1.4	Svorníkový spoj kotvy a panelu ve smyku - komponenta a_4	67
5.1.5	Základna ocelové kotvy v ohybu - komponenta a_5	68
5.2	Příspěvek komponent k celkové rotační tuhosti	69
5.3	Posun výztužné stěny	71
5.4	Stanovení únosností jednotlivých komponent	73
5.4.1	Únosnost vrutového spoje vrstev - komponenta a_1	73
5.4.2	Únosnost dřevěné lamely ve smyku v oblasti spoje	77
5.4.3	Únosnost stěnových lamel a základového prahu v tlaku - komponenty a_2 a a_3 ...	78
5.4.4	Únosnost svorníkového spoje kotvy a panelu - komponenta a_4	80
5.4.5	Únosnost ocelové kotvy - komponenta a_5	81
5.5	Výztužná únosnost stěny.....	82
5.6	Porovnání výsledků experimentů s výstupy analytického modelu.....	83
5.7	Doplnění analytického modelu pro využití v inženýrské praxi.....	84
6	ZÁVĚR.....	86
6.1	Přínos k řešené problematice.....	86
6.2	Náměty pro další výzkum.....	87
7	LITERATURA	89
7.1	Použitá literatura	89
7.2	Publikace autora	93
8	PŘÍLOHY	98
	Příloha 1 - Materiálové vlastnosti zkušebních těles	98

Seznam obrázků

Obr. 1: Mechanicky spojované CLT prvky: dřevěnými kolíky (vlevo), hřebíky (uprostřed) a vruty (vpravo) [5].....	3
Obr. 2: Sestavování mechanicky spojovaných panelů.....	5
Obr. 3: Podélné napojení panelů příložkami.....	6
Obr. 4: Rohové spojení panelů: vruty pod úhlem 45° (vlevo), kolmo umístěnými vruty (uprostřed) a pomocí úhelníků (vpravo).....	6
Obr. 5: Napojení stěnových panelů: na základovou konstrukci (vlevo) na stropní konstrukci (uprostřed) a na střešní konstrukci (vpravo).....	7
Obr. 6: Síly působící na: panel stěny (vlevo), rám (uprostřed) a plášť (vpravo) [8].....	8
Obr. 7: Schéma smykové deformace stěnového panelu (vlevo), geometrie a zatížení spojovacích prostředků ve spoji lamel – uzlu (vpravo).....	10
Obr. 8: Náhradní smyková tuhost K_r [15].....	12
Obr. 9: Definování RVE a RVSE uzlů (vlevo), síly působící na RVE uzel (vpravo).....	13
Obr. 10: Mechanismus I. - smyk (vlevo), mechanismus II. - torzní smyk (vpravo) [18].	13
Obr. 11: Indexy sil, momentů, únosností a pevností pro CLT zatížené v rovině [1].....	15
Obr. 12: Schéma uspořádání zkoušky pro stanovení pevnosti ve smyku vrstvy (vlevo) a pevnosti v torzním smyku spoje (vpravo) [1].....	15
Obr. 13: Schéma uspořádání zkoušky pro stanovení smykové tuhosti [1].....	16
Obr. 14: Uspořádání zkoušek samostatných uzlů pro určení pevnosti a tuhosti ve smyku vrstvy: Wallner [19] (vlevo), Jöbstl et al. [20] (uprostřed) a Hirschmann [21] (vpravo).....	17
Obr. 15: Uspořádání zkoušek sestav s více uzly pro určení pevnosti a tuhosti ve smyku vrstvy: Bosl [22] (vlevo) a Traetta et al. [23] (vpravo).....	18
Obr. 16: Uspořádání zkoušky pro stanovení pevnosti a tuhosti v torzním smyku spoje [25] (vlevo) a simulace experimentu pomocí MKP [26] (vpravo).....	19
Obr. 17: Příklady porušení nosníků z lepeného CLT [27].....	20
Obr. 18: Schéma numerického modelu (vlevo nahoře) s tuhostmi zadávanými v jednotlivých uzlech (vlevo dole) a mechanický model (vpravo) [27].....	20
Obr. 19: Uspořádání zatěžovací zkoušky (vlevo) a ocelový zkušební přípravek (vpravo) [28].....	21
Obr. 20: Zkoušky samostatných spojů (vlevo), zkoušky výztužných stěn (uprostřed) a zkouška mechanické odolnosti objektu (vpravo) [32].....	22
Obr. 21: Konfigurace zkušebních těles pro zkoušky výztužných stěn [33].....	23
Obr. 22: Rotační tuhost výztužné stěny [34].....	23

Obr. 23: Zkouška vzpěrné únosnosti: schéma uspořádání zkoušky (vlevo), průběh zkoušky (vpravo) [35].....	25
Obr. 24: Průběh zkoušky vzpěrné únosnosti třívrstevných stěnových panelů	25
Obr. 25: Průběh zkoušky vzpěrné únosnosti pětivrstevných stěnových panelů	26
Obr. 26: Zkouška výztužné únosnosti: schéma uspořádání zkoušky (vlevo), průběh zkoušky (vpravo) [36].....	27
Obr. 27: Průběh zkoušky výztužné únosnosti třívrstevných stěnových panelů.....	28
Obr. 28: Průběh zkoušky výztužné únosnosti pětivrstevných stěnových panelů	28
Obr. 29: Průběh čtyřbodové ohybové zkoušky stropního panelu	29
Obr. 30: Schéma čtyřbodové ohybové zkoušky s rozmístěním měřících snímačů	30
Obr. 31: Detail porušení vzorku č. 1 (vlevo) a vzorku č. 2 (uprostřed a vpravo)	30
Obr. 32: Svislý posun panelu v závislosti na působící síle	31
Obr. 33: Osazení zkušebního tělesa v zatěžovacím rámu (vlevo), vnášení vodorovné síly (vpravo nahoře), kotvení stěny k podkladu (vpravo dole).....	34
Obr. 34: Zatěžovací diagram zkoušky stěnového panelu.....	35
Obr. 35: Schéma zkoušky s vyznačením působícího zatížení a polohy měřících senzorů.....	35
Obr. 36: Schéma skladby stěnového panelu	36
Obr. 37: Porušení dřevěných lamel v místě vrutů	37
Obr. 38: Deformace tažené kotvy (vlevo) a otláčení vláken dřeva v místě svorníku (vpravo)	37
Obr. 39: Deformace v ploše stěnového panelu (vlevo), kontakt svislých lamel s rámovým hranolkem ve vrcholu panelu (vpravo nahoře) a v patě panelu (vpravo dole).....	37
Obr. 40: Průběh vodorovného posunu ve vrcholu stěny (senzor č. 2).....	38
Obr. 41: Průběh svislého posunu v tlačené oblasti paty stěny (senzor č. 1).....	39
Obr. 42: Průběh svislého posunu v tažené oblasti paty stěny (senzor č. 4.)	39
Obr. 43: Průběh zkoušky se zobrazením křivky průměrné hodnoty a vymezením intervalu daného nejistotami měření	42
Obr. 44: Zkušební přípravek (vlevo) a vzorek s osazenými snímači umístěný ve zkušebním přípravku (vpravo).....	44
Obr. 45: Zatěžovací diagram zkoušky tuhosti ve spoji lamel.....	45
Obr. 46: Schéma zkušebních vzorků	46
Obr. 47: Příklad porušení zkušebních vzorků série A a B	47
Obr. 48: Demontovaný zkušební vzorek (vlevo) a porušení spojovacího prostředku (vpravo)	47

Obr. 49: Porušení zkušebních vzorků série C (vlevo) a série D (vpravo).....	47
Obr. 50: Schéma uspořádání zkoušky s vyznačením měřených bodů a vzdáleností ...	48
Obr. 51: Závislost natočení spoje a působícího torzního momentu (série A)	50
Obr. 52: Závislost posunu a zatížení spojovacího prostředku (série A).....	50
Obr. 53: Závislost natočení spoje a působícího torzního momentu (série B)	51
Obr. 54: Závislost posunu a zatížení spojovacího prostředku (série B).....	51
Obr. 55: Závislost natočení spoje a působícího torzního momentu (série C)	52
Obr. 56: Závislost posunu a zatížení spojovacího prostředku (série C)	52
Obr. 57: Závislost natočení spoje a působícího torzního momentu (série D)	53
Obr. 58: Závislost posunu a zatížení spojovacího prostředku (série D)	53
Obr. 59: Závislost natočení spoje a působícího torzního momentu (série E)	54
Obr. 60: Závislost posunu a zatížení spojovacího prostředku (série E).....	54
Obr. 61: Porovnání závislostí natočení spoje a torzního momentu sérií A - E.....	55
Obr. 62: Porovnání závislostí posunu a zatížení spojovacího prostředku sérií A - E....	55
Obr. 63: Měření vlhkosti a hmotnosti dřevěných lamel	57
Obr. 64: Měření modulu pružnosti lamel přístroji Sylvatest (vlevo) a Fakopp (vpravo).57	
Obr. 65: Schéma ohybové zkoušky (vlevo) a porušení zkušebního vzorku (vpravo)....	58
Obr. 66: Porovnání měření dynamických modulů pružnosti.....	60
Obr. 67: Komponenty výztužné stěny popsané pružinami	62
Obr. 68: Složky vodorovného posunu ve vrcholu stěny: posun v ploše panelu (vlevo) a posun vyvolaný natočením panelu v uložení (vpravo).....	63
Obr. 69: Schéma příčného řezu návaznosti panelu a základového prahu (vlevo) a schéma působení komponenty a_3 (vpravo).....	67
Obr. 70: Komponenta a_5 : kotva panelu (vlevo) a schéma komponenty (vpravo).....	68
Obr. 71: Příspěvky komponent $a_2 - a_5$ k celkové rotační tuhosti stěny K_ϕ	69
Obr. 72: Schéma výztužné stěny pro stanovení mezního vodorovného zatížení	72
Obr. 73: Rozložení namáhání ve spoji lamel (vlevo), zatížení působící na spojovací prostředek n_1 v podélné lamele (uprostřed) a v příčné lamele (vpravo).....	74
Obr. 74: Závislost normálového napětí a vodorovného zatížení	79
Obr. 75: Kontakt svislých lamel panelu se základovým prahem před vznikem plastické deformace (vlevo) a po vzniku plastické deformace (vpravo).....	79
Obr. 76: Závislost vodorovného zatížení a síly v tažené kotvě	82
Obr. 77: Porovnání výsledků experimentů s výstupy analytického modelu v místě senzoru č. 4.....	83
Obr. 78: Porovnání výsledků experimentů s výstupy analytického modelu v místě senzoru č. 1.....	84

Obr. 79: Porovnání výsledků experimentů s výstupy analytického modelu v místě senzoru č. 2	84
Obr. 80: Porovnání výsledku experimentů s výstupy analytického modelu při zohlednění součinitelů spolehlivosti	85

Seznam tabulek

Tab. 1: Experimentálně dosažené hodnoty vzpěrné únosnosti.....	26
Tab. 2: Experimentálně dosažené hodnoty výztužné únosnosti	28
Tab. 3: Hodnoty ohybové únosnosti a tuhosti stropních panelů.....	31
Tab. 4: Výztužná tuhost stěnového panelu.....	40
Tab. 5: Stanovení charakteristických hodnot výztužné tuhosti.....	41
Tab. 6: Stanovení charakteristických hodnot výztužné únosnosti	41
Tab. 7: Experimentální program zkoušek tuhosti ve spoji lamel	45
Tab. 8: Vyhodnocení výsledků zkušební série A	50
Tab. 9: Vyhodnocení výsledků zkušební série B	51
Tab. 10: Vyhodnocení výsledků zkušební série C	52
Tab. 11: Vyhodnocení výsledků zkušební série D	53
Tab. 12: Vyhodnocení výsledků zkušební série E	54
Tab. 13: Shrnutí únosností a tuhostí zkušebních sérií A - E	56
Tab. 14: Shrnutí hustot a modulů pružnosti	59
Tab. 15: Shrnutí ohybových pevností	59
Tab. 16: Shrnutí hustot a modulů pružnosti	60
Tab. 17: Shrnutí ohybových pevností	61

Seznam použitých značek a symbolů

Velká písmena latinské abecedy

A	plocha průřezu
A_{vz}	plocha průřezu ve smyku
A_s	plocha jádra průřezu spojovacího prostředku
E	modul pružnosti
$E_{0,05}$	5% kvantil modulu pružnosti rovnoběžně s vlákny
$E_{0,mean}$	průměrný modul pružnosti rovnoběžně s vlákny
E_{12}	modul pružnosti při vlhkosti dřeva 12 %
$E_{90,mean}$	průměrný modul pružnosti kolmo k vláknům
E_{dyn}	dynamický modul pružnosti
E_{stat}	statický modul pružnosti
E_w	modul pružnosti dřeva při vlhkosti w
EI	ohybová tuhost
F	působící zatížení
F_{02}	výztužné vodorovné zatížení velikosti 0,2 $F_{v,max}$
F_{04}	výztužné vodorovné zatížení velikosti 0,4 $F_{v,max}$
$F_{ax,Rk}$	charakteristická osová únosnost spojovacího prostředku
F_{est}	odhadnuté maximální zatížení spoje
$F_{i,c,ED}$	svislá vnější síla v tlaku na konci stěnového panelu
$F_{i,t,ED}$	svislá vnější síla v tahu na konci stěnového panelu
$F_{M,i}$	síla působící na jeden stříh spojovacího prostředku vlivem torzního momentu
$F_{max,exp}$	maximální zatížení spoje
$F_{Q,i}$	síla působící na jeden stříh spojovacího prostředku vlivem posouvající síly
F_s	svislé zatížení výztužné stěny
$F_{t,i}$	síla v tažené kotvě
F_v	vodorovné zatížení výztužné stěny
$F_{v,0}$	mezní vodorovné zatížení výztužné stěny
$F_{v,max}$	maximální vodorovné zatížení výztužné stěny
$F_{v,Rk}$	charakteristická únosnost jednoho stříhu spojovacího prostředku
$F_{x,i,k}$	posouvající síla ve svisle orientované lamele
$F_{y,i,k}$	posouvající síla ve vodorovně orientované lamele
G	modul pružnosti ve smyku
GA	smyková tuhost
I	moment setrvačnosti

I_P	polární moment setrvačnosti
$K_{a,i}$	tuhost komponenty i
K_c	tuhost tlačené oblasti uložení
K_t	tuhost tažené kotvy
K_s	výztužná tuhost stěnového panelu
K_{ser}	modul prokluzu spojovacích prostředků (mezní stav použitelnosti)
$K_{r,ser,CLT}$	torzní pružinová tuhost RVE uzlu
$K_{r,ser,i}$	torzní pružinová tuhost ve styčné spáře lamel (RVSE uzlu)
K_r	torzní tuhost spoje; náhradní smyková tuhost
K_u	modul prokluzu spojovacích prostředků (mezní stav únosnosti)
$K_{\alpha,CLT}$	rotační tuhosti v uložení stěny
L	rozpon; délka; vzdálenost
M	moment
M_{CLT}	ohybový moment v rovině stěnového panelu
$M_{max,exp}$	maximální torzní moment ve spoji lamel získaný z experimentu
$M_{r,ser}$	torzní moment ve spoji lamel
$M_{r,ser,i}$	torzní moment ve styčné spáře lamel
$M_{y,Rk}$	plastický moment únosnosti spojovacího prostředku
R	koeficient korelace
R_c	reakce v tlačené oblasti
$R_{t,i}$	reakce v tažené kotvě i
V	posouvající síla; objem
V_w	objem dřeva při vlhkosti w
W_y	průřezový modul

Malá písmena latinské abecedy

a	vzdálenost středu otáčení spoje od snímačů dráhy měřících svislý posun; vzdálenost bodu otáčení od levé hrany výztužné stěny (délka tlačené oblasti); minimální přesah lamel; šířka lepené plochy
a_1	komponenta 1 - vrstev spoj vrstev ve smyku
a_2	komponenta 2 - podélné dřevěné lamely v tlaku rovnoběžně s vlákny
a_3	komponenta 3 - dřevěný základový práh v tlaku kolmo k vláknům
a_4	komponenta 4 - svorníkový spoj kotvy a panelu ve smyku
a_5	komponenta 5 - základna ocelové kotvy v ohybu
a_0	počet lamel po délce panelu
a_{90}	počet lamel po výšce panelu

a_n	vzdálenost spojovacího prostředku od středu otáčení spoje v ose x
b_{CLT}	šířka panelu
$b_{lam,0}$	šířka podélné svisle orientované lamely
$b_{lam,90}$	šířka příčné vodorovně orientované lamely
$b_{gap,0}$	šířka spáry ve svisle orientované vrstvě lamel
$b_{gap,90}$	šířka spáry ve vodorovně orientované vrstvě lamely
b_n	vzdálenost spojovacího prostředku od středu otáčení spoje v ose y
c_i	součinitel zohledňující poměr šířky a výšky panelu
d	průměr spojovacího prostředku; tloušťka lamely
d_{ef}	efektivní průměr spojovacího prostředku
e	osová vzdálenost lamel
f	pevnost
$f_{h,k}$	pevnost dřeva v otláčení
f_m	pevnost dřeva v ohybu
$f_{T,CLT}$	pevnost dřeva v torzním smyku
$f_{T,node}$	pevnost v torzním smyku spoje vrstev
$f_{u,b}$	pevnost spojovacího prostředku v tahu
$f_{v,CLT}$	pevnost dřeva ve smyku
f_y	mez kluzu oceli
h_1	svislá vzdálenost paty stěny od ukotvení panelu
h_{ak}	aktivní délka elementu
h_{CLT}	výška panelu
k_s	součinitel zohledňující počet zkoušených vzorků
l	rozpon
m	hmotnost dřeva, počet střížných rovin spojovacích prostředků
m_{12}	hmotnost dřeva při vlhkosti 12 %
n	počet zkoušených vzorků, počet spojovacích prostředků, posouvající síla
n_{ef}	efektivní počet spojovacích prostředků
o	bod otáčení
p	torzní posun spojovacího prostředku; součinitel redukce zatěžované plochy
p_x	posun spojovacího prostředku ve směru osy x
r	vzdálenost spojovacího prostředku od středu otáčení
s	rozteče spojovacích prostředků
s_y	směrodatná odchylka
t	doba průchodu signálu
t_{CLT}	tloušťka panelu

$t_{lam,0}$	tloušťka svisle orientované lamely
$t_{lam,90}$	tloušťka vodorovně orientované lamely
u	posun panelu ve směru souřadnicové osy z
v	rychlost šíření akustické vlny; posun panelu ve směru souřadnicové osy x
v_{02}	vodorovný posun stěny při zatížení F_{02}
v_{04}	vodorovný posun stěny při zatížení F_{04}
w	vlhkost dřeva
$V_{(F_v, F_s, x)}$	funkce vodorovného posunu stěny
\bar{y}	průměrná hodnota
z	vzdálenost těžiště vrstvy od těžiště průřezu

Malá písmena řecké abecedy

α	úhel natočení panelu vyvolaný poddajností uložení a kotvení
β	poměr pevností v otláčení; součinitel tvaru průřezu
γ	součinitel poddajnosti spojení
$\delta_{a,i}$	posun komponenty i
ε	poměrné přetvoření
ρ	hustota dřeva
ρ_{12}	hustota při vlhkosti dřeva 12 %
ρ_k	charakteristická hustota
ρ_{mean}	průměrná hustota
ρ_w	hustota dřeva při vlhkosti w
σ	normálové napětí
$\tau_{0,lam}$	smykové napětí v podélné lamele
$\tau_{90,lam}$	smykové napětí v příčné lamele
τ_0^*	nominální smykové napětí
τ_v^*	efektivní smykové napětí
φ	úhel natočení spoje / panelu vyvolaný poddajností spoje vrstev

Značky a symboly, které nejsou uvedeny v tomto seznamu a vyskytují se v práci, jsou vysvětleny pod vztahy, v kterých jsou použity.

1 ÚVOD

V posledních letech postupně vzrůstá zájem o větší využití materiálů z obnovitelných surovinových zdrojů v rámci koncepce tzv. trvale udržitelné výstavby. V souvislosti s tímto trendem se také zvyšuje zájem o výzkum a vývoj technologií umožňujících větší využití materiálů na bázi dřeva. V oblasti vícepodlažní bytové a občanské výstavby získává stále větší uplatnění masivní deskový konstrukční systém z křížem vrstveného dřeva (angl. CLT – Cross Laminated Timber), který doplňuje dnes nejrozšířenější konstrukční systémy lehkého a těžkého dřevěného skeletu, tvořené jednotlivými mechanicky spojovanými prutovými prvky.

Důležitým aspektem návrhu každé nosné konstrukce je řešení její prostorové tuhosti, která hraje zvláště v případě vícepodlažních dřevostaveb zásadní roli pro zajištění správné funkce objektu. Prostorové tuhosti se u jednotlivých konstrukčních systémů dosahuje odlišnými přístupy. Těžký dřevěný skelet využívá k přenosu horizontálních sil a zajištění prostorové tuhosti diagonální dřevěné vzpěry či ocelová táhla. Systém lehkého skeletu v dnes převládající variantě Platform Frame využívá k zajištění smykové tuhosti stěn konstrukční opláštění deskami na bázi dřeva, či sádry. Masivní dřevěné konstrukce přenášejí vodorovné síly do základových konstrukcí vlastní tuhostí v rovině smykových stěn.

Panely z křížem vrstveného dřeva tvoří deskový prvek složený obvykle z lichého počtu vzájemně kolmo orientovaných vrstev. Tuhost a únosnost panelů je významně závislá na tuhosti spojení mezi jednotlivými vrstvami. Nejrozšířenějším způsobem spojování vrstev je celoplošné lepení. Alternativou lepicího procesu je využití mechanických spojovacích prostředků kolíkového typu. Výztužná únosnost mechanicky spojovaných křížem vrstvených panelů je zajištěna spojením jednotlivých vrstev pomocí vrutů, přičemž počet a parametry vrutů a také počet a pevnost vrstev lamel významně ovlivňují výsledné hodnoty únosnosti. V důsledku kolmé orientace vrstev a jejich plošného spojení pomocí mechanických spojovacích prostředků, dochází k odlišnému chování tohoto systému a jiným pevnostním a tuhostním vlastnostem, než předpokládají v současnosti využívané návrhové přístupy pro stanovení výztužné únosnosti stěnových konstrukcí na bázi dřeva.

Předmětem disertační práce je výzkum zaměřený na stanovení výztužné tuhosti a únosnosti smykových stěn z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva s uvážením vlivu spojovacích prostředků mezi vrstvami lamel na tuhost panelů. Součástí práce je také shrnutí poznatků v této oblasti včetně informace o již provedených experimentech pro stanovení únosnosti mechanicky spojovaných CLT panelů.

2 SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY

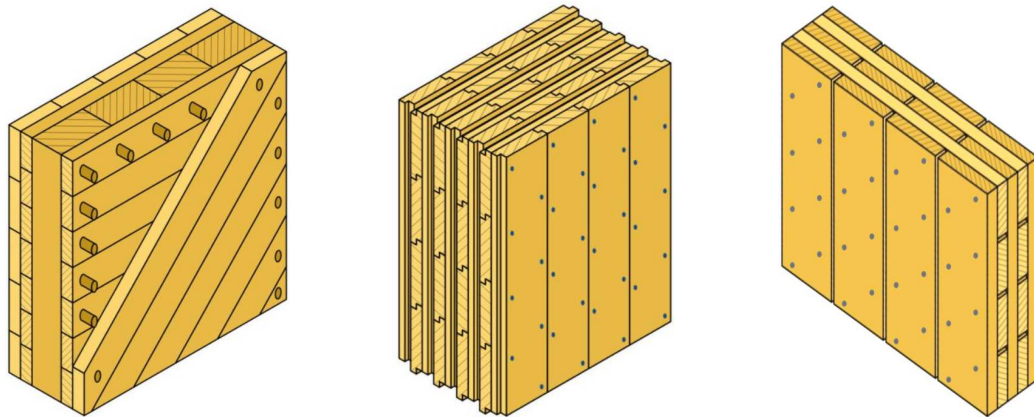
Výzkumem problematiky výztužných stěn se zabývá řada významných vědeckých pracovišť. Výsledky výzkumu v podobě výpočetních postupů pro návrh stěn lehkého dřevěného skeletu jsou již součástí evropských technických norem. Pro křížem vrstvené dřevo zatím existuje pouze evropská výrobní norma, která byla do soustavy ČSN zavedena jako ČSN EN 16351 [1], stále je ovšem třeba zpracovat technické normy, které by dávaly projektantům podklady pro navrhování konstrukcí z tohoto výrobku. Výzkum lepeného CLT je předmětem aktivity vědeckých týmů již mnoho let, výsledky jejich práce je proto možno čerpat z odborné literatury. Výzkum mechanicky spojovaného CLT byl však dosud omezen pouze na provedení základních experimentů, ověřujících chování panelů při vybraných způsobech namáhání.

Následující kapitoly se věnují současnému stavu poznání v oblasti konstrukce prvků z mechanicky spojovaného CLT, navrhování výztužných stěn na bázi dřeva a experimentálnímu výzkumu mechanicky spojovaného CLT, který byl dosud realizován.

2.1 Skladba panelů

V současnosti je nejrozšířenějším způsobem spojování jednotlivých vrstev panelů celoplošné lepení pomocí jednosložkových polyuretanových lepidel, fenolických či aminových lepidel a emulzních polymerových izokyanátových lepidel. Nanášení lepidla je prováděno strojně, bezkontaktním způsobem. Další možností spojování vrstev je použití mechanických spojovacích prostředků kolíkového typu, jako jsou dřevěné kolíky, hřebíky nebo vruty. Dřevěné spojovací kolíky jsou nejčastěji vyráběny z bukového, nebo dubového dřeva. Při výrobě jsou do lamel vysušených na vlhkost 12 % vyvrtány otvory, do nichž jsou vlisovány kolíky předsušené na vlhkost 6 – 8 %. Po zalisování začnou kolíky absorbovat vlhkost ze svého okolí. Hygroskopickým vlhnutím dojde k zvětšování tloušťky buněčných stěn a tím k nabobtnání spojovacích prostředků, zajišťujících vzájemné spolupůsobení celého panelu. Princip spojování vrstev CLT pomocí vysušených bukových kolíků průměru 20 mm využívá systém Thoma Holz 100 [2]. Středová vrstva panelu je tvořena hranoly obdélníkového průřezu osazenými ve vertikálním směru. Zbylé vrstvy panelu jsou střídavě vrstveny v diagonálním a horizontálním směru, viz obr. 1 vlevo. Spojování vrstev pomocí hřebíků využívá systém MHM (Massiv-Holz-Mauer) [3]. Hliníkové kroužkové hřebíky průměru 2,5 mm s drážkovaným dřikem propojují vždy tři vrstvy kolmo uspořádaných lamel různé šířky, ležících na sobě. Každé křížení lamel je spojeno dvěma hřebíky. Tímto způsobem mohou být na sebe lamely vrstveny až do tloušťky panelu 340 mm a počtu patnácti

vrstev, viz obr. 1 uprostřed. Technologii masivních dřevěných panelů spojovaných vruty využívá i systém s obchodním názvem DEKPANEL [4]. Panely jsou tvořeny ze tří nebo pěti vrstev vzájemně kolmo uspořádaných lamel šířky 100 – 220 mm a tloušťky 27 mm. Vrstvy jsou propojovány vruty rozmístěnými v pravidelném rastru. Na každé křížení lamel je použito dvou nebo čtyř celozávitových vrutů průměru 5 mm, viz obr. 1 vpravo.



Obr. 1: Mechanicky spojované CLT prvky: dřevěnými kolíky (vlevo), hřebíky (uprostřed) a vruty (vpravo) [5]

Systémy využívající kovové spojovací prostředky se v současnosti používají pouze pro stěnové konstrukce. Pro realizaci stropních konstrukcí jsou využívány nosníky z rostlého, či lepeného lamelového dřeva. Propojení vrstev dřevěnými kolíky vykazuje (jako jediný z výše zmiňovaných přístupů) dostatečnou ohybovou tuhost pro využití nejen ve formě stěnového, ale také stropního panelu.

2.2 Mechanicky spojované panely

Následující kapitola je zaměřena na systém masivních dřevěných panelů spojovaných vruty. Je zde popsán postup sestavování panelů, jejich vzájemné spojování a kotvení k podkladní konstrukci.

2.2.1 Sestavování panelů

Základní surovinu pro výrobu panelů tvoří v současnosti hoblovaná prkna jehličnatých dřevin, nejčastěji smrku, borovice či jedle. Vzhledem k postupné obměně druhové skladby lesů v Evropě lze však v budoucnu očekávat také širší zastoupení listnatých dřevin, jako jsou bříza, topol, či dub. Dřevěné lamely jsou nejprve vysušeny na vlhkost $12\% \pm 2\%$ a následně podle jakosti strojně, či vizuálně roztříděny do jednotlivých tříd, ke kterým jsou následně přiřazeny třídy pevnosti. Strojní třídění konstrukčního řeziva je založeno na závislosti jeho pevnosti a tuhosti v ohybu, kdy se pevnost řeziva odhaduje nepřímo na základě měření modulu pružnosti v ohybu, Koželouh 2014 [6]. Nejběžnějším

typem strojního třídění je třídění podle průhybu. Při plynulém průchodu lamely testovacím zařízením je měřena velikost průhybu při definované velikosti zatížení, případně velikost zatížení potřebná pro dosažení definovaného průhybu. Při vizuálním třídění je řezivo hodnoceno podle viditelných třídících znaků, tzv. vad dřeva, u nichž se předpokládá, že mohou mít negativní vliv na mechanické vlastnosti. Norma ČSN 73 2824-1 [7] umožňuje vizuálně zatřídit řezivo podle jakosti do tří tříd: S7, S10 a S13. Rozhodujícími kritérii jsou velikost a množství suků, odklon vláken, šířky letokruhů, rozsahu trhlin a oblin, přítomnost dřene, zakřivení, zbarvení či hniloba, množství tlakového dřeva a poškození hmyzem. Pro navrhování dřevěných konstrukcí je využívána norma ČSN EN 1995-1-1 (Eurokód 5) [8], která pro výpočtové vztahy uvažuje s hodnotami pevnosti, modulu pružnosti a hustoty dřeva. Tyto hodnoty jsou pro rostlé konstrukční dřevo uvedeny v normě ČSN EN 338 [9], která jehličnaté řezivo dělí podle charakteristické pevnosti v ohybu do tříd pevnosti C14 - C50 a listnaté do D30 - D70. Přiřazením jakostních tříd k pevnostním třídám se zabývá norma ČSN EN 1912 [10]. Jakostní třída S7 odpovídá pevnostní třídě C16, S10 třídě C24 a S13 třídě C30. Panely jsou nejčastěji složeny ze smrkového dřeva třídy pevnosti C24 ovšem příčné vrstvy mohou být tvořeny i nižšími třídami pevnosti. Každá z vrstev je však vždy tvořena lamelami se stejnou pevnostní třídou.

Po roztřídění jsou lamely ohoblovány ze všech čtyř stran. Na rozdíl od lepených panelů však není vzhledem k výrobní technologii nutno klást zvláštní důraz na přesnost opracování povrchů lamel. Při výrobě lepených panelů je nutné dodržet podmínku stejné tloušťky lamel v jednotlivých vrstvách, aby bylo zajištěno, že během lisování je celý panel vystaven stejnému příčnému tlaku a mezi jednotlivými vrstvami je stejná tloušťka naneseného lepidla, která se pohybuje od 0,1 do 0,3 mm. Při lepení je také třeba zohlednit parametry jako lisovací tlak, množství použitého lepidla, vlhkost lepených prvků, doba vytvrzování, teplota i relativní vlhkost vzduchu. Sestavování mechanicky spojovaných panelů do požadovaného tvaru a finální opracování včetně vytvoření výřezů a drážek probíhá na automatizovaném CNC obráběcím centru, viz obr. 2, jež umožňuje prošroubovat vrstvy panelu v požadovaném rastru.

Jednotlivá prkna jsou skládána do vrstev s bočními hranami spojenými na sraz. Vrstvy jsou na sebe ukládány tak, aby jejich směr byl navzájem kolmý. Lamely v lichých vrstvách jsou u stěnových prvků orientovány podélně se směrem působícího svislého zatížení (svisle vzhledem k výsledné poloze panelů v konstrukci), sudé vrstvy jsou orientovány příčně. Tímto uspořádáním je zajištěno, že je větší část plochy příčného průřezu stěnového panelu namáhána převládajícím svislým zatížením rovnoběžně s vlákny dřeva.



Obr. 2: Sestavování mechanicky spojovaných panelů

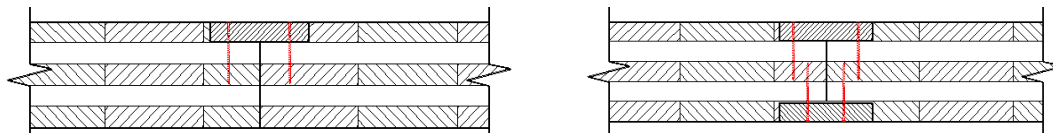
Následuje aplikace celozávitových vrtů 5 x 80 mm, které jsou osazovány v místech křížení jednotlivých lamel a šroubovány s odstupem 25 mm od jejich okrajů. U třívrstevných stěnových panelů vruty procházejí příčně všemi vrstvami, u panelů pětivrstevných jsou nejprve první sadou dvou vrtů propojeny první tři vrstvy a následně druhou sadou dvou vrtů připojeny dvě zbývající vrstvy. Pro výrobu stropních panelů, využitých v minulosti pro experimentální účely na ČVUT v Praze, bylo oproti stěnovým panelům zvoleno odlišné uspořádání lamel. Panely byly tvořeny čtyřmi podélnými vrstvami orientovanými rovnoběžně se směrem rozpětí konstrukce a jednou vrstvou orientovanou příčně. Pro spojení vrstev bylo využito dvou sad vrtů se čtyřmi vruty na každé křížení lamel. Při použití této technologie výroby nevznikají, na rozdíl od lepených panelů, nadbytečné prořezy a odpady. Rozmístění a počet spojovacích prostředků je dán statickými požadavky, současně je však také nutné dodržet požadavky na minimální rozteče spojovacích prostředků a vzdálenosti od okrajů.

2.2.2 Spojování a kotvení panelů

Vzhledem k velikosti panelů z křížem vrstveného dřeva vzniká při stavbě nutnost realizovat jen malé množství spojů mezi panely. Vzájemné propojení panelů je nejčastěji zajištěno pomocí samořezných vrtů a kovových úhelníků. Při osazování spojovacích prostředků je nutno zohlednit jejich rozmístění vzhledem k povoleným roztečím a vzdálenostem od okrajů dřevěných prvků, pravidla pro předvrtání otvorů, pevnostní a tuhostní vlastnosti spoje vzhledem k orientaci vrstev lamel a způsob namáhání. Samořezné vruty do dřeva jsou podle konkrétních statických požadavků osazovány ve vzdálenostech 20 - 25 cm, kovové úhelníky ve vzdálenostech 100 - 150 cm.

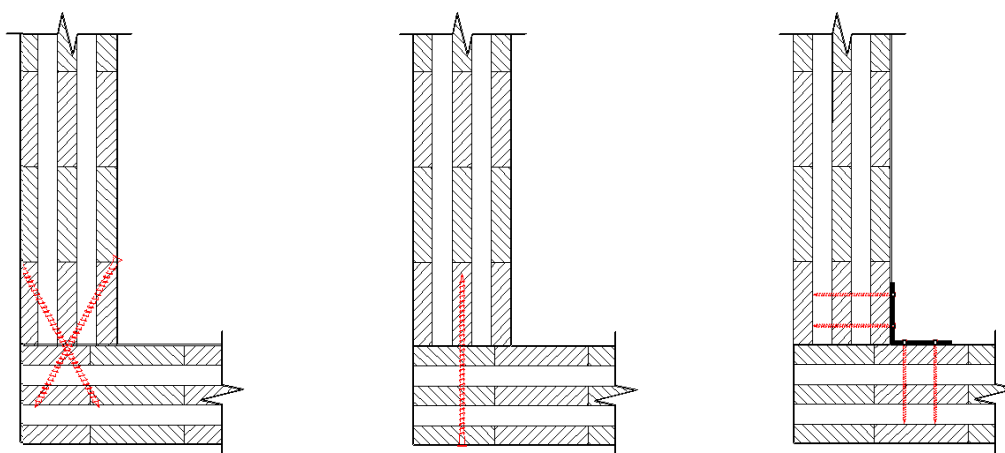
Spoje mezi stěnovými panely lze rozdělit na podélné napojení, rohové propojení a spoj vnějšího a vnitřního panelu. Další spoje tvoří napojení panelů na základovou,

stropní a střešní konstrukci. K podélnému napojení panelů se využívají dřevěné příložky se shodnou tloušťkou, jako je tloušťka vrstev panelu. Ve spojovaných panelech je vynechána část krajní svislé lamely a na její místo je po sesazení panelů vložena dřevěná příložka, která je pomocí vrutů připojena k oběma spojovaným prvkům, viz obr. 3. Mezera mezi panely se pohybuje od 1 mm do 4 mm z důvodu vložení pěnové pásky zajišťující vzduchotěsnost svislých spár panelů.



Obr. 3: Podélné napojení panelů příložkami

Rohové propojení panelů a spoj vnějšího a vnitřního panelu je možné řešit stejným způsobem. Panely jsou spojeny na tupu pomocí vrutů šroubovaných horizontálně pod úhlem 45° (obr. 4 vlevo), kolmo umístěnými vruty (obr. 4 uprostřed), nebo za pomoci kovových úhelníků (obr. 4 vpravo).

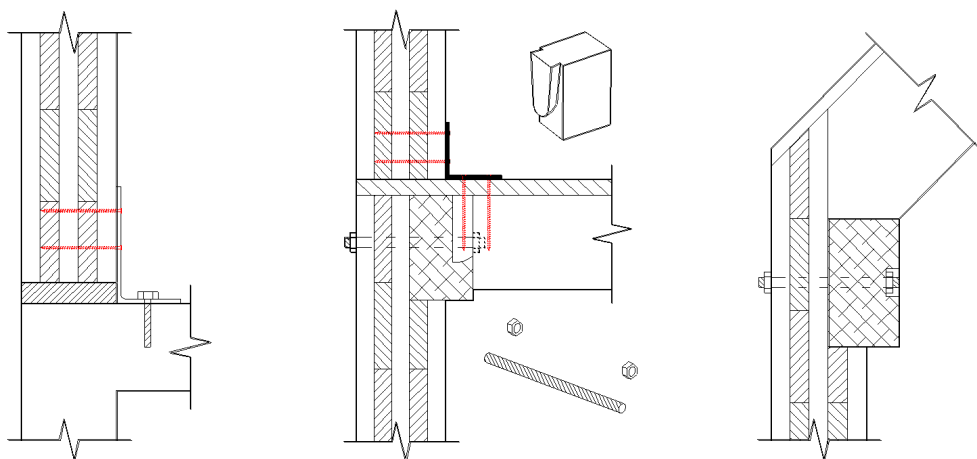


Obr. 4: Rohové spojení panelů: vruty pod úhlem 45° (vlevo), kolmo umístěnými vruty (uprostřed) a pomocí úhelníků (vpravo)

V nejnižším podlaží dřevostavby jsou panely ukládány na železobetonový podklad tvořený základovou konstrukcí, nebo stropní konstrukcí nižšího podlaží. Před osazením panelů je podkladní konstrukce opatřena vodorovnou hydroizolací, distančními podložkami či klínky, výplňovou maltou a ocelovými úhelníky, kotvenými k podkladu průvlastkovými kotvami. Po osazení do výsledné polohy a odstranění distančních podložek či klínků jsou panely připojeny k úhelníkům konvexními hřebíky, viz obr. 5 vlevo. Stěnové panely druhého a vyššího podlaží dřevostavby jsou kotveny v patě k ocelovým úhelníkům, umístěným nad stropnice nebo výztuhy dřevěné stropní konstrukcí nižšího podlaží.

Stropní konstrukce je tvořena dřevěnými nosníky s rozpěrami a záklopem z OSB desek, nebo biodesek. Stropnice jsou osazeny do obvodových průvlaků, částečně uložených na stěnách. Propojení obvodových průvlaků a stěn je zajištěno pomocí ocelových svorníků. Stropnice jsou k průvlakům připojeny pomocí předem vyfrézovaných rybinových tesařských spojů, nebo jsou uloženy do ocelových třmenů. Stěnové panely vyššího podlaží jsou ke stropní konstrukci kotveny ocelovými úhelníky, umístěnými nad stropnice nebo výztuhy, viz obr. 5 uprostřed.

Nosná konstrukce ploché střechy je řešena obdobným způsobem, jako nosná konstrukce stropu. V případě šikmé střechy tvořené vaznicovým krovem jsou krokve uloženy na vaznice a obvodové průvlaky nebo do ocelových třmenů, viz obr. 5 vpravo. Vaznice se ukládají na štítové a vnitřní stěny nebo na sloupy.



Obr. 5: Napojení stěnových panelů: na základovou konstrukci (vlevo) na stropní konstrukci (uprostřed) a na střešní konstrukci (vpravo)

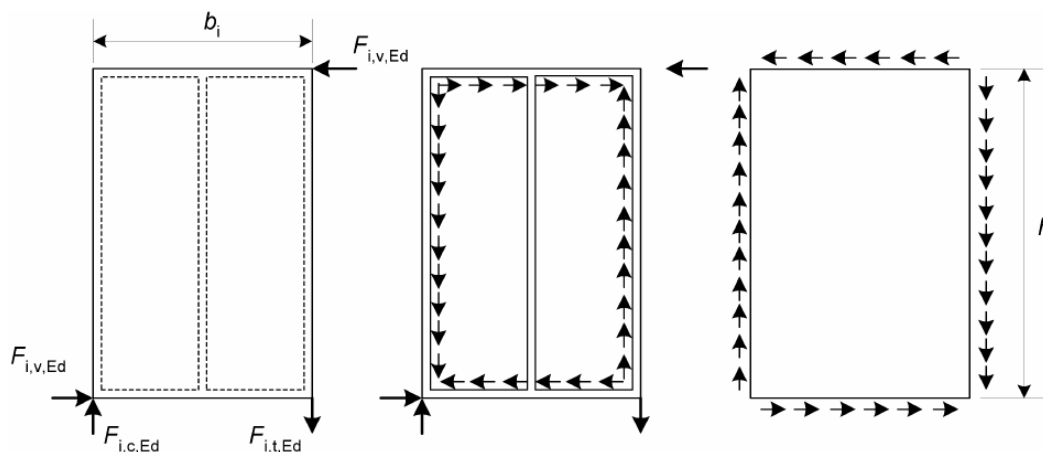
2.3 Analytické metody výpočtu pro smykové namáhání v rovině panelu

Výztužnou únosnost a tuhost stěnových panelů je možno stanovit zkušební postupem podle normy ČSN EN 594 [11], nebo lze využít vhodný analytický přístup zohledňující příslušné materiálové a geometrické uspořádání stěnové konstrukce. Výpočtové postupy využívané v současnosti pro návrh a posouzení výztužných stěn na bázi dřeva dostatečně nevystihují chování panelů z mechanicky spojovaného CLT. Některé poznatky z těchto postupů lze přesto na konstrukční systém zkoumaný v této práci aplikovat.

2.3.1 Metoda rovnoměrného smykového toku

Normový výpočetní postup dle ČSN EN 1995-1-1 [8] je určen zejména pro stanovení výztužné únosnosti stěnových konstrukcí lehkého dřevěného skeletu. Stěnový panel tvořený sloupkovou konstrukcí musí být opláštěný deskami s dostatečnou tuhostí ve své

rovině umožňujícími přenesení smykového namáhání. Plášť musí být připevněn alespoň k jedné straně dřevěného rámu mechanickými spojovacími prostředky s konstantní roztečí. Základním předpokladem výpočetního modelu je vetknutí panelu do podkladní konstrukce spolu s vytvořením rovnoměrného smykového toku po obvodě panelu, viz obr. 6. Vytvoření smykového toku je docíleno stejnoměrným zplastizováním spojovacích prostředků propojujících plášť s dřevěným rámem.



Obr. 6: Síly působící na: panel stěny (vlevo), rám (uprostřed) a plášť (vpravo) [8]

Eurokód 5 uvádí dvě alternativní zjednodušené metody výpočtu únosnosti výztužných stěn, metodu A a metodu B, přičemž pro použití doporučuje první z nich.

2.3.1.1 Zjednodušená analýza konstrukce – Metoda A

Podmínkou pro využití metody podle Källsnera a Lama [12] je propojení sloupků na konci výztužné stěny složené z jednoho nebo více panelů s podkladní konstrukcí pomocí tahové kotvy. Dalším předpokladem je, že šířka každého pláště dosahuje nejméně čtvrtiny výšky panelu a rozteč spojovacích prostředků po obvodě každého pláště je konstantní. Celkovou návrhovou výztužnou únosnost stěny lze získat jako součet únosností panelů, z nichž je stěna složena. Příspěvek panelů obsahujících okenní či dveřní otvor se neuvažuje. Při oboustranném opláštění panelu s využitím stejného typu a rozměrů plášťů a spojovacích prostředků je výztužná únosnost panelu rovna součtu únosností obou jeho stran. Návrhovou výztužnou únosnost $F_{i,v,Rd}$ stěnového panelu uspořádaného podle obr. 6 je možno stanovit podle vztahu (1) jako:

$$F_{i,v,Rd} = \frac{F_{f,Rd} b_i c_i}{s} \quad [\text{N}] \quad (1)$$

kde $F_{f,rd}$ je návrhová únosnost jednoho spojovacího prostředku ve stříhu v N;
 b_i šířka panelu v mm;
 c_i součinitel zohledňující poměr šířky a výšky panelu;
 s rozteče spojovacích prostředků v mm.

Svislé vnější síly $F_{i,t,Ed}$ a $F_{i,c,Ed}$ na koncích stěnového panelu je možné určit ze vztahu (2):

$$F_{i,t,Ed} = F_{i,c,Ed} = \frac{F_{i,v,Ed} h}{b_i} \quad [\text{N}] \quad (2)$$

kde $F_{i,v,Ed}$ je vodorovná zatěžovací síla působící při horním okraji panelu v N;
 h výška panelu v mm.

Vnější síly vyvozené vodorovným zatížením jsou dále přenášeny do přilehlého stěnového panelu pomocí svislého spojení mezi panely, nebo do konstrukce ležící pod stěnou pomocí tahových kotev.

2.3.1.2 Zjednodušená analýza konstrukce – Metoda B

Na rozdíl od metody A, která definuje výztužnou únosnost stěny jako součet únosností jednotlivých panelů, výpočetní postup dle metody B popisuje únosnost stěny jedním vztahem, který jednotlivými součiniteli podrobněji zohledňuje rozteč spojovacích prostředků, poměr délky a výšky stěny, zatížení stěny a materiál pláště. Návrhovou výztužnou únosnost $F_{i,v,Rd}$ stěny i je možno stanovit jako:

$$F_{i,v,Rd} = \frac{F_{f,Rd} b_i}{s_0} k_d k_{i,q} k_s k_n \quad [\text{N}] \quad (3)$$

kde b_i je délka stěny i v mm;
 s_0 základní rozteč spojovacích prostředků;
 k_d rozměrový součinitel panelu;
 $k_{i,q}$ součinitel spojitého zatížení stěny i ;
 k_s součinitel rozteče spojovacích prostředků;
 k_n součinitel materiálu pláště.

Pro připojení pláště k dřevěnému rámu metoda umožňuje využít pouze hřebíky či vruty. Ocelové sponky, které jsou při realizacích konstrukcí lehkých dřevěných skeletů nejčastěji využívány, tato metoda nijak nezohledňuje. Stanovení vnějších sil je obdobné, jako v případě metody A.

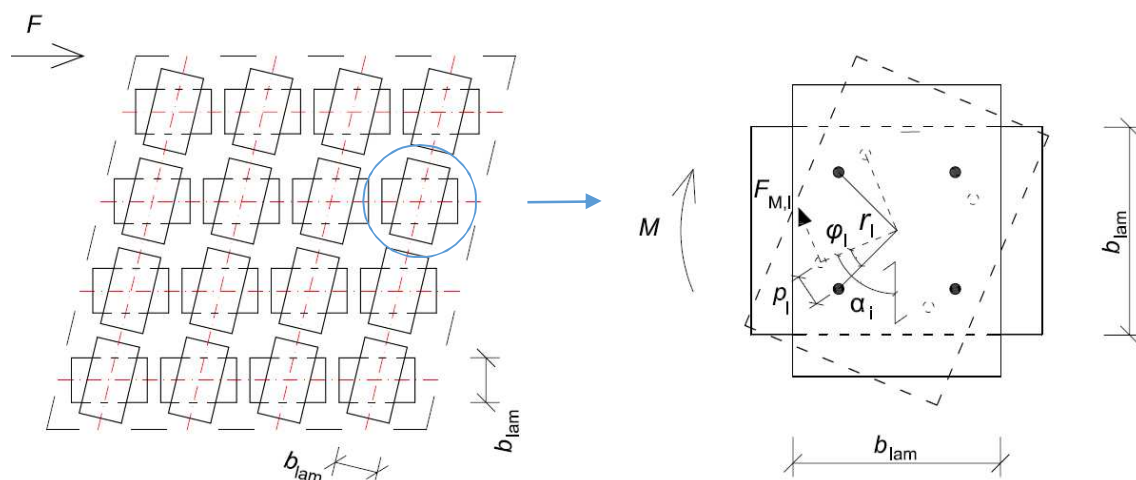
Stěny z mechanicky spojeného CLT, obdobně jako stěny na bázi lehkého dřevěného skeletu, využívají pro zajištění své tuhosti mechanické spojovací prostředky. Pro oba typy konstrukcí lze proto využít výpočetní model založený na předpokladu plastického chování spojovacích prostředků. Rozdíly ve statickém působení výztužné stěny z CLT a ze sloupkového konstrukčního systému jsou však dány zejména geometrickým uspořádáním konstrukce panelů. Zatímco u sloupkové konstrukce dochází při smykovém namáhání v rovině stěny k vytvoření rovnoměrného smykového toku po obvodu panelu v místě propojení rámové konstrukce s deskovým opláštěním,

v případě mechanicky spojovaného CLT dochází k postupnému natáčení dílčích spojů vrstev v celé ploše panelu. Zjednodušené modely dle Eurokódu 5 dále předpokládají tuhé připojení stěny k podkladní konstrukci pomocí tahových kotev připojených ke krajním sloupkům stěny. Tento předpoklad však u CLT panelů není možné splnit. Působení výztužných stěn z CLT je výrazně odlišné oproti předpokladům uvedeným výše, zjednodušené metody analýzy stěnových konstrukcí podle Eurokódu 5 tedy nejsou vhodné pro návrh stěnových panelů z CLT.

2.3.2 Spoje tuhé v ohybu

Racher v [13] uvádí model pro spoje tuhé v ohybu a popisuje rozdělení sil a napětí v návaznosti na uspořádání spojovacích prostředků spolu s metodami výpočtu namáhání dřevěných prvků a spojovacích prostředků za předpokladu pružného působení spojů. Výpočetní postup je zaměřen zejména na rohové rámové spoje, obecné předpoklady posunů a zatížení spojovacích prostředků lze ovšem využít také pro popis působení spojů lamel výztužných stěn z mechanicky spojovaného CLT.

Natočení ve spoji lamel (uzlu) φ vyplývá z torzního posunutí spojovacích prostředků p , viz obr. 7.



Obr. 7: Schéma smykové deformace stěnového panelu (vlevo), geometrie a zatížení spojovacích prostředků ve spoji lamel – uzlu (vpravo)

Podmínka rovnováhy ve styčné spáře spoje vychází ze vztahu:

$$M_{r,ser,i} = \sum F_{M,i} \cdot r_i \quad (4)$$

kde $M_{r,ser,i}$ je moment působící ve styčné spáře spoje lamel v Nmm;

$F_{M,i}$ síla působící na jeden stříh spojovacího prostředku i v N;

r_i vzdálenost spojovacího prostředku i od středu otáčení spoje v mm.

Za předpokladu lineárního působení spojovacích prostředků lze zapsat:

$$F_{M,i} = K_{\alpha,i} \cdot p_i = K_{\alpha,i} \cdot r_i \cdot \varphi \quad (5)$$

kde $K_{\alpha,i}$ je modul prokluzu spojovacího prostředku ve směru síly ($\alpha_i + \pi/2$), stanovený podle vztahu (6) v N/mm;

p_i posunutí spojovacích prostředků v mm;

φ úhel natočení spoje v rad.

Spojovací prostředky jsou v jednotlivých vrstvách namáhány pod různými úhly ke směru vláken, z čehož také vyplývají rozdílné hodnoty modulu prokluzu spojovacích prostředků v těchto vrstvách, viz Ohashi a Sakamoto [14]. U kolmo orientovaných vrstev lamel lze z důvodu kompatibility v otláčení stěn otvorů uvažovat modifikovaný modul prokluzu $K_{\alpha,i}$ podle vztahu:

$$K_{\alpha,i} = \frac{2 \cdot K_{0,i} \cdot K_{90,i}}{K_{0,i} + K_{90,i}} \quad [\text{N/mm}] \quad (6)$$

Zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku i ve spoji lamel lze na základě vztahů (4) a (5) vyjádřit jako:

$$F_{M,i} = \frac{K_{\alpha,i} \cdot r_i}{K_{r,ser,i}} \cdot M_{r,ser,i} \quad [\text{N}] \quad (7)$$

kde $K_{r,ser,i}$ je torzní pružinová tuhost ve styčné spáře lamel poddajného spoje v Nmm/rad, definována jako moment způsobující ve spoji pootočení 1 rad. Stanoví se ze vztahu:

$$K_{r,ser,i} = \sum K_{\alpha,i} \cdot r_i^2 \quad (8)$$

Pro kolíkové spojovací prostředky je možno podle EC5 [8] pro návrh využít hodnotu modulu prokluzu K_{ser} . Modul prokluzu pro vruty je dán vztahem (9):

$$K_{ser} = \rho_m^{1,5} \cdot \frac{d}{23} \quad [\text{N/mm}] \quad (9)$$

kde ρ_m je průměrná hodnota hustoty v kg/m³;

d průměr spojovacího prostředku v mm.

Hodnota K_{ser} vztažená na jeden stříh spojovacího prostředku platí pro namáhání ve směru vláken i kolmo k vláknům.

2.3.3 Plochy ze vzájemně poddajně spojených vrstev

Výpočetní postup pro stanovení tuhosti a napětí rovinných plošných konstrukcí s vrstveným průřezem dle ČSN 73 1702 [15] předpokládá model s poddajným spojením vrstev, definovaným modulem prokluzu spojovacích prostředků. Plošná konstrukce je podle modelu rozdělena do tří virtuálních ploch A , B a C se stejnými posuny u , v a w a rozdílnými tuhostmi. Plochami A a B je uvažováno deskové působení a plochou C

tabulové/stěnové působení. Ploše A jsou přiřazeny vlastní tuhosti jednotlivých vrstev (ohybová tuhost, torzní tuhost a tuhost v protažení vrstev), plocha B uvažuje spolupůsobení vrstev (Steinerovy podíly a smykové tuhosti s uvážením poddajnosti spojů) a plocha C uvažuje tuhosti a prodloužení ve smyku.

Pro smykovou deformaci v rovině xy plochy C při tabulovém působení platí:

$$\frac{1}{K_r} = \frac{e_x \cdot e_y}{\sum K_{r,ser,i}} + \frac{e_x}{\sum (G_i \cdot d_{i,y}) b_x} + \frac{e_y}{\sum (G_i \cdot d_{i,x}) b_y} \quad [\text{mm}] \quad (10)$$

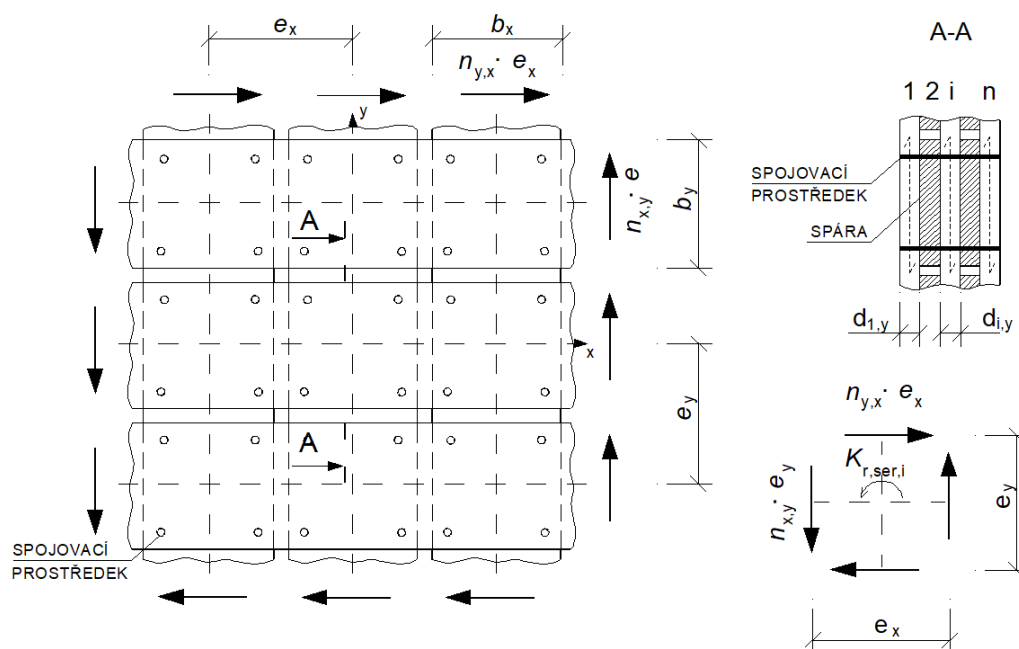
kde K_r je náhradní smyková tuhost v N/mm, viz obr. 8;

G_i modul pružnosti ve smyku vrstvy i v MPa;

$d_{i,x(y)}$ tloušťka lamely orientované ve směru $x(y)$ v mm;

$b_{i,y(x)}$ šířka lamely orientované ve směru $x(y)$ v mm;

$e_{y(x)}$ osová vzdálenost lamel orientovaných ve směru $x(y)$ v mm.



Obr. 8: Náhradní smyková tuhost K_r [15]

Torzní moment $M_{r,ser,i}$ ve styčné spáře lamel se stanoví ze vztahu:

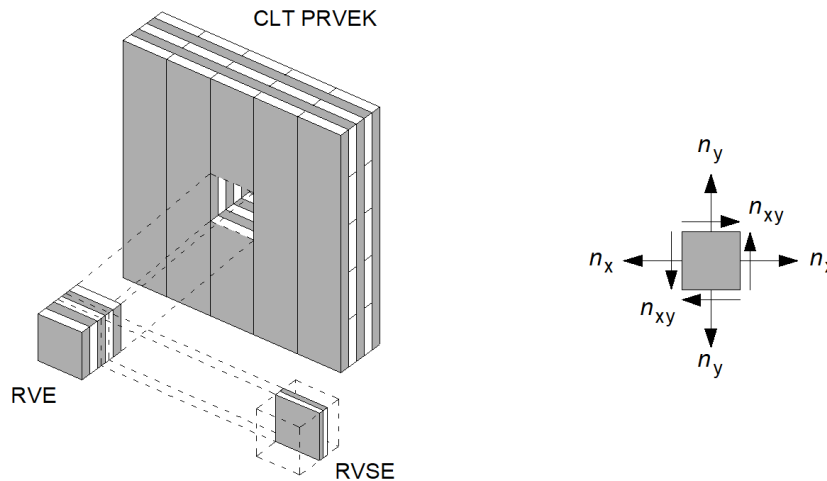
$$M_{r,ser,i} = \frac{n_{xy} \cdot e_x \cdot e_y}{\sum K_{r,ser,i}} \cdot K_{r,ser,i} \quad [\text{Nmm}] \quad (11)$$

kde n_{xy} je posouvající síla v N.

2.3.4 RVE and RVSE model

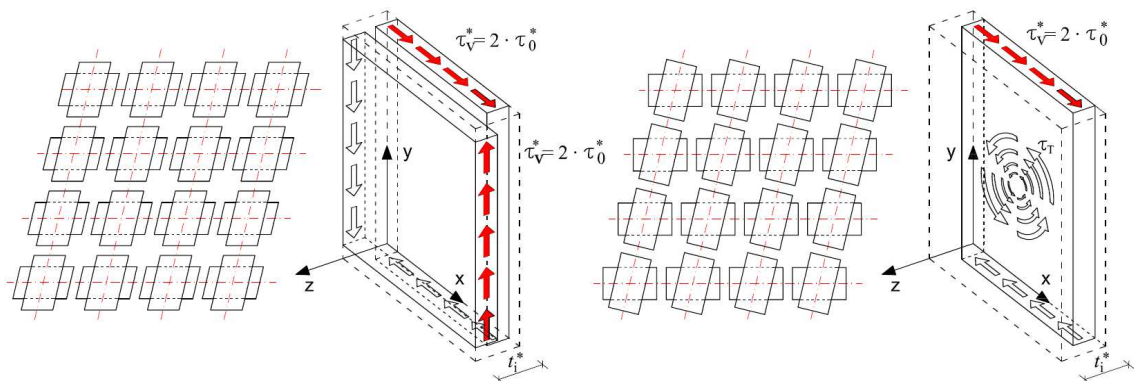
Návrhová metoda, kterou blíže popisuje Schickhofer et al. v [16] a Moosbrugger a Silly v [17], je obecně určena pro CLT panely s lepenými styčnými spárami a využívá pro návrh tzv. reprezentativní elementy (representative volume element - RVE) a sub-

elementy (representative volume sub-element - RVSE). RVE uzly jsou definovány tloušťkou panelu t_{CLT} a čtvercovým průřezem se stranou o velikosti šířky lamely a poloviny tloušťky spáry z obou stran. RVE uzly lze dále rozdělit na RVSE uzly. Tyto sub-elementy mají stejnou plochu, jako RVE uzly a tzv. ideální tloušťku t_i^* , která je dána součtem polovin tlouštěk lamel na obou stranách přilehlých vrstev, viz obr. 9. Normálová a smyková napětí jsou pro RVE uzly uvažována konstantní po celé tloušťce panelu t_{CLT} .



Obr. 9: Definování RVE a RVSE uzlů (vlevo), síly působící na RVE uzel (vpravo)

Při smykovém namáhání prvků z CLT je podle Thiel [18] nutno vzít v úvahu, že jednotlivé vrstvy lamel nepůsobí vždy jako celistvé plochy. Vzhledem k použité technologii výroby nemusí být boční hrany lamel vzájemně slepeny, případně může dojít vlivem objemových změn lamel ke vzniku trhlin. Smyková napětí se proto objeví jen v krajních vláknech elementů a nepřenáší se přes jejich boční hrany. Smykové síly mohou být ovšem přeneseny nepřímo, napříč křížením dvou lamel v přiléhajících vrstvách, čímž vytvoří torzní smykové napětí v lepené styčné spáře. Případ smykových napětí v krajních vláknech elementů je označován jako mechanismus I. – smyk (obr. 10 vlevo) a případ torzních napětí v lepené styčné ploše jako mechanismus II. – torzní smyk (obr. 10 vpravo). Obě namáhání musí být při výpočtu ověřena samostatně.



Obr. 10: Mechanismus I. - smyk (vlevo), mechanismus II. - torzní smyk (vpravo) [18]

2.3.4.1 Mechanismus I. – smyk

Velikost efektivního smykového napětí τ_v^* na RVSE uzlu se stanoví podle vztahu (12) v závislosti na posouvající síle n_{xy} a celkovém součtu ideálních tloušťek t_i^* jako:

$$\tau_v^* = 2 \cdot \tau_0^* = 2 \cdot \frac{n_{xy}}{\sum t_i^*} [\text{MPa}] \quad (12)$$

kde τ_0^* je nominální smykové napětí v MPa.

Návrhové napětí ve smyku musí splňovat podmínku:

$$|\tau_{v,d}^*| \leq f_{v,CLT,d} \quad (13)$$

kde $f_{v,CLT,d}$ je návrhová hodnota pevnosti ve smyku v MPa.

2.3.4.2 Mechanismus II. – torzní smyk

Torzní smykové napětí $\tau_{T,i}^*$ se stanoví podle vztahu (14) jako poměr torzního momentu $M_{T,i}$ a polárního průřezového modulu W_P :

$$\tau_{T,i}^* = \frac{M_{T,i}}{W_P} = \frac{\tau_0^* \cdot t_i^* \cdot a^2}{\frac{2 \cdot I_P}{a}} = 3 \cdot \tau_0^* \cdot \frac{t_i^*}{a} [\text{MPa}] \quad (14)$$

kde t_i^* je RVSE uzel s největší ideální tloušťkou v mm;

a šířka lepené plochy (šířka lamely) v mm;

I_P polární moment setrvačnosti lepené plochy $I_P = a^4/6$ v mm⁴.

Návrhové napětí v torzním smyku musí splňovat podmínku:

$$|\tau_{T,d}^*| \leq f_{T,CLT,d} \quad (15)$$

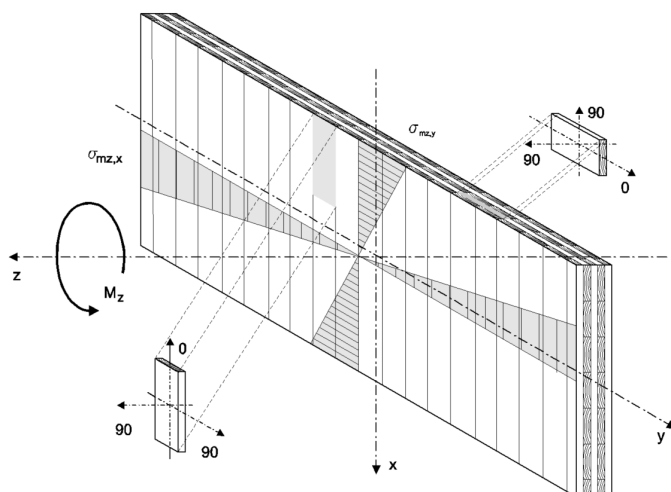
kde $f_{T,CLT,d}$ je návrhová hodnota pevnosti v torzním smyku v MPa.

2.4 Stanovení smykové pevnosti a tuhosti v rovině panelu

Aby bylo možné posoudit smyková napětí vzniklá namáháním CLT prvků, je třeba určit hodnoty smykových pevností. V současné době však žádná z platných norem neuvádí zkušební postup pro stanovení pevnosti stěnového panelu z CLT. Proto jsou jako podklad pro stanovení smykových pevností využívány charakteristické hodnoty získané zkoumáním vlastností samostatných RVE a RVSE uzlů, nebo zkoumáním vlastností zkušebních těles tvořených soustavou více uzlů.

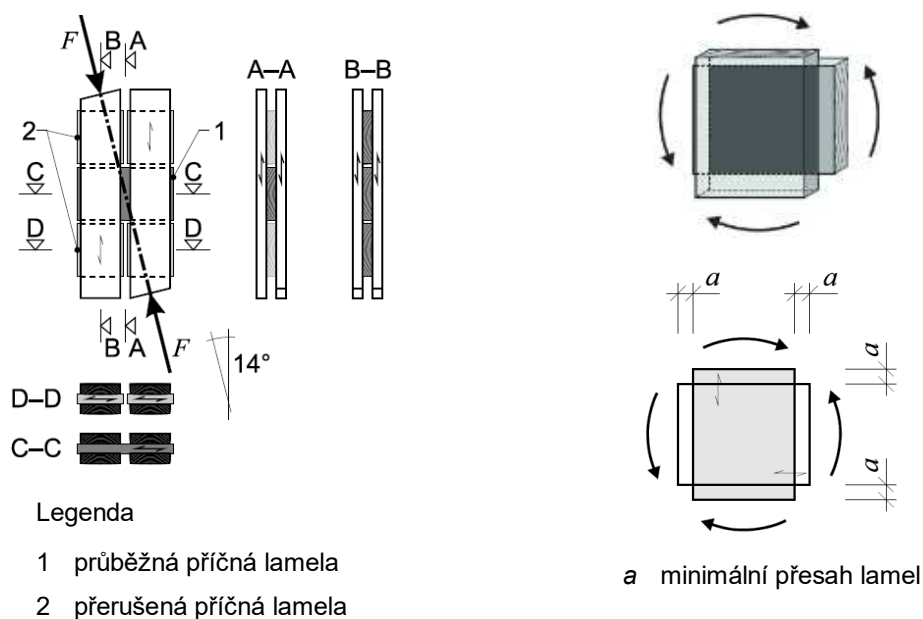
2.4.1 Normový zkušební postup dle ČSN EN 16351:2016

Za účelem stanovení smykových pevností a tuhostí v rovině CLT panelu norma ČSN EN 16351 [1] v příloze F uvádí tři různé zkušební postupy, z nichž každý slouží k určení jiného parametru. Zkušební postupy využívají značení indexů sil, momentů, únosností a pevností pro CLT panel zatížený v rovině dle obr. 11.



Obr. 11: Indexy sil, momentů, únosností a pevností pro CLT zatížené v rovině [1]

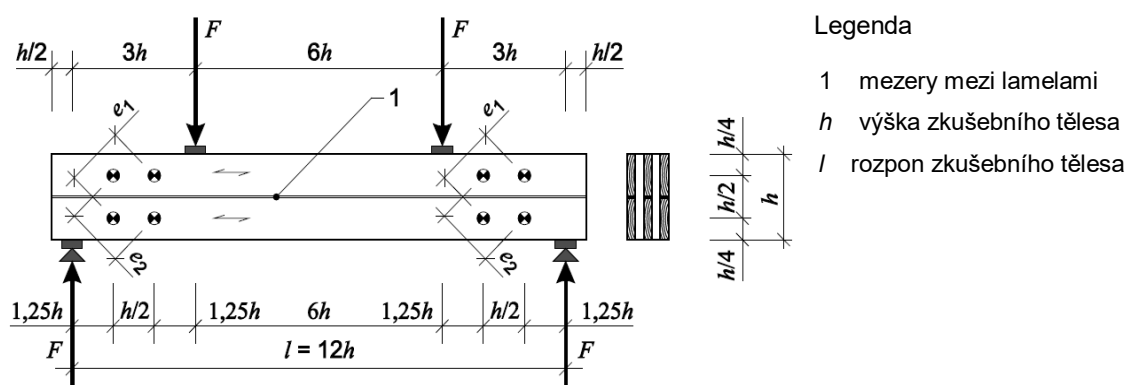
Pro stanovení hodnot pevnosti ve smyku vrstvy $f_{V,CLT,IP}$ ($f_{V,xy,090,lay}$ dle [1]) (mechanismus I.) lze využít zkušební postup zobrazený na obr. 12 vlevo. Zobrazené schéma uspořádání zkoušky reprezentuje CLT prvek bez prolepených bočních spár mezi lamelami. Zkouška pevnosti ve smyku vrstvy je uspořádána tak, aby byl vzorek namáhán pod úhlem 14° . Pro stanovení hodnot pevnosti v torzním smyku spoje vrstev $f_{T,node}$ ($f_{mz,9090}$ dle [1]) (mechanismus II.) lze využít postup zobrazený na obr. 12 vpravo. Zobrazené schéma uvádí podobu zkušební vzorku a princip jeho zatěžování a nijak blíže však nspecifikuje podobu zkušebního zařízení, ani uspořádání samotné zkoušky. Doprovodný text pouze uvádí, že zkušební zařízení by nemělo vyvozovat žádné namáhání zkušební vzorku ve směru osy otáčení spoje.



Obr. 12: Schéma uspořádání zkoušky pro stanovení pevnosti ve smyku vrstvy (vlevo) a pevnosti v torzním smyku spoje (vpravo) [1]

Zkušební vzorky pro torzní smykovou zkoušku spoje vrstev jsou tvořeny kolmo sesazenými lamelami s minimálním přesahem 30 mm a musí být složeny z vrstev s nejširšími mezerami mezi lamelami a s největší tloušťkou a nejmenší šířkou průřezu lamel, jakou výrobce pro sestavování panelů využívá. Hodnoty pevnosti ve smyku i pevnosti v torzním smyku jsou ovlivněny průřezovými rozměry jednotlivých lamel a skladbou lamel v průřezu panelu. Zvláště v případě smyku (mechanismus I.) je pevnost negativně ovlivněna velkou tloušťkou lamel, velkou šířkou mezer mezi lamelami a tangenciální polohou letokruhů v lamelách.

Hodnoty smykové tuhosti v rovině $(AG)_{xy,xlam}$ v N lze stanovit pomocí čtyřbodové ohybové zkoušky, znázorněné na obr. 13.



Obr. 13: Schéma uspořádání zkoušky pro stanovení smykové tuhosti [1]

Vrstvy lamel rovnoběžné se směrem rozpětí nesmí být ve spáře uprostřed výšky nosníku vzájemně spojeny, aby mohlo dojít k přenosu smykového namáhání přes vrstvy kolmé na směr rozpětí.

2.4.2 Stanovení pevnosti a tuhosti ve smyku vrstvy

V literatuře lze nalézt několik různých zkušebních metod, které jsou určeny pro stanovení pevnosti a tuhosti ve smyku vrstvy.

2.4.2.1 Zkoušky samostatných uzlů

Wallner [19] zkoumal pevnost a tuhost RVE uzlu ve valivém smyku v oblasti lepeného spoje lamel. Třívrstvé zkušební vzorky byly podrobeny tříbodové ohybové zkoušce, viz obr. 14 vlevo. Při zkoušce bylo vedle porušení valivým smyem pozorováno také porušení vodorovně orientované lamely smykem rovnoběžně s vlákny.

Stanovením smykové pevnosti uzlů v návaznosti na smykové pevnosti jednotlivých lamel se zabývali Jöbstl et al. [20] a Hirschmann [21]. Na základě výsledků zjištěných Wallnerem [19] upravili Jöbstl et al. [20] konfiguraci zkoušky tak, aby k porušení

zkušebních vzorků docházelo smykem vodorovné lamely v místě svislé spáry. Podobně jako u Wallnera [19] se jedná o tříbodovou ohybovou zkoušku, kdy se zatěžovací síly přenáší ze svisle orientovaných lamel přes plošné lepené spoje do zkoumané vodorovně orientované lamely, viz obr. 14 uprostřed. Zkoumány byly smrkové lamely s tloušťkou střední vrstvy 30 mm, šířkou 100, 150 a 200 mm a s různou orientací letokruhů. Nevýhodou tohoto zkušebního postupu je, že docházelo k selhání vždy pouze jedné z obou smykových ploch vodorovné lamely. V důsledku toho lze předpokládat, že skutečné hodnoty pevností jsou vyšší, než hodnoty naměřené v průběhu zkoušky. Jöbstl et al. [20] dále uvádějí, že při zohlednění systémového efektu uzlů zabudovaných v celostěnovém prvku lze očekávat vyšší hodnoty pevností ve smyku, než udávají výsledky zkoušek samostatných uzlů.

Na základě výsledků zjištěných Jöbstlem et al. [20] navrhl Hirschmann [21] úpravu konfigurace zkušební sestavy tak, aby příčně orientované lamely obsahovaly pouze jednu smykovou plochu. Toho bylo docíleno snížením počtu podélně orientovaných lamel na dvě a nakloněním zkušebního vzorku o 14° vůči směru působícího zatížení, viz obr. 14 vpravo. V rámci zkoušek bylo testováno celkem osm sérií zkušebních vzorků. Vnější vrstvy byly vždy tvořeny lamelami o tloušťce 40 mm a jednotlivé série se lišily šířkou a tloušťkou průřezu a orientací letokruhů příčné lamely a šířkou spáry mezi podélně orientovanými lamelami. S výjimkou šířky lamely měly změny všech ostatních výše zmíněných parametrů nezanedbatelný vliv na pevnost lamely ve smyku. Na rozdíl od zkušebních konfigurací dle Wallnera [19] a Jöbstla et al. [20] má toto uspořádání výhodu v tom, že je možné zkušební vzorky vyjmout přímo z celostěnových panelů. Nevýhodou je skutečnost, že ve zkoumané příčně orientované lamele dochází nejen k vzniku smykového namáhání, ale také k namáhání v tlaku kolmo k vláknům. V důsledku toho mohou být získané hodnoty pevnosti ve smyku mírně nadhodnoceny.

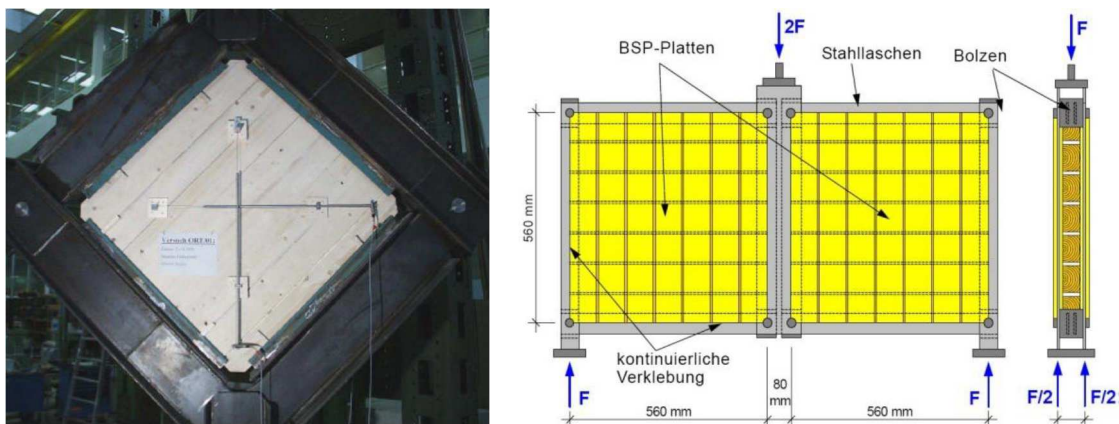


Obr. 14: Uspořádání zkoušek samostatných uzlů pro určení pevnosti a tuhosti ve smyku vrstvy: Wallner [19] (vlevo), Jöbstl et al. [20] (uprostřed) a Hirschmann [21] (vpravo)

2.4.2.2 Zkoušky sestav s více uzly

Bosl [22] se v rámci disertační práce zabýval numerickou analýzou křížem vrstveného dřeva. Pro ověření výstupů numerického modelu byly provedeny dvě série zatěžovacích zkoušek. První série zkoušek byla tvořena zkušebními vzorky se standardním (kolmým) uspořádáním lamel, druhá série vzorků obsahovala diagonálně orientovanou střední vrstvu. Uspořádání zatěžovací zkoušky je zobrazeno na obr. 15 vlevo. Jedná se o čtyřramenný ocelový rám s kloubovým spojením v rozích, do něhož je umístěn zkušební vzorek. Horní roh rámu je zatěžován tahem ve vertikálním směru, čímž je vyvozeno smykové namáhání vzorku. Získané výsledky prokázaly výrazně vyšší smykovou tuhost druhé série zkušebních těles a tedy výhodnost diagonální orientace části vrstev průřezu.

Traetta et al. [23] využili ke stanovení smykové tuhosti CLT prvků uspořádání zkoušky, znázorněné na obr. 15 vpravo. Zkušební přípravek je tvořen ocelovým rámem s kloubově spojenými rohy. Úkolem rámu je absorbovat vznikající ohybový moment a umožnit tak vznik smykového napětí mezi lamelami. Aby bylo zamezeno lokálnímu namáhání vzorku z důvodu možné koncentrace napětí, testované vzorky byly ke zkušebnímu přípravku po celém obvodu přilepeny. Přestože při zkouškách nerozhodovalo porušení smykem, bylo možné určit smykovou tuhost.



Obr. 15: Uspořádání zkoušek sestav s více uzly pro určení pevnosti a tuhosti ve smyku vrstvy: Bosl [22] (vlevo) a Traetta et al. [23] (vpravo)

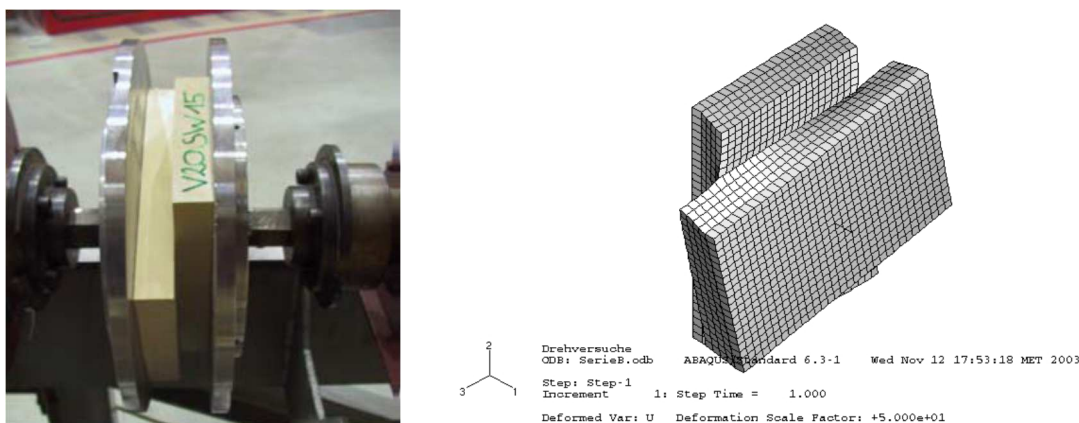
2.4.3 Stanovení pevnosti a tuhosti v torzním smyku spoje

Pro stanovení pevnosti a tuhosti v torzním smyku spoje lze v literatuře nalézt několik zkušebních konfigurací, jejichž výsledky se na rozdíl od zkoušek pevnosti ve smyku vrstvy poměrně dobře vzájemně shodují.

Blass a Görlacher [24] se zabývali zejména torzním namáháním lepených RVE uzlů systému Lignotrend. Stanovení smykových napětí v dílčích uzlech vychází

z předpokladu, že účinek momentu od vnějšího zatížení působícího na stěnový panel je rovnoměrně rozložen mezi všechny uzly. Výsledky provedených zatěžovacích zkoušek výztužných stěn prokázaly, že při dosažení smykové pevnosti nejméně únosných uzlů panelu nenastane okamžité porušení stěny, ale dochází k přerozdělení napětí na zbylé uzly. Charakteristické hodnoty pevnosti byly stanoveny na základě zkoušek dílčích uzlů.

Zjištění Blasse a Görlachera [24] posloužila jako základ pro následný výzkum torzního chování spojů lamel Jeitlera [25] a Jöbstla et al. [26]. Jeitler [25] se zabýval stanovením pevnosti v torzním smyku spoje pomocí experimentální analýzy RVSE uzlů. Konfigurace zatěžovací zkoušky je zobrazena na obr. 16 vlevo. Zkušební vzorky se skládaly ze dvou slepených, kolmo orientovaných lamel, připojených k zatěžovacímu zařízení, vyvozuujícímu torzní moment. Pro zkoušky byly použity smrkové lamely o tloušťce 30 mm. Šířka jedné z lamel byla vždy 145 mm, šířka druhé lamely se pro jednotlivé zkušební série pohybovala od 100 do 200 mm. Provedené experimenty ukázaly, že hodnota pevnosti v torzním smyku je vyšší, než hodnota pevnosti ve valivém smyku, ale nižší, než hodnota pevnosti ve smyku rovnoběžně s vlákny. Souběžně s probíhajícími zatěžovacími zkouškami byly prováděny simulace experimentů pomocí numerické analýzy v programu Abaqus, viz obr. 16 vpravo. Model byl uvažován jako lineárně elastický s ortotropními vlastnostmi materiálu. Výsledkem bylo mimo jiné zjištění rozložení smykového napětí v lepené ploše spoje.



Obr. 16: Uspořádání zkoušky pro stanovení pevnosti a tuhosti v torzním smyku spoje [25] (vlevo) a simulace experimentu pomocí MKP [26] (vpravo)

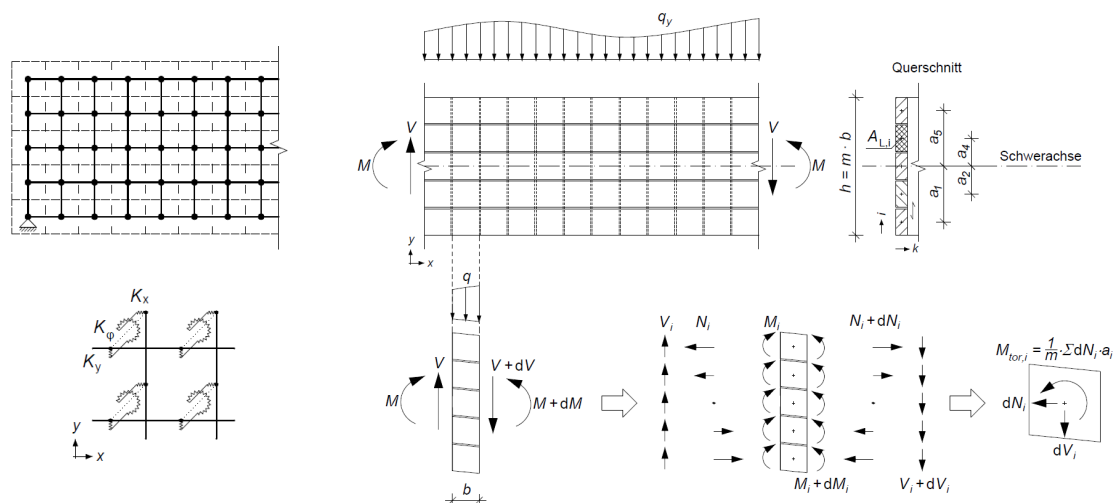
Blass a Flaig [27] se zabývali výzkumem prutových prvků z CLT, vystavených ohybovému a smykovému namáhání. Výzkum byl zaměřen zejména na přímé nosníky s otvory a zářezy a na sedlové nosníky, u nichž může dojít k porušení vlivem trhlin v důsledku namáhání v tahu kolmo k vláknům a kde lze využít výhodu obousměrné orientace lamel křížem vrstveného dřeva. Na základě provedených experimentů lze konstatovat, že k porušení nosníků došlo ve většině případů v důsledku ohybového

namáhání průřezu, nebo v důsledku smykového namáhání mezi kolmo orientovanými vrstvami lamel, viz obr. 17. Experimentálně získané hodnoty pevnosti v torzním smyku spoje a ve valivém smyku odpovídají výsledkům, zjištěným Blassem a Görlacherem [24].



Obr. 17: Příklady porušení nosníků z lepeného CLT [27]

Provedené experimenty byly dále simulovány pomocí numerické analýzy s využitím osového modelu, doplněného o tuhosti K_x , K_y a K_ϕ v jednotlivých RVE uzlech, viz obr. 18 vlevo. Namáhání RVE uzlů vychází z kombinace účinku torzních momentů, normálových sil a smykových sil, viz obr. 18 vpravo.

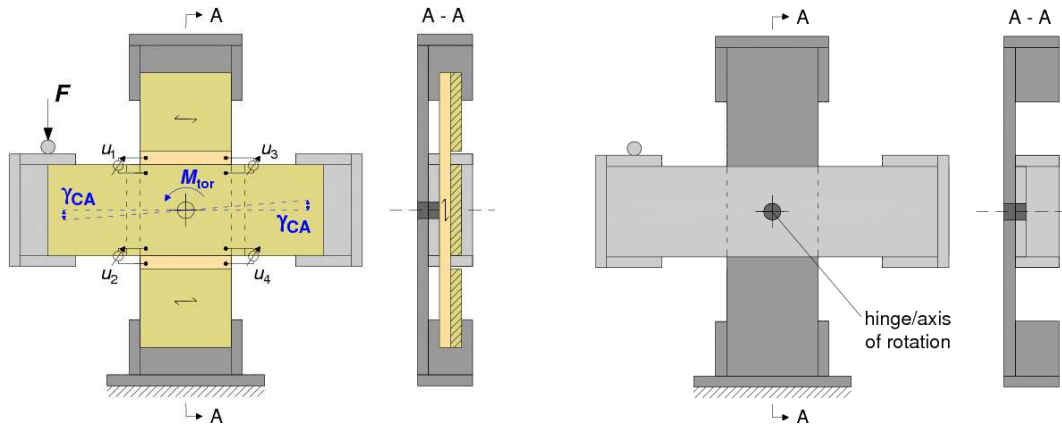


Obr. 18: Schéma numerického modelu (vlevo nahoře) s tuhostmi zadávanými v jednotlivých uzlech (vlevo dole) a mechanický model (vpravo) [27]

V souladu s provedenými výzkumy [24 - 27] je pro návrh výztužných stěn z lepeného křížem vrstveného dřeva obecně doporučována charakteristická hodnota pevnosti v torzním smyku $f_{T,CLT,k} = 2,5 \text{ MPa}$.

Flaig a Meyer [28] se zaměřili na vytvoření nové zkušební metody, umožňující přesnější stanovení modulu prokluzu RVSE uzlů. Uspořádání zkoušky dle obr. 19 vlevo umožňuje měření natočení v lepené spáře a stanovení modulu prokluzu bez

nežádoucího vlivu smykové deformace lamel. Pro tento účel byl navržen speciální zkušební přípravek, zobrazený na obr. 19 vpravo. Přípravek je tvořen dvěma ocelovými rameny propojenými čepem. Během zatěžování je poloha svislého ramena pevně fixována, zatímco druhé z ramen (a spolu s ním zkoumaná lepená spára) je vystaveno torznímu momentu.



Obr. 19: Uspořádání zatěžovací zkoušky (vlevo) a ocelový zkušební přípravek (vpravo) [28]

Pro ověření nové zkušební metody byly provedeny porovnávací zkoušky v ohybu, viz Blass a Flaig [27] a v diagonálním tlaku podle Kreuzingera a Siedera [29]. Hodnoty modulů prokluzu spoje lamel, stanovené pomocí nové konfigurace zkoušky, byly dále porovnány s předchozími studii Blasse a Görlachera [24], Jöbstla et al. [26] a Wallnera [19]. Z porovnání dat vyplývá, že hodnoty získané s využitím zkoumané konfigurace jsou přibližně dvakrát větší, než hodnoty udávané předchozími studii [24], [26] a [19], existuje však dobrá shoda s hodnotami stanovenými ohybovými zkouškami a hodnotami získanými Flaigem a Blassem [30]. Hodnoty modulů prokluzu, získané zkouškami v diagonálním tlaku, jsou naopak vyšší, než hodnoty určené pomocí zkoumané konfigurace. Rozdíly oproti tuhostem, udávaným předchozími studii, jsou dle Flaiga a Meyera [28] dány tím, že výsledky Jöbstla et al. [26] a Wallnera [19] zahrnují kromě deformace lepeného spoje také vliv smykové deformace obou lepených lamel, zatímco výsledky udávané Blassem a Görlacherem [24] zahrnují vliv deformací, způsobených tlakovým napětím kolmo k vláknům.

Na základě zhodnocení jednotlivých zkušebních postupů se konfigurace zkoušky dle Flaiga a Meyera [28] jeví pro zkoumání torzní tuhosti spojů jako nejvhodnější.

2.5 Vliv kotvení na tuhost a únosnost výztužné stěny

Na únosnost a tuhost výztužné stěny má zásadní vliv způsob kotvení k podkladní konstrukci, který musí zajistit přenos tahových a smykových sil, vyvozených účinkem vodorovného zatížení v rovině stěny.

2.5.1 Únosnost stěny v závislosti na způsobu kotvení

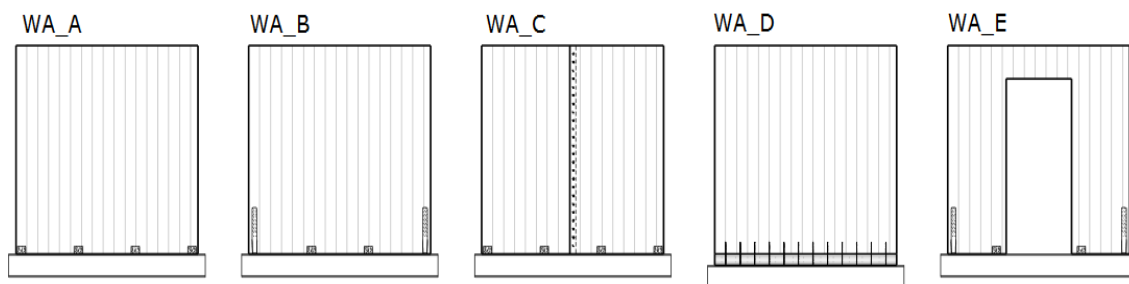
Brandejs [31] se zabýval výzkumem chování výztužných stěn systému lehkého dřevěného skeletu při monotónním a cyklickém vodorovném zatížení a dále vlivem způsobu kotvení na výztužnou únosnost stěny. Na základě provedených experimentů lze konstatovat, že u všech variant kotvení rozhodovala o únosnosti stěny únosnost spojovacích prostředků, připojujících opláštění k rámové konstrukci. Způsob přikotvení panelu k podkladní konstrukci má však významný vliv na celkovou únosnost a tuhost výztužné stěny, protože ovlivňuje redistribuci namáhání mezi spojovacími prostředky po obvodu panelu. Pro zohlednění míry tuhosti přikotvení taženého sloupku k základovému prahu byl zaveden součinitel k_A , jímž je redukována výztužná únosnost stěny při výpočtu metodou rovnoměrného smykového toku. Součinitel zohledňuje tři základní způsoby přikotvení – dokonalé přikotvení ($k_A = 1$), kterého lze však ve stavební praxi jen velmi obtížně docílit, přikotvení ocelovými úhelníky ($k_A = 0,86$) a styk sloupku a prahu na sraz bez přikotvení ($k_A = 0,4$).

Schickhofer et al. v [32] prezentuje výsledky výzkumné spolupráce TU Graz a University of Kassel, zaměřené na chování CLT prvků při seismickém zatížení. Výzkum byl rozčleněn do tří fází. V rámci první fáze bylo zkoumáno chování zkušebních vzorků samostatných spojů panelů, viz obr. 20 vlevo. V druhé fázi byly provedeny zatěžovací zkoušky stěnových panelů, kde byl zkoumán vliv tzv. skupinového efektu spojů, viz obr. 20 uprostřed. Závěrečná fáze výzkumu byla zaměřena na vliv seismického zatížení na konstrukci objektu z CLT v měřítku 1:1. K tomuto účelu byl využit vibrační budič s kluzným stolem, viz obr. 20 vpravo.



Obr. 20: Zkoušky samostatných spojů (vlevo), zkoušky výztužných stěn (uprostřed) a zkouška mechanické odolnosti objektu (vpravo) [32]

Flatscher se v [33] podrobněji věnuje popisu druhé fáze výzkumu, během níž bylo zkoumáno pět konfigurací zkušebních těles výztužných stěn, viz obr. 21. Ke kotvení panelů byly použity tenkostěnné kovové úhelníky a kotvy.

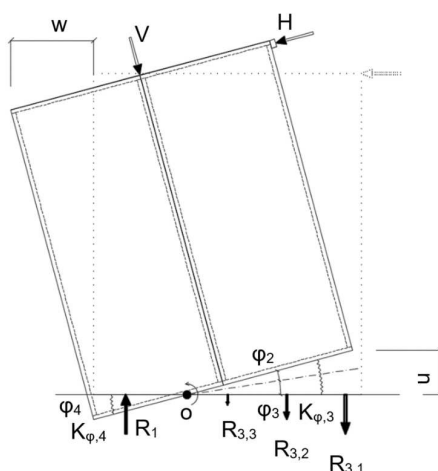


Obr. 21: Konfigurace zkušebních těles pro zkoušky výztužných stěn [33]

Výsledky jasně potvrzují zásadní vliv kotvení panelů na celkovou výztužnou únosnost a tuhost. Pro všechny zkoumané varianty kotvení se jako rozhodující složka celkové vodorovné deformace stěny jeví vliv nadzdvížení panelu v uložení, způsobené porušením kotvicích prvků. Z výsledků je dále jasně patrný nezanedbatelný vliv otvorů.

2.5.2 Rotační tuhost v uložení výztužné stěny

Problematikou kotvení výztužných sendvičových stěnových panelů dřevostaveb se ve své disertační práci zabýval Jára [34]. Součástí této práce je analytický model sestavený s využitím metody komponent. Při narůstajícím vodorovném zatížení výztužné stěny model uvažuje posun polohy středu otáčení v uložení panelu a s tím také související postupné aktivování tahových kotev. Protože výsledná rotační tuhost v uložení výztužné stěny je funkcí proměnné délky tlačené oblasti uložení, pro určení posunů v rovině stěny je sestavena soustava rovnic zahrnující svislou a momentovou podmínku rovnováhy a vztah pro vodorovný posun stěny. V této soustavě rovnic je vodorovné a svislé zatížení stěny uvažováno jako vstupní údaj pro výpočet a svislé nadzdvížení panelu, vodorovné posunutí horní hrany panelu a délka tlačené oblasti uložení jako neznámé. Příspěvky komponent v uložení/kotvení výztužné stěny k celkové rotační tuhosti jsou zobrazeny na obr. 22.



Obr. 22: Rotační tuhost výztužné stěny [34]

Protože svislé přetížení stěny snižuje tahová namáhání základové spáry vyvolaná vodorovným zatížením, je funkce definující vodorovný posun ve vrcholu panelu rozdělena na dva intervaly. V případě prvního intervalu převládá vliv svislého přetížení a celá základová spára je namáhána v tlaku. V okamžiku, kdy vodorovné zatížení H dosáhne hodnoty H_0 , vyrovná účinek svislého přetížení stěny a základová spára začne být namáhána tahem. Při vzniku tahového namáhání základové spáry vstupuje do výpočtu vodorovného posunu stěny kromě vlivu tuhosti v ploše panelu také vliv tuhosti kotevních bodů, spodního lemuujícího prvku a základového prahu, vyjádřený celkovou rotační tuhostí uložení stěny $K_{\varphi(z)}$. Vodorovný posun ve vrcholu stěny $w_{(H,V,z)}$ v mm je dán vztahem:

$$w_{(H,V,z)} = \begin{cases} K_1 \cdot H & \text{pro } H < H_0 \\ K_1 \cdot H + \frac{M_{(H,V,z)}}{K_{\varphi(z)}} \cdot h & \text{pro } H > H_0 \end{cases} \quad (16)$$

kde K_1 je tuhost v ploše stěnového panelu v N/mm;

H působící vodorovné zatížení v N;

H_0 kritická vodorovná síla v N;

$M_{(H,V,z)}$ celkový moment od zatížení působícího okolo středu otáčení v Nmm;

$K_{\varphi(z)}$ rotační tuhost v uložení stěny v Nmm;

h výška stěny v mm.

Součástí analytického modelu je stanovení maximální únosnosti výztužné stěny, vycházející z únosností jednotlivých komponent. Výstupy navrženého analytického modelu jsou dále validovány pomocí výsledků pěti velkoformátových zkoušek výztužných stěnových panelů a verifikovány pomocí parametrické studie, vytvořené na základě výstupů numerického modelu.

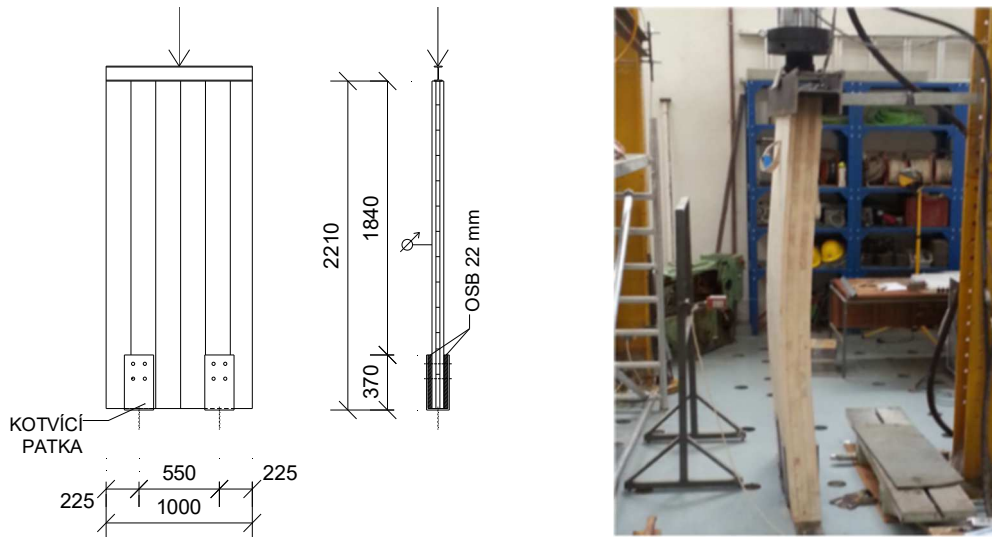
2.6 Dosavadní experimentální výzkum panelů z mechanicky spojovaného CLT

Realizací prvotních zatěžovacích zkoušek panelů z mechanicky spojovaného CLT se v rámci výzkumné práce na ČVUT v Praze zabýval Nechanický [35], [36] a [65]. Provedeny byly nejprve mechanické zatěžovací zkoušky pro stanovení vzpěrné únosnosti a výztužné únosnosti a tuhosti stěnových panelů a dále následovaly zkoušky pro stanovení ohybové únosnosti a tuhosti stropních panelů.

2.6.1 Tlakové namáhání v rovině panelu

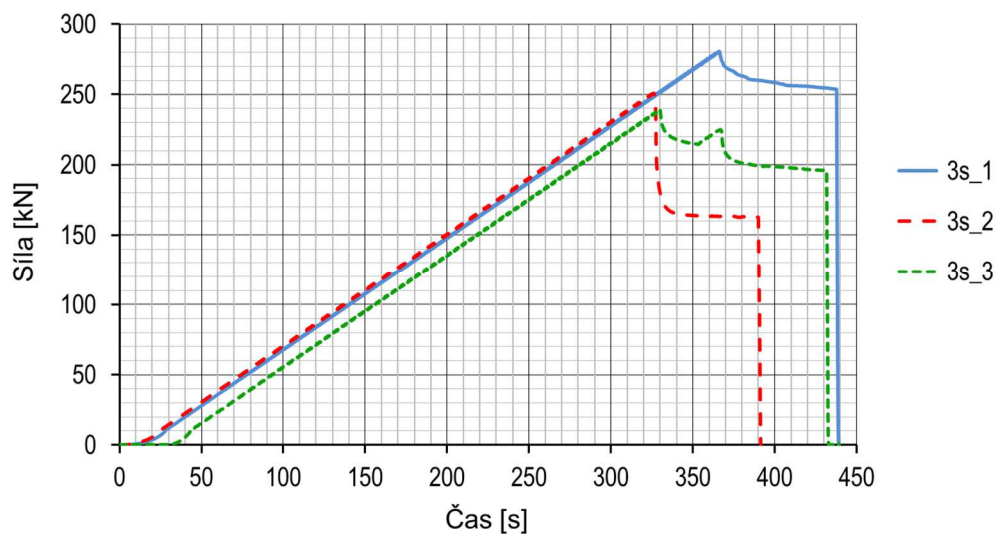
Pro stanovení vzpěrné únosnosti byly použity dvě série zkušebních těles s odlišnou skladbou průřezu. První sérii tvořily panely třívrstvé, druhou panely pětivrstvé. Každá

série obsahovala tři zkušební tělesa. Panely byly osazeny v patě do svařovaných ocelových patek. Zatěžování probíhalo kontinuálně rovnoměrnou rychlostí až do ztráty stability a do dřevěného panelu se přenášelo přes ocelový roznášecí profil. Schéma zatěžovací sestavy použité při experimentu je zobrazeno na obr. 23 vlevo, zkušební těleso v průběhu zatěžování je zobrazeno na obr. 23 vpravo.

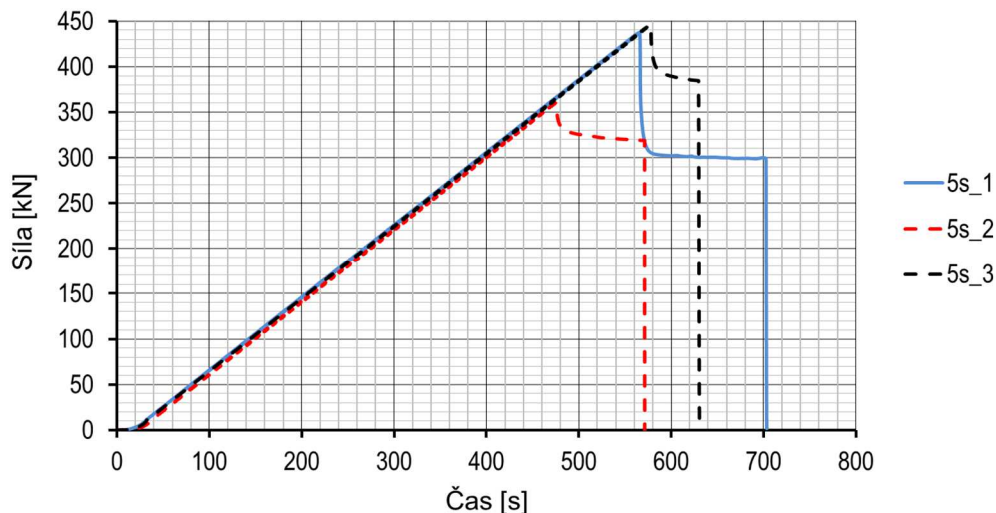


Obr. 23: Zkouška vzpěrné únosnosti: schéma uspořádání zkoušky (vlevo), průběh zkoušky (vpravo) [35]

Využití aktuálně dostupného hydraulického lisu ukotveného v ocelovém rámu umožnilo zkoušení panelů o délce pouze 2 200 mm a šířce 1 000 mm. Pro zkušební tělesa byly použity lamely profilu 170 x 27 mm. Spojení vrstev bylo zajištěno dvojicí vrutů 5 x 80 mm v každém křížení lamel. Záznamy měření průběhu tlakové síly v závislosti na čase jsou zobrazeny na obr. 24 a obr. 25.



Obr. 24: Průběh zkoušky vzpěrné únosnosti třívrstevných stěnových panelů



Obr. 25: Průběh zkoušky vzpěrné únosnosti pětivrstvých stěnových panelů

Dosažené hodnoty vzpěrné únosnosti třívrstvých a pětivrstvých panelů délky 2 200 mm jsou shrnuty v tab. 1.

Tab. 1: Experimentálně dosažené hodnoty vzpěrné únosnosti

Zkušební těleso	Třívrstvý panel		Zkušební těleso	Pětivrstvý panel	
	F_{max} [kN]	F_k [kN]		F_{max} [kN]	F_k [kN]
3s_1	280,67	197,27	3s_1	437,44	285,56
3s_2	250,86		3s_2	360,54	
3s_3	238,83		3s_3	445,61	

Při běžném použití panelů v konstrukcích jsou rozhodující vzpěrné délky mezi 2,3 a 3,0 m. Přepočítání charakteristických hodnot pro tyto vzpěrné délky byl proto následně proveden na základě Eulerova kritického břemena. Hodnoty vzpěrné únosnosti stěnových panelů lze stanovit také analytickým výpočtem s uvažováním efektivní ohybové tuhosti panelu podle informativní přílohy B normy ČSN EN 1995-1-1 [8]. Tato zjednodušená výpočetní metoda (tzv. gama metoda), vychází z teorie lineární pružnosti a předpokládá prostě podepřený prvek s konstantní tuhostí spojení vrstev. Při výpočtu je třeba vzít v úvahu kolmou orientaci lamel, která má za následek rozdílné materiálové vlastnosti (modul pružnosti E) jednotlivých vrstev. Pro vrstvy lamel orientované ve směru vertikálního zatížení je nutno uvažovat modul pružnosti $E_{0,mean}$, pro vrstvy příčné $E_{90,mean}$. Vzhledem k vysokému poměru hodnot modulů pružnosti dřeva v obou směrech lze příspěvek příčných vrstev k celkové ohybové tuhosti zanedbat. Po stanovení součinitele poddajnosti spojení, materiálových charakteristik a geometrických charakteristik průřezu lze určit účinnou ohybovou tuhost EI_{ef} podle vztahu:

$$(EI)_{ef} = \sum_{i=1}^3 (E_i \cdot I_i + \gamma_i \cdot E_i \cdot A_i \cdot z_i^2) \quad [\text{Nmm}^2] \quad (17)$$

- kde γ_i je součinitel poddajnosti spojení;
 E průměrná hodnota modulu pružnosti v MPa;
 I_i moment setrvačnosti v mm⁴;
 A_i plocha průřezu v mm²;
 z_i vzdálenost těžiště vrstvy i od těžiště průřezu v mm.

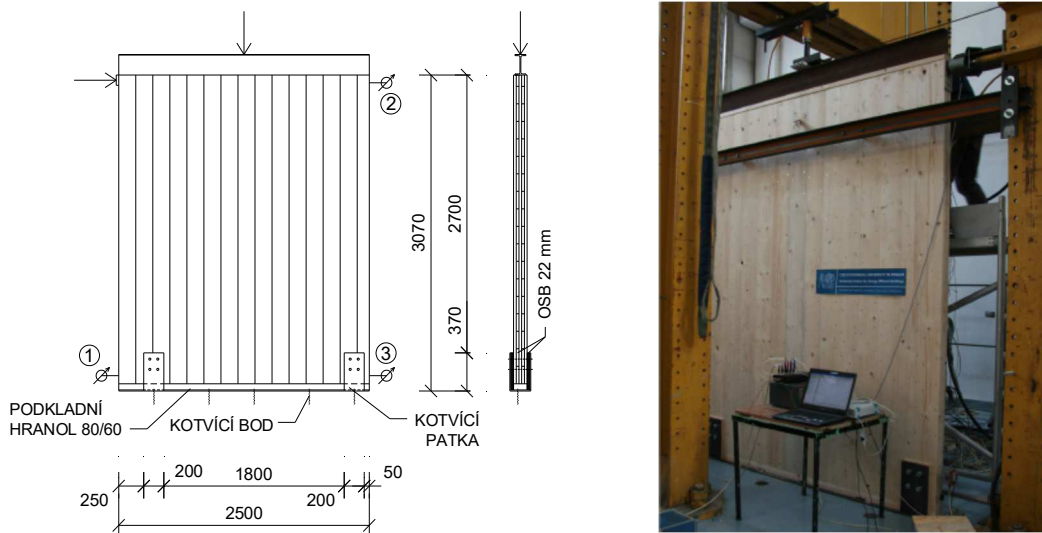
Součinitel poddajnosti spojení γ_i lze stanovit dle vztahu:

$$\gamma_i = \left[1 + \frac{\pi^2 \cdot E_i \cdot A_i \cdot s_i}{K_i \cdot L^2} \right]^{-1} \quad 0 < \gamma_i \leq 1 \quad (18)$$

- kde s_i je vzdálenost spojovacích prostředků na jednotku délky v mm;
 K_i modul prokluzu spojovacího prostředku v N/mm;
 L délka panelu v mm.

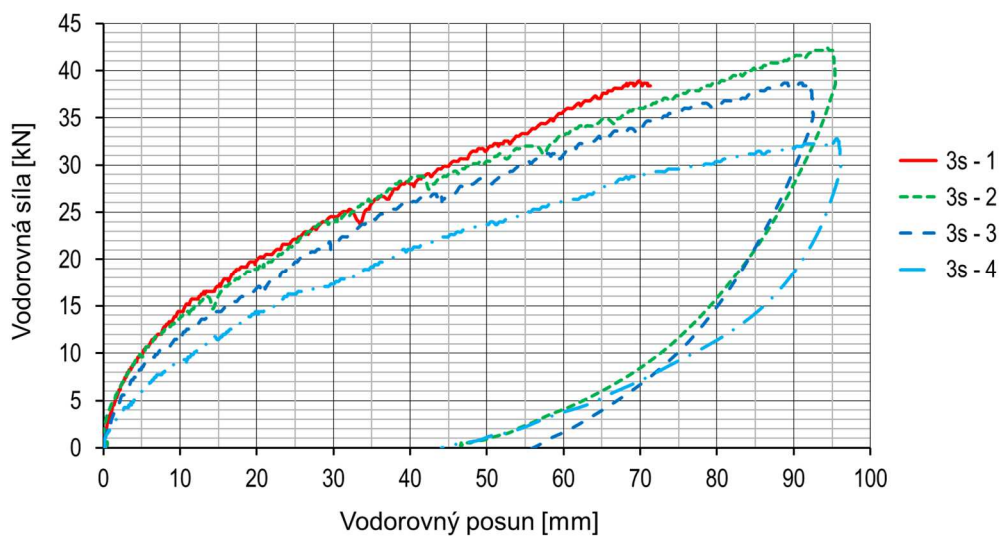
2.6.2 Smykové namáhání v rovině panelu

Pro stanovení výztužné únosnosti třívrstevných a pětivrstevných stěnových panelů byly použity dvě série zkušebních těles s pěti tělesy v každé sérii. Panely byly v patě osazeny do ocelových patek obdobným způsobem, jako v případě zkoušek vzpěrné únosnosti. V průběhu zatěžování byly panely současně namáhány vodorovnou bodovou silou a svislým liniovým zatížením. Při zkouškách byla použita zkušební tělesa rozměru 2 500 x 3 000 mm s lamelami profilu 170 x 27 mm spojovanými dvojicí vrutů 5 x 80 mm v každém křížení. Schéma uspořádání zkoušky pro stanovení výztužné únosnosti stěnových panelů je zobrazena na obr. 26 vlevo, stěnový panel osazený v zatěžovacím rámu je zobrazen na obr. 26 vpravo.

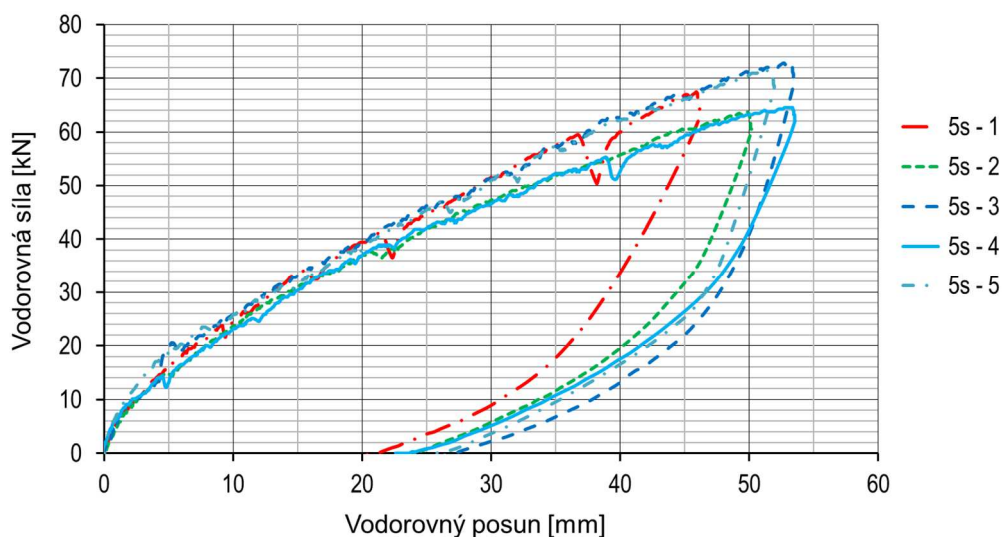


Obr. 26: Zkouška výztužné únosnosti: schéma uspořádání zkoušky (vlevo), průběh zkoušky (vpravo) [36]

Záznamy měření průběhu vodorovného posunu v závislosti na působící vodorovné síle jsou zobrazeny na obr. 27 a obr. 28.



Obr. 27: Průběh zkoušky výztužné únosnosti třívrstvých stěnových panelů



Obr. 28: Průběh zkoušky výztužné únosnosti pětivrstvých stěnových panelů

Experimentálně dosažené hodnoty výztužné únosnosti a tuhosti třívrstvých a pětivrstvých panelů délky 3 000 mm jsou shrnuty v tab. 2.

Tab. 2: Experimentálně dosažené hodnoty výztužné únosnosti

Zkušební těleso	Třívrstvý panel			
	$F_{v,max}$ [kN]	R_v [N/mm]	$F_{v,k}$ [kN]	R_k [N/mm]
3s - 1	38,93	933	28,44	349
3s - 2	42,40	704		
3s - 3	38,67	594		

Zkušební těleso	Pětivrstvý panel			
	$F_{v,max}$ [kN]	R_v [N/mm]	$F_{v,k}$ [kN]	R_k [N/mm]
5s - 1	67,47	1 733	58,29	1 390
5s - 2	63,73	1 763		
5s - 3	73,07	1 857		
5s - 4	64,53	1 515		
5s - 5	71,47	1 615		

U zkoušky prvního zkušební tělesa třívrstvého panelu byl dosažen maximální rozsah posunu pístu zatěžovacího válce. U druhého zkušební tělesa došlo během zatěžování k uvolnění podkladních ocelových destiček, jejichž pádem byly přerušeny připojené kabely a ztracena zaznamenávaná data. Pro vyhodnocení třívrstvých panelů byly proto využity hodnoty měření pouze ze čtyř zkoušek.

Pro analytické posouzení výztužné tuhosti a únosnosti stěnových panelů z mechanicky spojovaného CLT v současnosti neexistují příslušné návrhové postupy, které by vhodně vystihovaly působení panelů při vodorovném namáhání.

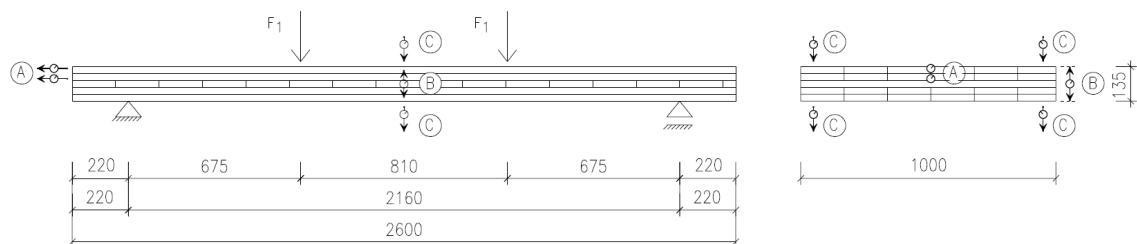
2.6.3 Ohybové namáhání kolmo k rovině panelu

Z důvodu sjednocení konstrukčního systému byly zjišťovány možnosti využití stávající technologie výroby stěnových panelů i pro prvky stropních konstrukcí. Pro stanovení ohybové tuhosti a únosnosti byly dva vzorky stropních panelů z křížem vrstveného dřeva vystaveny čtyřbodové ohybové zkoušce dle normy ČSN EN 408 [37], viz obr. 29.



Obr. 29: Průběh čtyřbodové ohybové zkoušky stropního panelu

Svislé tlakové zatížení vyvozované hydraulickým válcem bylo pomocí vahadla rozděleno na dvě shodné síly F_1 . Během experimentů bylo zaznamenáváno vodorovné posunutí horních dvou vrstev lamel vůči sobě, vzájemné svislé posunutí krajních vláken horní a dolní vrstvy a celkový svislý posun panelu uprostřed rozpětí. Schéma zatěžovací zkoušky s umístěním měřících snímačů je zobrazeno na obr. 30.



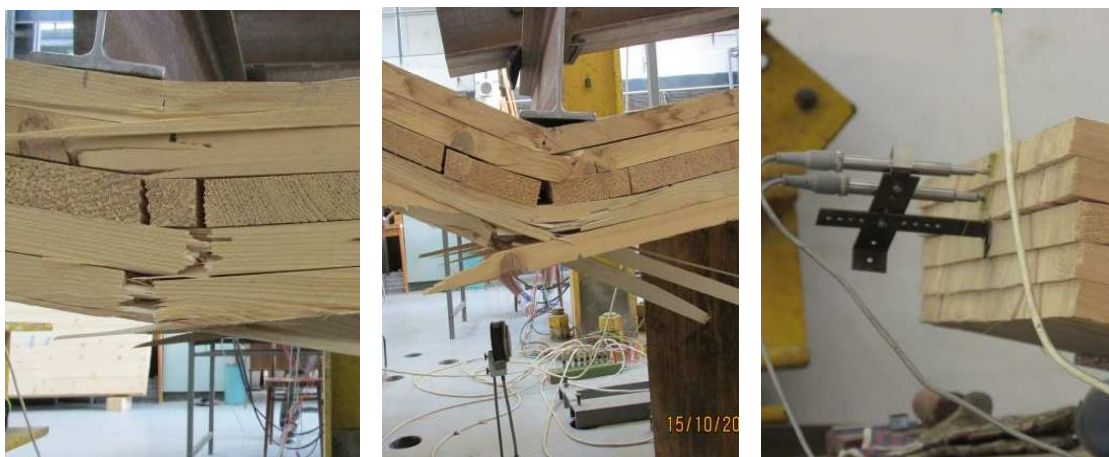
Legenda

- A vodorovný posun vrstev
- B svislý posun vrstev
- C svislý posun panelu

Obr. 30: Schéma čtyřbodové ohybové zkoušky s rozmístěním měřících snímačů

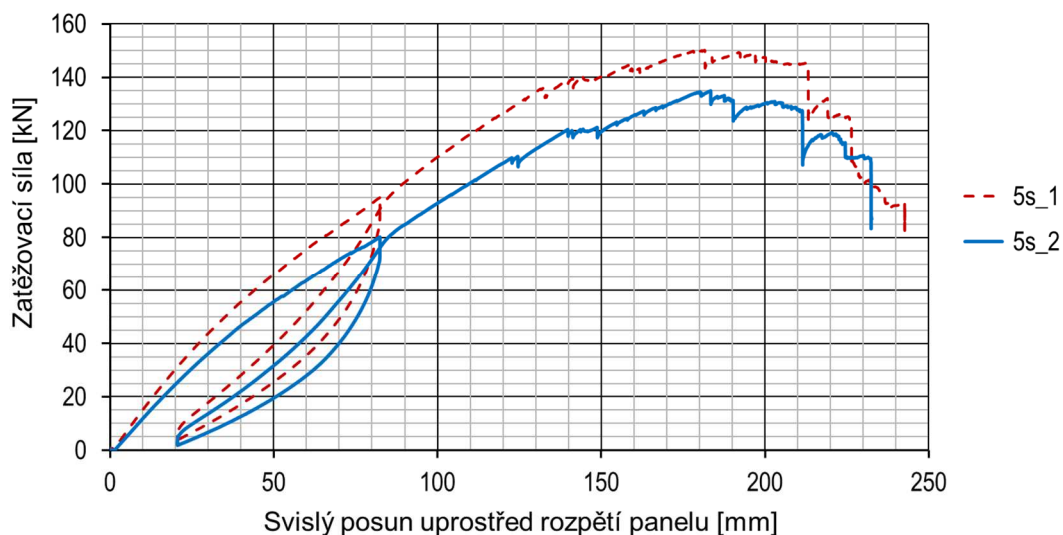
Stropní panely o rozměru 2 600 x 1 000 x 135 mm byly tvořeny pěti vrstvami lamel ze smrkového dřeva tloušťky 27 mm a šířky 170 mm. Krajiní dvojice vrstev byly orientovány rovnoběžně se směrem rozpětí panelu, prostřední vrstva byla k těmto vrstvám osazena kolmo. Mechanické vlastnosti použitých lamel byly experimentálně stanoveny před sestavením panelů.

K porušení obou panelů došlo v působišti zatěžovací síly vyčerpáním únosnosti spodních vláken průřezu, viz obr. 31.



Obr. 31: Detail porušení vzorku č. 1 (vlevo) a vzorku č. 2 (uprostřed a vpravo)

Z důvodu otláčení spojovacích prostředků v průřezu obou panelů došlo během zatěžování k postupnému vzájemnému vodorovnému posunu jednotlivých vrstev, který měl za následek postupné snižování ohybové tuhosti panelů. V důsledku nízké ohybové tuhosti došlo v průběhu zatěžování k výraznému nárůstu svislé deformace panelů. Záznamy měření celkové svislé deformace uprostřed rozpětí panelů v závislosti na působící zatěžovací síle jsou zobrazeny na obr. 32.



Obr. 32: Svislý posun panelu v závislosti na působící síle

Shrnutí výsledků zkoušek pětivrstvých stropních panelů o rozpětí 2 160 mm je uvedeno v tab. 3.

Tab. 3: Hodnoty ohybové únosnosti a tuhosti stropních panelů

Zkušební těleso	M_{max} [kNm]	EI_{eff} [Nmm ²]
5s_1	51,48	$2,39 \cdot 10^{11}$
5s_2	46,32	$1,98 \cdot 10^{11}$

Mechanicky spojované panely se zkoumaným uspořádáním a spojením vrstev mají poměrně nízkou ohybovou tuhost, která v důsledku významných deformací limituje jejich použití pro stropní konstrukce větších rozpětí. Zvýšení ohybové tuhosti by bylo možné docílit použitím vrutů většího průměru na celou výšku panelů, případně jejich osazením pod úhlem 45 ° vzhledem k rovině panelu.

K analytickému posouzení stropních panelů lze využít výpočetní postup uvedený v kapitole 2.6.1.

3 CÍLE DISERTAČNÍ PRÁCE

Pro návrh výztužných stěn z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva nejsou v současné době dostupné vhodné návrhové postupy, které by dostatečně popisovaly chování panelů při smykovém namáhání. Statickou únosnost a tuhost panelů tak lze určit pouze pomocí nákladných experimentů a vzhledem k tvarové rozličnosti stěnových panelů nemají výrobci často k dispozici ani příslušné statické parametry, které by mohli poskytnout stavebním projektantům.

Cílem disertační práce je **sestavení analytického modelu** umožňujícího stanovení výztužné únosnosti a průběhu vodorovného posunu v závislosti na působícím vnějším statickém zatížení výztužné stěny z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva.

Pro dosažení cíle je postup řešení disertační práce rozdělen do následujících kroků:

1) Shrnutí a analýza poznatků v oblasti křížem vrstveného dřeva

- shrnutí současného stavu problematiky, zahrnující zejména analýzu analytických metod výpočtu smykového namáhání v rovině panelu a postupů pro stanovení smykové pevnosti a tuhosti,
- analýza stávajícího výzkumu mechanicky spojovaných CLT panelů.

2) Provedení experimentální analýzy

- statická zatěžovací zkouška tří stěnových panelů pro stanovení únosnosti a tuhosti výztužné stěny,
- zkoušky pěti sérií zkušebních vzorků pro zjištění torzní tuhosti spoje lamel a modulu prokluzu spojovacích prostředků v závislosti na počtu vrstev a počtu spojovacích prostředků ve spoji lamel,
- materiálové zkoušky pro stanovení modulu pružnosti, ohybové pevnosti a hustoty zkušebních těles.

3) Odvození analytických vztahů pro výpočet únosnosti a přetvoření panelů

- odvození vztahů pro stanovení únosnosti a přetvoření dílčích částí výztužné stěny a jejich začlenění do celkového modelu s využitím metody komponent,
- validace analytického modelu pomocí výsledků provedených experimentů.

4 EXPERIMENTÁLNÍ ANALÝZA

Hlavním cílem experimentální části disertační práce je provedení mechanických zatěžovacích zkoušek stěnového panelu namáhaného vodorovným zatížením v rovině stěny při současném působení svislého přetížení. Dalším cílem je určení tuhosti spoje mezi vrstvami lamel při různých variantách uspořádání skladby panelu.

V rámci experimentální analýzy byly provedeny tři typy zkoušek. Prvním typem je zkouška výztužné tuhosti a únosnosti stěnového panelu. Druhým typem je zkouška pro stanovení torzní tuhosti spoje lamel a modulu prokluzu spojovacích prostředků v závislosti na počtu vrstev a počtu spojovacích prostředků ve spoji. Třetím typem jsou materiálové zkoušky pro stanovení modulu pružnosti, ohybové pevnosti a hustoty lamel zkušebních těles.

Výstupem ze zkoušek tuhosti spoje vrstev a z materiálových zkoušek jsou hodnoty sloužící jako vstupní data pro analytický model. Data získaná ze zkoušek výztužných stěn jsou využita pro validaci analytického modelu.

4.1 Zkouška výztužné stěny

K provedení a vyhodnocení zkoušky výztužné tuhosti a únosnosti stěnového panelu byla využita zkušební norma ČSN EN 594 [11]. Zkušební norma předpokládá zkoušky stěnových panelů rozměru 2,4 m x 2,4 m s dřevěným rámem a pláštěm z deskového materiálu, podstata zkušebního postupu je však vhodná i pro odlišné rozměry a konstrukční uspořádání stěn. Princip zkoušky spočívá v ukotvení dolního okraje panelu k podkladní konstrukci a zavedení vodorovného bodového zatížení a svislého liniového zatížení působících v rovině stěny do horního okraje panelu.

4.1.1 Uspořádání zkoušky

Vodorovné a svislé zatížení bylo do stěnových panelů vnášeno ručně ovládanými hydraulickými válci s maximální silou 100 kN. Svislé zatížení bylo z hydraulického válce do panelu přenášeno přes válcová ložiska, roznášecí ocelový nosník IPE 160 a dřevěný roznášecí hranol profilu 80/60 mm, viz obr. 33 vlevo. Vodorovné zatížení bylo do panelu vnášeno přes ocelový svařovaný roznášecí prvek, zvětšující zatěžovanou plochu a zamezující tak lokálnímu otláčení vláken dřeva, viz obr. 33 vpravo nahoře. Stěnové panely byly z bočních stran zabezpečeny proti vybočení z roviny vodícími kolečky, připevněnými na profilech UPE. Toto řešení bylo zvoleno proto, aby při působení vodorovného výztužného zatížení nebyl bočním podepřením vyvozován nežádoucí odpor proti deformaci v rovině panelu.

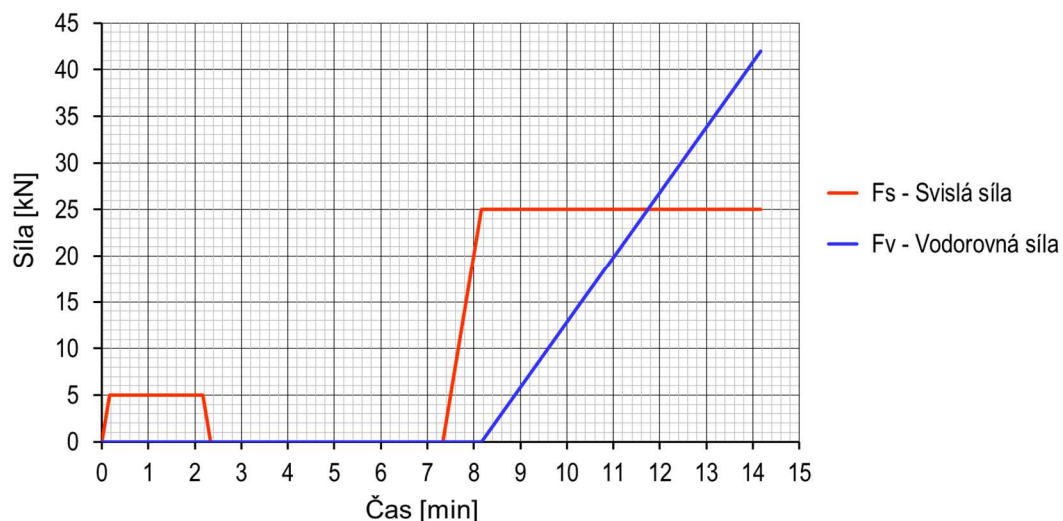


Obr. 33: Osazení zkušebního tělesa v zatěžovacím rámu (vlevo), vnášení vodorovné síly (vpravo nahoře), kotvení stěny k podkladu (vpravo dole)

Pata panelů byla k podkladní konstrukci připevněna tuhým způsobem, aby se při působení sil na nadzdvížení omezilo posunutí či pootočení v uložení a aby byla získána pevná horní referenční rovina pro dosažení maximální výztužné únosnosti a tuhosti. Panely byly během experimentu vloženy do dvou ocelových kotevních patek z plechu tloušťky 10 mm a připojeny ke každé z patek čtyřmi svorníky $\varnothing 20$ mm, viz obr. 33 vpravo dole. Mezi panely a kotevní patky byly z bočních stran vloženy distanční vložky z OSB desek tloušťky 25 mm. Kotevní patky byly přivařeny k podkladnímu plechu tloušťky 10 mm, připojenému závitovými tyčemi k rastru kotevních bodů v podlaze zkušební laboratoře. Mezi podkladní plech a stěnový panel byl vložen dřevěný hranol profilu 80/60 mm s výřezy pro umístění matic závitových tyčí kotevních bodů.

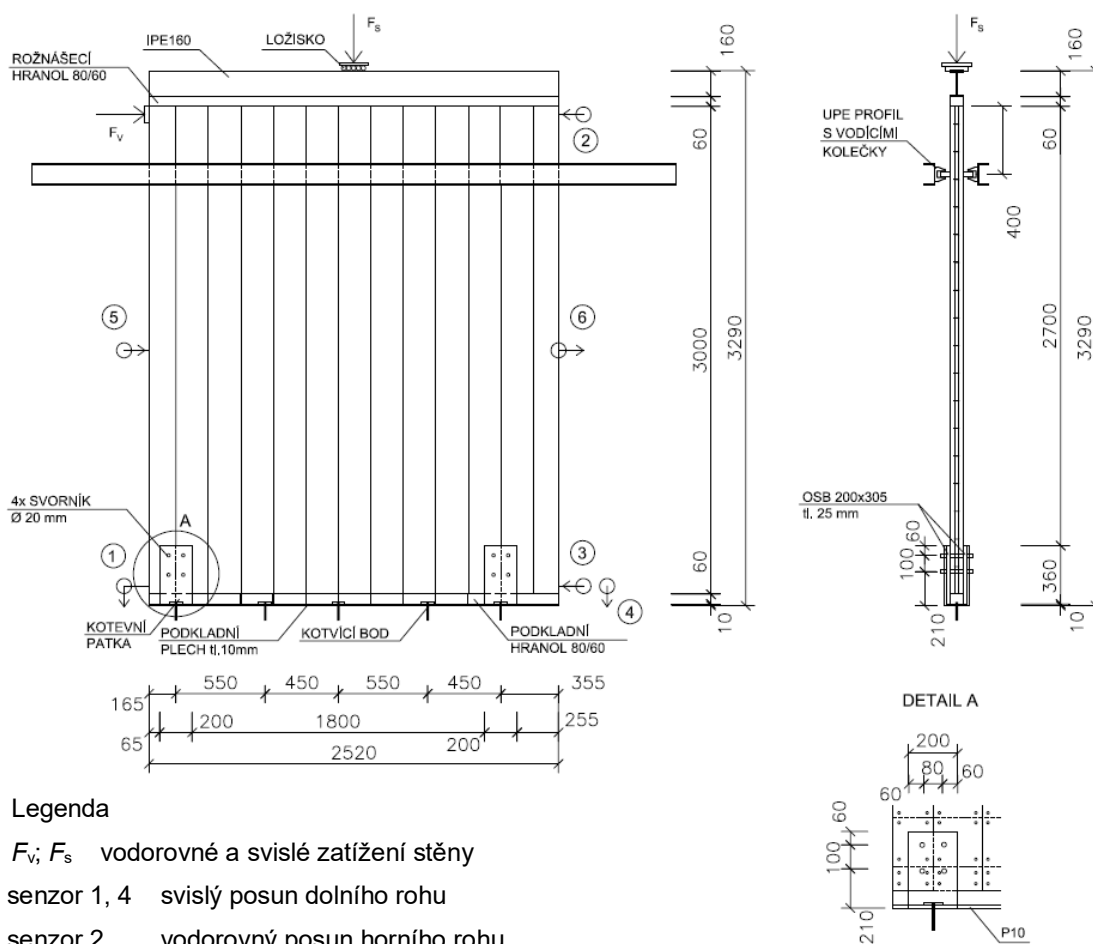
4.1.2 Zkušební postup

Zatěžování bylo prováděno podle zatěžovacího diagramu na obr. 34. Nejprve bylo zkušební těleso zatíženo v rámci stabilizačního cyklu zatížení svislou silou o velikosti 5 kN a zatížení bylo udržováno po dobu 120 sekund. Poté bylo těleso odtíženo a byla umožněna jeho regenerace po dobu 300 sekund. Následně bylo těleso zatíženo svislou silou o velikosti 25 kN a tato hodnota byla udržována po zbylou dobu trvání zkoušky. Při dosažení svislé síly 25 kN bylo současně zahájeno zatěžování tělesa vodorovnou silou rychlostí 7 kN/min a pokračovalo do dosažení maximálního zatížení $F_{v,max}$.



Obr. 34: Zatěžovací diagram zkoušky stěnového panelu

Schéma zkoušky s vyznačením působícího zatížení a rozmístěním měřících senzorů na zkušební tělese je zobrazeno na obr. 35.



Legenda

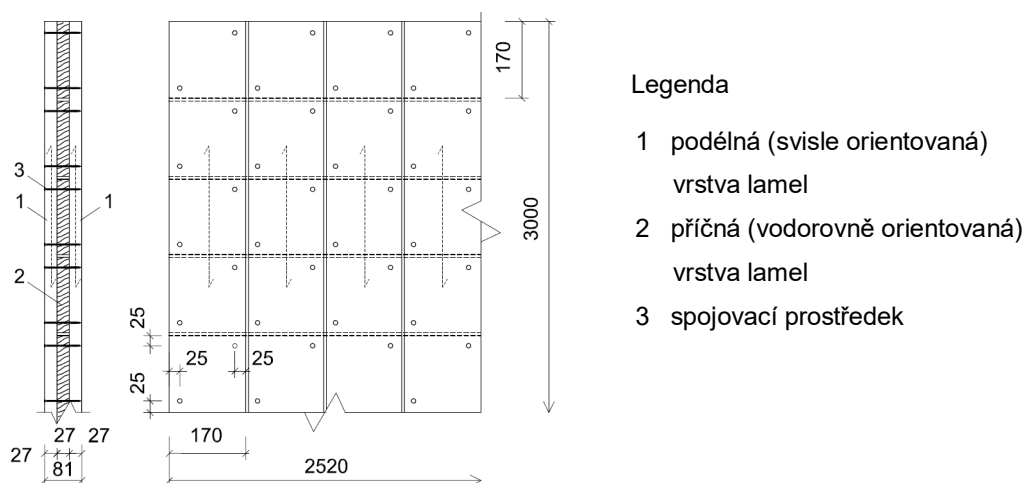
- F_v, F_s vodorovné a svislé zatížení stěny
- senzor 1, 4 svislý posun dolního rohu
- senzor 2 vodorovný posun horního rohu
- senzor 3 vodorovný posun dolního rohu
- senzor 5, 6 vodorovný posun uprostřed výšky stěny

Obr. 35: Schéma zkoušky s vyznačením působícího zatížení a polohy měřících senzorů

V průběhu zkoušek bylo zaznamenáváno působící vodorovné a svislé zatížení a také vodorovná a svislá posunutí zkušební tělesa. Posunutí byla měřena pomocí kladičkových potenciometrických snímačů dráhy. Zkušební tělesa byla před zkouškou kondicionována v standardním prostředí zkušební laboratoře.

4.1.3 Popis zkušebních těles

Pro stanovení výztužné tuhosti a únosnosti stěnových panelů byla použita tři zkušební tělesa s označením S_1 až S_3. Panely o rozměru 3 000 x 2 520 x 81 mm byly tvořeny třemi vrstvami lamel tloušťky 27 mm a šířky 170 mm. Šířka spár mezi lamelami se pohybovala mezi 1 a 2 mm. Krajní vrstvy byly orientovány ve směru svislého přitížení, prostřední vrstva k nim byla orientována kolmo. Pro spojení vrstev bylo v každém křížení lamel použito dvou celozátvitových pozinkovaných vrtů 5 x 80 mm s diagonálními roztečemi 170 mm, uspořádaných dle schématu na obr. 36.



Obr. 36: Schéma skladby stěnového panelu

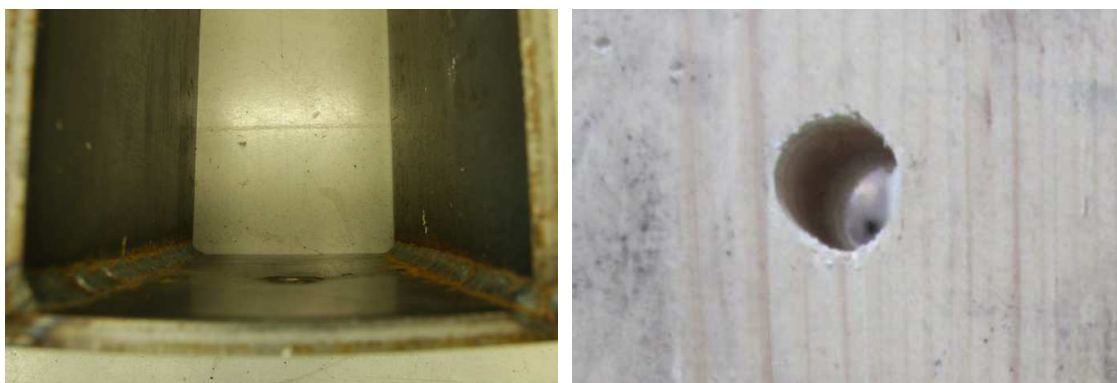
4.1.4 Způsob porušení zkušebních těles

Na základě vyhodnocení provedených zkoušek výztužných stěn lze konstatovat, že chování všech tří zkušebních těles v průběhu zatěžování včetně způsobu jejich porušení bylo velmi podobné. Při zatěžování postupně docházelo k vzájemnému torznímu posunutí jednotlivých vrstev lamel v důsledku otláčování vláken dřeva osazenými spojovacími prostředky. Otláčování vláken probíhalo po kružnicích, jejichž středy odpovídaly středům otáčení spojů lamel a vzhledem k diagonálnímu rozmístění spojovacích prostředků ve spojích a pravoúhlé orientaci lamel byla jejich vlákna při zahájení zatěžování namáhána otláčením pod úhlem 45 °, viz obr. 37. Při zatěžování nedošlo ke vzniku plastické deformace ve spojovacích prostředcích. Spolu s torzním posunutím ve spojích lamel docházelo také k deformaci základny tažené kotvy panelu, viz obr. 38 vlevo a současně k otláčování vláken dřeva působením svorníků připojujících

panel ke kotvě, viz obr. 38 vpravo. Deformovaný stěnový panel spolu s detaily kontaktu svislých lamel s horním a dolním rámovým hranolkem je zobrazen na obr. 39.



Obr. 37: Porušení dřevěných lamel v místě vrutů



Obr. 38: Deformace tažené kotvy (vlevo) a otláčení vláken dřeva v místě svorníku (vpravo)

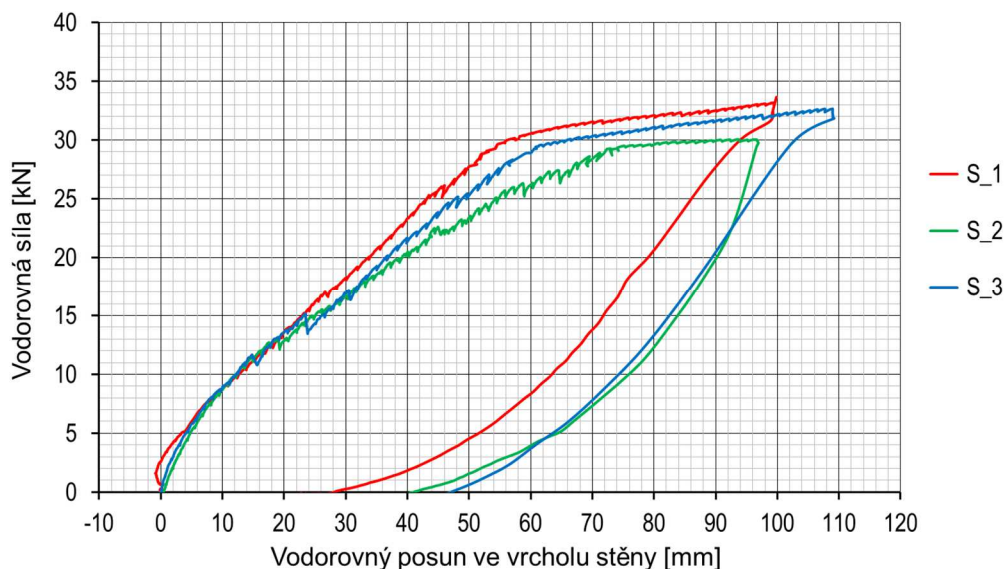


Obr. 39: Deformace v ploše stěnového panelu (vlevo), kontakt svislých lamel s rámovým hranolkem ve vrcholu panelu (vpravo nahoře) a v patě panelu (vpravo dole)

Do hodnoty vodorovného zatížení přibližně 13 kN, což odpovídá vodorovnému posunu ve vrcholu 19 mm, se zkušební tělesa chovala téměř shodně. Od této hodnoty zatížení je možné pozorovat mírné zvětšení rozptylu měřených hodnot, viz obr. 40, avšak až do hodnoty zatížení 30 kN rostla velikost vodorovného posunu ve vrcholu panelu téměř lineárně. Po překonání této hodnoty zatížení bylo možné pozorovat rychlejší tempo nárůstu vodorovného posunu způsobené snížením výztužné tuhosti. Zkouška byla ukončena dosažením maximálního rozsahu posunu pístu vodorovného zatěžovacího válce. Maximální naměřené hodnoty výztužné únosnosti se pohybovaly mezi 30,0 a 33,7 kN.

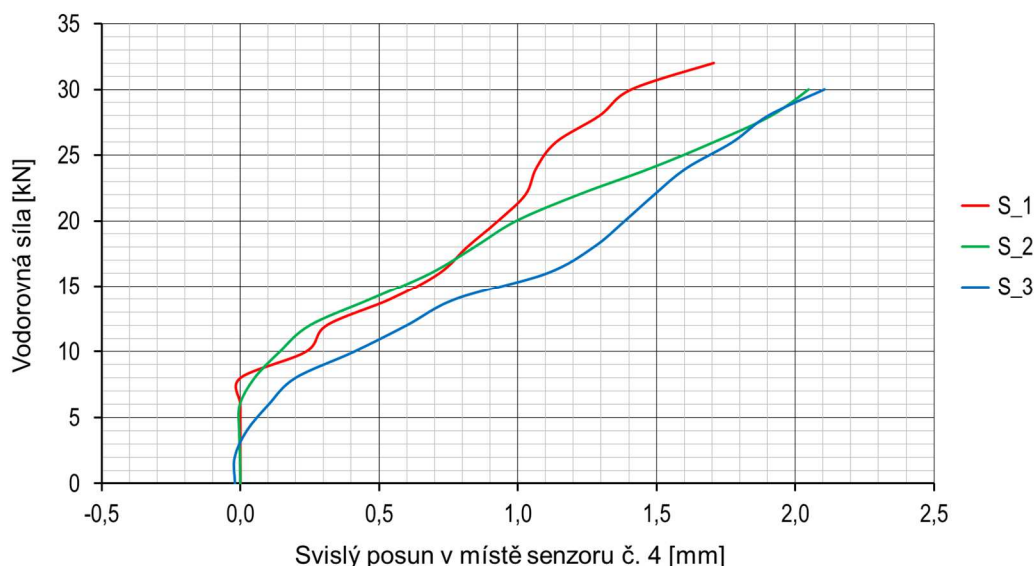
4.1.5 Vyhodnocení získaných dat

Záznamy měření průběhu vodorovného posunu vrcholu stěny (senzor č. 2) v závislosti na působící vodorovné síle jsou zobrazeny na obr. 40.

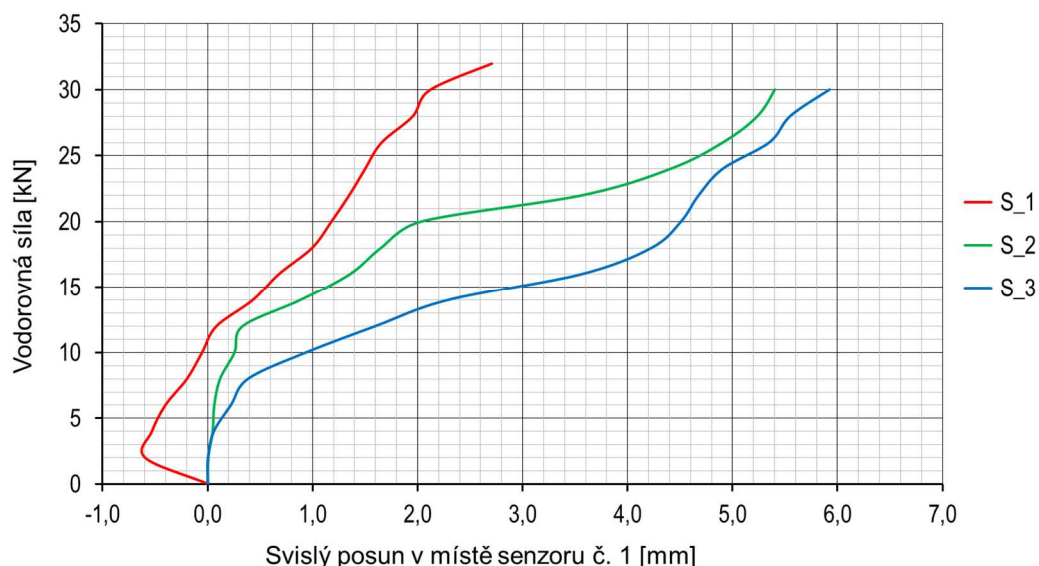


Obr. 40: Průběh vodorovného posunu ve vrcholu stěny (senzor č. 2)

Záznamy měření průběhu svislého „stlačení“ v patě stěny (senzor č. 4) a svislého „nadzdvižení“ v patě stěny (senzor č. 1) v závislosti na působící vodorovné síle jsou zobrazeny na obr. 41. a 42. Průběhy posunů v tlačené oblasti kotvení panelů S_1 - S_3 vykazují dobrou shodu. Naměřená data v tažené oblasti kotvení však vykazují poměrně velké rozdíly průběhu posunů. Předpokládaným důvodem je rozdílný prokluz příčně namáhaných svorníků v otvorech stěn ocelových kotev způsobený různou pevností utažení matic. Tento posun daný rozdílem průměru otvoru a spojovacího prostředku může být až 2 mm. Dalším předpokládaným důvodem je vytvoření mírné tolerance velikosti otvorů pro svorníky ve zkušebních tělesech S_2 a S_3 způsobené nepřesnostmi při vrtání otvorů v dřevěných panelech skrze otvory ve stěnách ocelových kotev.



Obr. 41: Průběh svislého posunu v tlačené oblasti paty stěny (senzor č. 1)



Obr. 42: Průběh svislého posunu v tažené oblasti paty stěny (senzor č. 4.)

Maximální výztužné zatížení $F_{v,max}$ bylo definováno jako vodorovná síla působící při rozdílu vodorovného posunutí v horním a dolním rohu nezatížené hrany panelu (viz body 2 a 3 na obr. 35) $v = 100$ mm, nebo při dosažení maximálního posunu umožněného zkušebními zařízeními, nastane-li dříve. Pro stanovení výztužné tuhosti stěny $K_{s,exp}$ podle vztahu (19) byly použity naměřené hodnoty 20 % a 40 % z maximálního zatížení $F_{v,max}$ a příslušné hodnoty vodorovného posunutí v_{02} a v_{04} získané z rozdílu vodorovného posunutí v horním a dolním rohu panelu.

$$K_{s,exp} = \frac{F_{04} - F_{02}}{v_{04} - v_{02}} \quad [\text{N/mm}] \quad (19)$$

kde F_{02} je výztužné vodorovné zatížení velikosti 0,2 $F_{v,max}$ v N;

- F_{04} výztužné vodorovné zatížení velikosti $0,4 F_{v,max}$ v N;
 v_{02} vodorovný posun odpovídající vodorovnému zatížení F_{02} v mm;
 v_{04} vodorovný posun odpovídající vodorovnému zatížení F_{04} v mm.

Vyhodnocení výztužné tuhosti stěnových panelů je zobrazeno v tab. 4.

Tab. 4: Výztužná tuhost stěnového panelu

Zkušební těleso	$F_{v,max}$ [kN]	F_{02} [kN]	F_{04} [kN]	v_{02} [mm]	v_{04} [mm]	$K_{s,exp}$ [N/mm]
S_1	33,65	6,73	13,46	5,70	18,91	510
S_2	30,06	6,01	12,02	5,59	14,82	651
S_3	32,67	6,53	13,07	5,19	16,35	585

Charakteristické hodnoty 5% kvantilu výztužné tuhosti $K_{s,k}$ a únosnosti $F_{v,k}$ stěnových panelů (obecně m_k) byly určeny z výsledků experimentů na základě postupu uvedeném v normě ČSN EN 14358 [38]. Pro volbu vhodného parametrického rozdělení pravděpodobnosti byla využita metoda reziduálního (zbytkového) součtu čtverců. Rozptyl $s_{y,x}^2$ vychází ze vztahu:

$$s_{y,x}^2 = \frac{1}{n} \sum_i^n (y_i - Y_i)^2 \quad (20)$$

kde n je počet zkoušených vzorků;

y_i pravděpodobnost;

Y_i hodnota funkce hustoty parametrického rozdělení pravděpodobnosti v hodnotě x_i .

Vyhodnocením rozptylu pro normální a lognormální rozdělení pravděpodobnosti podle rovnice (20) byly získány hodnoty $s_{y,x,normal}^2 = 0,0146$ a $s_{y,x,lognormal}^2 = 0,0166$ pro $F_{v,max}$ a $s_{y,x,normal}^2 = 0,0103$ a $s_{y,x,lognormal}^2 = 0,0104$ pro $K_{s,exp}$. Pro výběr vhodnějšího rozdělení rozhoduje menší z porovnávaných hodnot rozptylu, proto bylo pro další postup zvoleno normální rozdělení.

Charakteristické hodnoty 5% kvantilu m_k byly stanoveny podle vztahu:

$$m_k = \bar{y} - k_s(n) \cdot s_y \quad (21)$$

kde $\bar{y} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n m_i \quad (22)$

$$k_s(n) = \frac{6,5 n + 6}{3,7 n - 3} \quad (23)$$

$$s_y = \sqrt{\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (m_i - \bar{y})^2} \quad (24)$$

\bar{y} je průměrná hodnota;

$k_s(n)$ součinitel zohledňující počet zkoušených vzorků;

s_y směrodatná odchylka;

m_i hodnota tuhosti a vodorovného zatížení pro i -té měření.

Vyhodnocení charakteristických hodnot výztužné tuhosti a únosnosti stěnových panelů je shrnuto v tab. 5 a tab. 6.

Tab. 5: Stanovení charakteristických hodnot výztužné tuhosti

Zkušební těleso	K_s [N/mm]	\bar{y}	S_y	k_s	$K_{s,k}$ [N/mm]
S_1	510	582	70,97	3,15	358
S_2	651				
S_3	585				

Tab. 6: Stanovení charakteristických hodnot výztužné únosnosti

Zkušební těleso	F_v [kN]	\bar{y}	S_y	k_s	$F_{v,k}$ [kN]
S_1	33,65	32,13	1,86	3,15	26,20
S_2	30,06				
S_3	32,67				

Pro přehlednější grafické porovnání výsledků provedených experimentů s výstupy analytického modelu byla data ze zkoušek tří výztužných panelů zprůměrována. Dále byla stanovena dolní a horní mez udávající interval hodnot, ve kterém se může vyskytovat skutečná hodnota výsledku zkoušky s ohledem na nejistoty měření. Pro určení výsledné nejistoty výsledku zkoušky prováděné přímým měřením byla uvažována nejistota typu A způsobená náhodnými vlivy při opakovaném měření a nejistota typu B způsobená systematickými nejistotami použitých měřidel. Standardní nejistota typu A u_{xA} je pro počet měření menší než 10 dána vztahem:

$$u_{xA} = k_x \cdot s_y \quad (25)$$

kde k_x je součinitel zohledňující počet měření (pro 3 měření je $k_x = 2,3$);

s_y směrodatná odchylka aritmetického průměru.

Standardní nejistota typu B je tvořena nepřesností siloměru měřícího hodnotu vodorovné síly F_v . Hodnota nejistoty $\pm \Delta z_{\max}$ je uvažována jako 0,35 % z působící zatěžovací síly. Další zdroje nejistot jsou vzhledem ke své odhadované velikosti zanedbány. Standardní nejistota typu B u_{xB} je uvažována jako:

$$u_{xB} = \frac{\Delta z_{\max}}{\chi} \quad (26)$$

kde χ je koeficient rozdělení pravděpodobnosti (pro stejnoměrné rozdělení $\chi = \sqrt{3}$).

Kombinovaná standardní nejistota u_x je vytvořena složením standardních nejistot typu A a B podle vztahu:

$$u_x = \sqrt{u_{xA}^2 + u_{xB}^2} \quad (27)$$

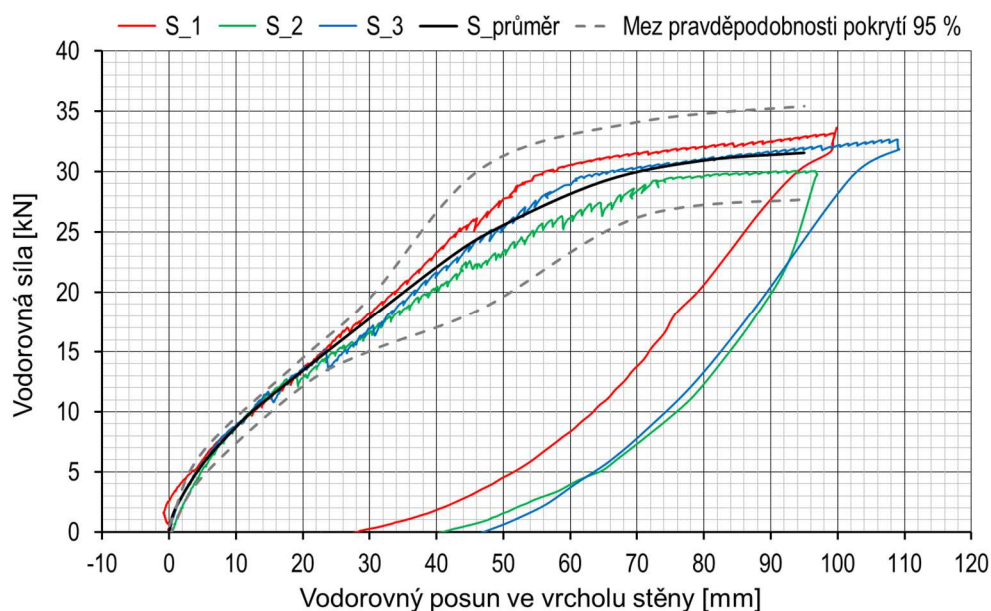
Pro výsledky zkoušek je uvažováno zvýšení pravděpodobnosti výskytu výsledné hodnoty rozšířením intervalu, čímž je získána rozšířená nejistota U :

$$U_k = k \cdot u_x \quad (28)$$

kde k je součinitel rozšíření (pro pravděpodobnost pokrytí 95 % je $k = 2$).

Dolní a horní mez intervalu hodnot vodorovné síly F_v se zohledněním nejistot měření je stanovena na základě vztahu (29) a znázorněna na obr. 43:

$$F_v = \bar{F}_v \pm U_{(k=2)} \quad (29)$$



Obr. 43: Průběh zkoušky se zobrazením křivky průměrné hodnoty a vymezením intervalu daného nejistotami měření

Průběh intervalu popisujícího nejistotu hodnoty působícího vodorovného zatížení je v případě zkoumaných zkušebních těles ovlivněn z více než 95 % hodnotou směrodatné odchylky aritmetického průměru.

4.1.6 Závěry z provedených zkoušek

Průměrná hodnota výztužné únosnosti stanovená ze zkoušek tří výztužných stěnových panelů $F_v = 32,13$ kN a charakteristická hodnota výztužné únosnosti $F_{v,k} = 26,20$ kN. Průměrná hodnota výztužné tuhosti $K_s = 582$ N/mm a charakteristická hodnota výztužné tuhosti $K_{s,k} = 358$ N/mm.

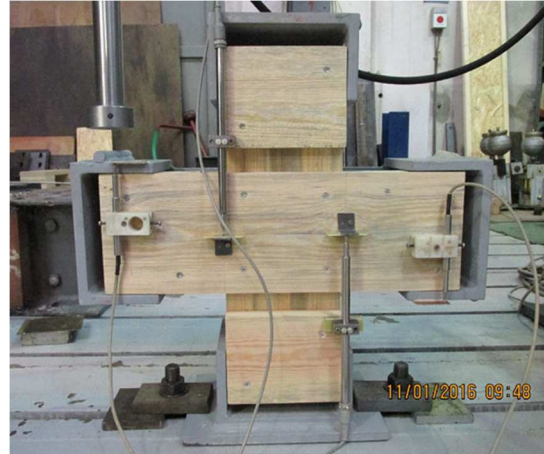
Na základě provedených zkoušek výztužných stěn lze dále konstatovat, že nejvýznamnějším parametrem, majícím vliv na velikost deformace v rovině panelu je tuhost kontaktu mezi vrstvami lamel. Zkoušky byly v případě všech tří zkušebních těles ukončeny dosažením maximálního vodorovného posunu ve vrcholu panelu, umožněného zkušebním zařízením. Hodnoty těchto posunů se pohybovaly od 97 do 109 mm. V podmínkách běžných staveb však tato velikost deformace již může vést k poškození navazujících konstrukcí, opláštění či instalací. Z tohoto důvodu je vhodné velikost deformace při návrhu stěny omezit. Při zavedení podmínky limitní velikosti deformace panelu $v_{10,lim} = 10$ mm a současném působení svislého přetížení $F_s = 10$ kN/m odpovídá experimentálně získaná průměrná hodnota výztužné únosnosti stěny vodorovnému zatížení $F_{v,10} = 9,28$ kN.

4.2 Zkouška tuhosti ve spoji lamel

Výztužná únosnost panelů z mechanicky spojovaného CLT je významně závislá na tuhosti spojení mezi jednotlivými vrstvami lamel, zajišťované mechanickými spojovacími prostředky. Spoje dřevěných konstrukcí jsou obvykle uvažovány jako kloubové či polotuhé. Důvodem je omezený počet spojovacích prostředků, který lze do spoje umístit v souvislosti s nutností dodržení minimálních roztečí. Momentově tuhé spoje jsou proto využívány hlavně v případech, kdy jsou spojovací prostředky rozmístěny na větší ploše a možnosti roznesení torzního momentu nejsou limitovány malou vzdáleností od středu otáčení. Mechanicky spojované panely z CLT naproti tomu využívají velký počet lokálně polotuhých spojů. Natočení těchto spojů mezi lamelami a tím i smyková deformace celého panelu jsou závislé na tuhosti spojení lamel, které lze popsat pomocí torzní tuhosti spoje $K_{r,ser}$ a modulu prokluzu spojovacích prostředků K_{ser} . Během experimentální analýzy byly zkoumány parametry tuhosti spojů v závislosti na počtu spojovacích prostředků a počtu vrstev lamel ve spoji.

4.2.1 Uspořádání zkoušky

Zkoumané vzorky byly během experimentu vloženy do ocelového zkušebního přípravku zobrazeného na obr. 44 vlevo. Uspořádání přípravku vychází ze zatěžovacích zkoušek Flaiga a Meyera [28] pro stanovení modulu prokluzu ve spoji křížem lepených lamel. Zkušební přípravek je tvořen dvěma ocelovými rameny spojenými čepem, čímž je umožněno jejich vzájemné natáčení. Svislé rameno je na svém dolním konci ukotveno k podkladu, zatímco na jeden z konců vodorovného ramena působí svislá zatěžovací síla. Na konce obou ramen jsou kolmo přivařeny ocelové destičky, sloužící jako podpora pro svislou dřevěnou lamelu zkušebního vzorku a pro přenos zatížení do vodorovné lamely. Dřevěný vzorek osazený ve zkušebním zařízení je zobrazen na obr. 44 vpravo.



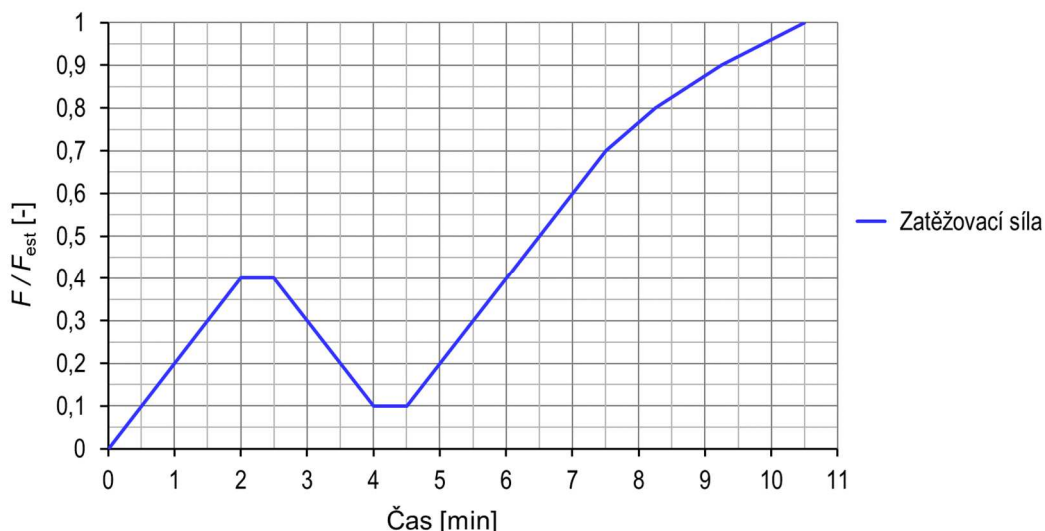
Obr. 44: Zkušební přípravek (vlevo) a vzorek s osazenými snímači umístěný ve zkušebním přípravku (vpravo)

Dostatečná tuhost ocelového přípravku zajišťuje rovnoměrné zatížení spojovacích prostředků ve spoji zkoumaných zkušebních vzorků.

4.2.2 Zkušební postup

Před zahájením experimentů bylo nejprve pro každou sérii vzorků stanoveno tzv. odhadnuté maximální zatížení F_{est} , potřebné pro vytvoření zatěžovacího diagramu dle ČSN EN 26891 [39]. Odhadnuté maximální zatížení bylo stanoveno na základě výpočtu únosnosti spojovacích prostředků ve spoji dle Johansenovy teorie [40] s uvážením příspěvku od účinku sepnutí spoje.

Sestavené zkušební vzorky byly před jejich zatěžováním kondicionovány v prostorách zkušební laboratoře. Zatěžování bylo prováděno dle zatěžovacího diagramu na obr. 45. a zkouška byla řízena silou. Nejprve byly zkušební vzorky zatíženy do $0,4 F_{est}$, kde bylo zatížení udržováno 30 sekund. Poté bylo zatížení sníženo na $0,1 F_{est}$, kde bylo opět udržováno 30 sekund a následně zvyšováno do porušení spoje, nebo do dosažení maximálního natočení, umožněného zkušebním vzorkem. Zatěžování probíhalo konstantní rychlostí $0,2 F_{est}/\text{min}$ do dosažení hodnoty $0,7 F_{est}$ a následně stálou rychlostí posunutí do porušení, nebo dosažení maximálního natočení vzorku. Zatížení, dosažené při porušení spoje nebo při dosažení posunutí spojovacího prostředku 15 mm, bylo pro každý zkušební vzorek zaznamenáno jako maximální zatížení $F_{max,exp}$. V případě, kdy se průměrná hodnota maximálního zatížení získaná během provedených zkoušek dané série vzorků lišila o více než 20 % oproti odhadnuté hodnotě, byla odhadnutá hodnota pro další zkoušky upravena. Již změřené hodnoty maximálního zatížení nebyly při vyhodnocení zkoušek dále upravovány, avšak hodnoty modulu prokluzu byly určeny dle korigované odhadnuté hodnoty.



Obr. 45: Zatěžovací diagram zkoušky tuhosti ve spoji lamel

V průběhu experimentů byla zaznamenávána velikost působící zatěžovací síly F , svislé posuny dvou bodů na vodorovné lamely $u_{y,1}$, $u_{y,2}$ a otláčení dřevěného vzorku od zkušební přípravku. Svislý posun bodů na vodorovné lamely a otláčení vzorku byly měřeny pomocí indukčních LVDT snímačů dráhy, osazených na čelní straně vzorku symetricky k ose otáčení spoje. Po ukončení zkoušek byly vyhodnoceny způsoby porušení spojů.

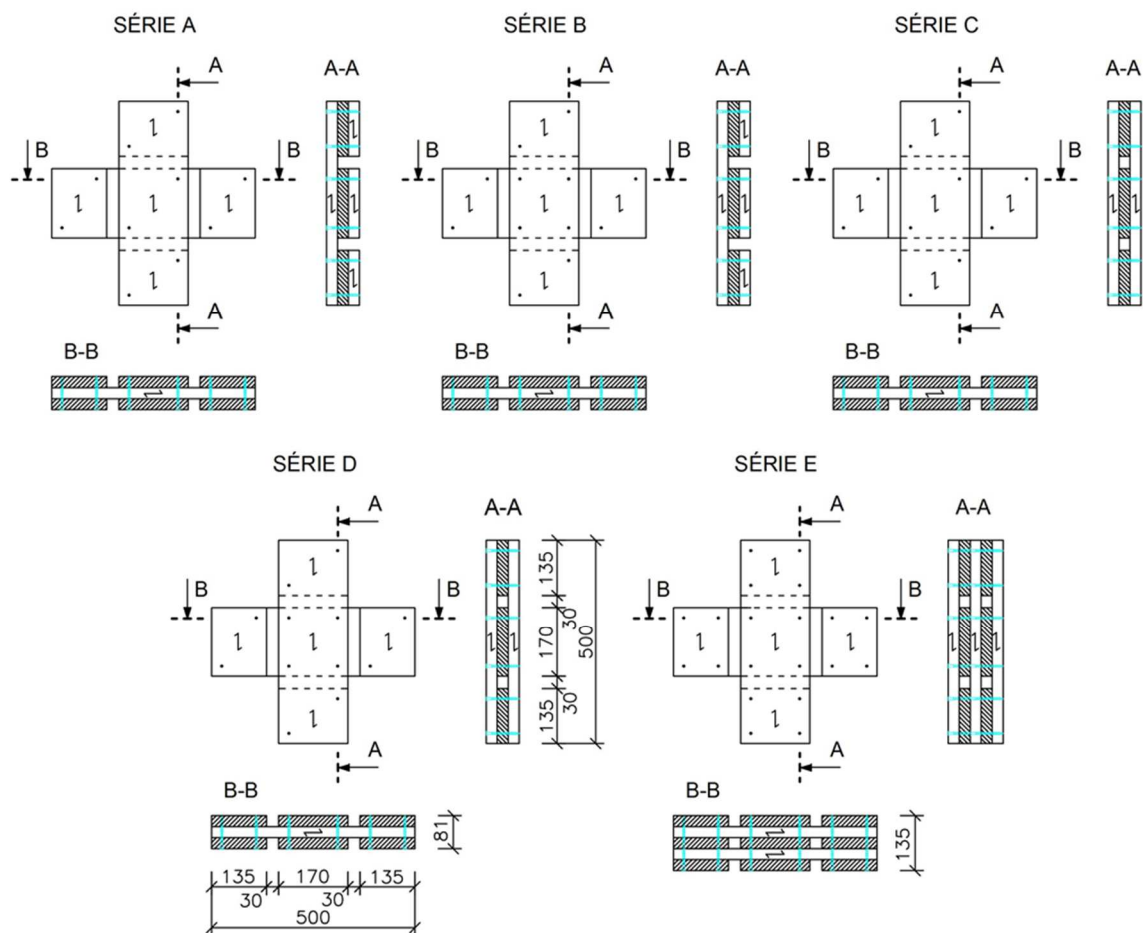
4.2.3 Popis zkušebních vzorků

Pro stanovení torzní tuhosti spojů a modulu prokluzu spojovacích prostředků bylo využito pět sérií zkušebních vzorků s označením A – E s pěti identickými vzorky v každé sérii. Vzorky byly tvořeny dřevěnými lamelami o rozměru 170 x 27 x 500 mm spojenými celozávitovými pozinkovanými vruty 5 x 80 mm. Diagonální rozteče vrutů v každém křížení lamel byly 170 mm. Počet lamel ve vzorku a počet vrutů v každé střížné rovině mezi lamelami jsou pro jednotlivé zkušební série uvedeny v tab. 7.

Tab. 7: Experimentální program zkoušek tuhosti ve spoji lamel

Zkušební série	A	B	C	D	E
Počet lamel ve vzorku	2	2	3	3	5
Počet vrutů ve styčné spáře	2	4	2	4	2

Série třívrstevných a pětivrstevných vzorků (C – E) odpovídají svým uspořádáním skladbám stěnových panelů z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva, používaných v současnosti ve stavební praxi. Schéma s uspořádáním skladeb jednotlivých sérií zkušebních vzorků je zobrazeno na obr. 46.



Obr. 46: Schéma zkušebních vzorků

Zkušební vzorky série C odpovídají uspořádáním skladby vrstev ve spoji, rozměry průřezu lamel i počtem spojovacích prostředků stěnovým panelům, využitým pro zkoušky výztužných stěn dle kapitoly 4.1.

4.2.4 Způsob porušení zkušebních vzorků

U jednotlivých sérií zkušebních vzorků docházelo k obdobnému způsobu porušení. U jednostřížných spojů sérií A a B zatížení ve spoji přenášely vždy dvě kolmo orientované průběžné lamely osazené nejbližší špiček spojovacích prostředků, zatímco zbylá zkrácená lamela tvořila pouze výplňový prvek mezi hlavou spojovacího prostředku a ostatními lamelami. V průběhu zatěžování docházelo k vzájemnému torznímu natáčení dvojice průběžných lamel, viz obr. 47 vlevo, k otláčování vláken dřeva a vytvoření plastického kloubu u spojovacích prostředků v místě prostřední lamely. Současně ovšem docházelo vlivem nesymetrie průřezu spoje také k postupnému oddalování průběžných lamel, viz obr. 47 vpravo, které mělo negativní vliv na výslednou hodnotu únosnosti spojů. Demontovaný zkušební vzorek série A po provedené zkoušce spolu se způsobem porušení spojovacího prostředku je zobrazen na obr. 48.



Obr. 47: Příklad porušení zkušebních vzorků série A a B



Obr. 48: Demontovaný zkušební vzorek (vlevo) a porušení spojovacího prostředku (vpravo)

V případech sérií C, D a E docházelo v průběhu zatěžování obdobně jako u sérií A a B k torznímu natáčení lamel, otláčování vláken dřeva a deformaci spojovacích prostředků, pouze s tím rozdílem, že nedošlo k oddálení lamel. Řez zkušebním vzorkem série C a D v místě spojovacího prostředku je zobrazen na obr. 49.

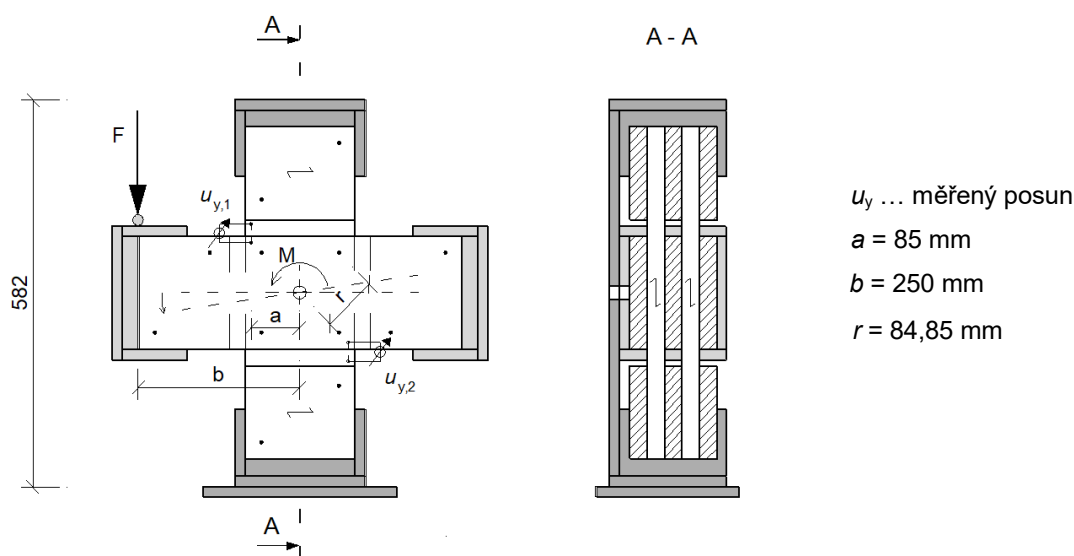


Obr. 49: Porušení zkušebních vzorků série C (vlevo) a série D (vpravo)

Způsob porušení spojů sérií A a B odpovídá dle Johansenovy teorie [40] a EC5 [8] módu (d), porušení spojů sérií C, D a E odpovídá módu (j).

4.2.5 Vyhodnocení získaných dat

Z měřených dat byla vyhodnocena závislost natočení spoje na působícím torzním momentu. Pro ověření vlivu skladby lamel a počtu spojovacích prostředků v jednotlivých uspořádáních spojů A – E byla pro každý zkušební vzorek vyhodnocena také závislost posunu spojovacího prostředku na jeho zatížení vztažená na jeden stříh spojovacího prostředku. U zkušebních vzorků byla dále určena hodnota maximálního dosaženého zatížení spoje $F_{\max, \exp}$, maximálního torzního momentu $M_{\max, \exp}$, hodnota torzní tuhosti spoje $K_{r, \text{ser}, i, \exp}$, modulu prokluzu spojovacích prostředků $K_{\text{ser}, i, \exp}$ a maximálního zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku $F_{M, i, \max, \exp}$. Data z jednotlivých sérií byla následně mezi sebou porovnána. Schéma uspořádání zkoušky s vyznačením měřených bodů a vzdáleností je zobrazeno na obr. 50.



Obr. 50: Schéma uspořádání zkoušky s vyznačením měřených bodů a vzdáleností

K určení natočení spoje byla využita velikost svislého posunu u_y , stanoveného jako průměrná hodnota z naměřených posunů u_{y1} a u_{y2} v mm. Úhel natočení spoje φ vychází ze vztahu:

$$\varphi = \arctg \frac{u_y}{a} \quad [\text{rad}] \quad (30)$$

kde a je vzdálenost středu otáčení spoje od bodů, v nichž je měřen posun u_y v mm.

Torzní posun spojovacího prostředku p_i kolem středu otáčení spoje lze na základě vztahu (5) vyjádřit jako:

$$p_i = r_i \cdot \varphi \quad [\text{mm}] \quad (31)$$

kde r_i je vzdálenost spojovacího prostředku i od středu otáčení spoje v mm.

Torzní moment ve spoji M_{exp} byl stanoven ze vztahu:

$$M_{exp} = F_{exp} \cdot b \quad [\text{Nmm}] \quad (32)$$

kde F_{exp} je velikost zatěžovací síly v N;

b vodorovná vzdálenost středu otáčení spoje od působíště zatěžovací síly v mm.

Vyhodnocení torzní tuhosti spoje $K_{r,ser,i,exp}$ a modulu prokluzu spojovacích prostředků $K_{ser,i,exp}$ bylo provedeno na základě ČSN EN 26891 [39]. Pro vyhodnocení byly použity 10% a 40% hodnoty z maximálního odhadnutého torzního momentu $M_{est,max}$ a příslušné hodnoty natočení spoje $\varphi_{01,exp}$ a $\varphi_{04,exp}$. Torzní tuhost spoje $K_{r,ser,i,exp}$ byla uvažována podle vztahu:

$$K_{r,ser,i,exp} = \frac{M_{04,est}}{\frac{4}{3} \cdot \varphi_{04,exp} - \varphi_{01,exp}} \quad [\text{kNm/rad}] \quad (33)$$

kde $M_{04,est}$ je odhadnutý torzní moment velikosti 0,4 M_{est} v Nmm;

$\varphi_{04,exp}$ a $\varphi_{01,exp}$ natočení spoje v rad.

Modul prokluzu $K_{ser,i,exp}$ vztažený na jednu stříhovou rovinu spojovacího prostředku byl za předpokladu lineárního průběhu chování spojovacích prostředků ve spoji stanoven ze vztahu:

$$K_{ser,i,exp} = \frac{M_{04,est}}{\frac{4}{3} \cdot \varphi_{04,exp} - \varphi_{01,exp} \cdot r_i^2 \cdot n \cdot m} \quad [\text{N/mm}] \quad (34)$$

kde n je počet spojovacích prostředků ve spoji;

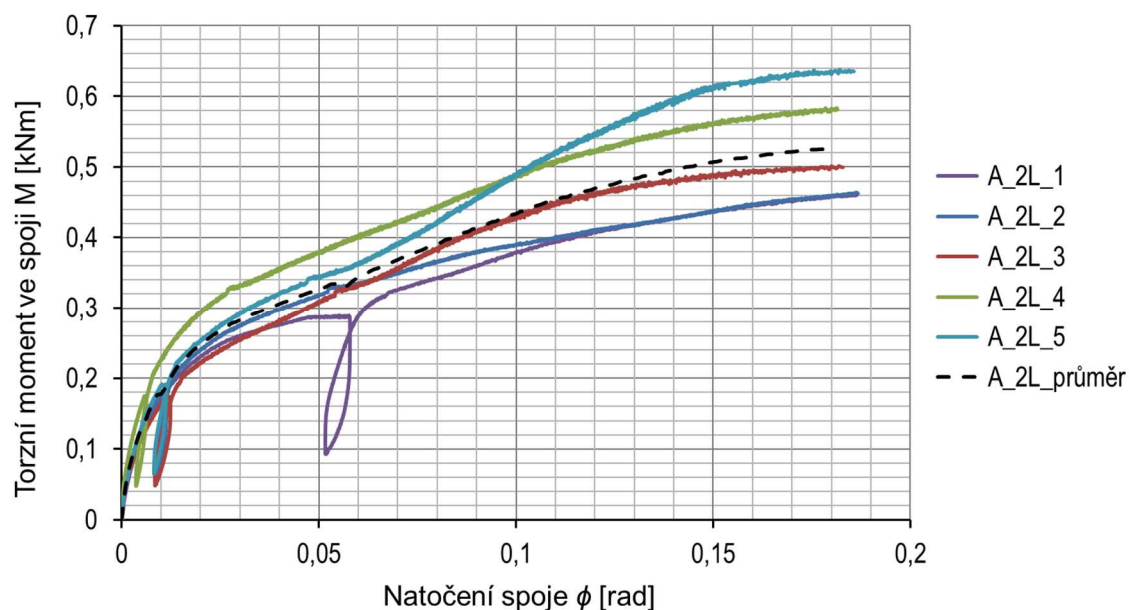
m počet smykových rovin ve spoji.

Zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku $F_{M,i,exp}$ bylo na základě vztahů (4) a (32) vyjádřeno jako:

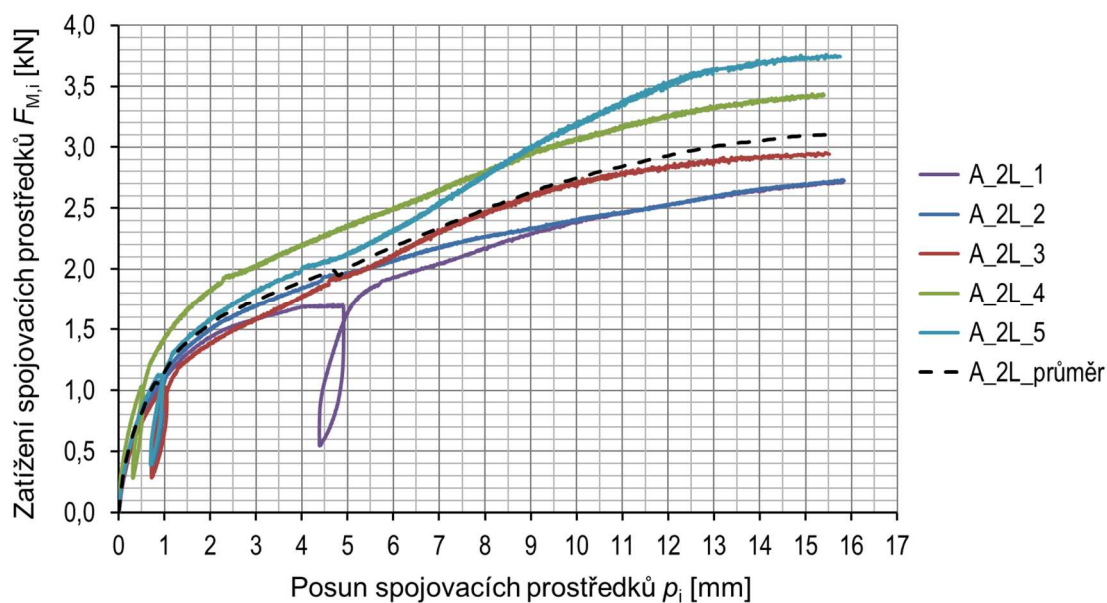
$$F_{M,i,exp} = \frac{F_{exp} \cdot b}{r_i \cdot n \cdot m} \quad [\text{N}] \quad (35)$$

Závislost natočení spoje na působícím torzním momentu je pro jednotlivé série zkušebních vzorků zobrazena na obr. 51, 53, 55, 57 a 59. Závislost posunu spojovacího prostředku na jeho zatížení vztažená na jeden stříh spojovacího prostředku je zobrazena na obr. 52, 54, 56, 58 a 60. Pro přehlednější grafické porovnání výsledků jednotlivých zkušebních sérií byla data získaná ze zkušebních vzorků v každé ze sérií zprůměrována. Vyhodnocení výsledků včetně hodnot dosažených únosností a tuhostí jednotlivých zkušebních vzorků je uvedeno v tab. 8 – 12.

4.2.5.1 Zkušební série A



Obr. 51: Závislost natočení spoje a působícího torzního momentu (série A)

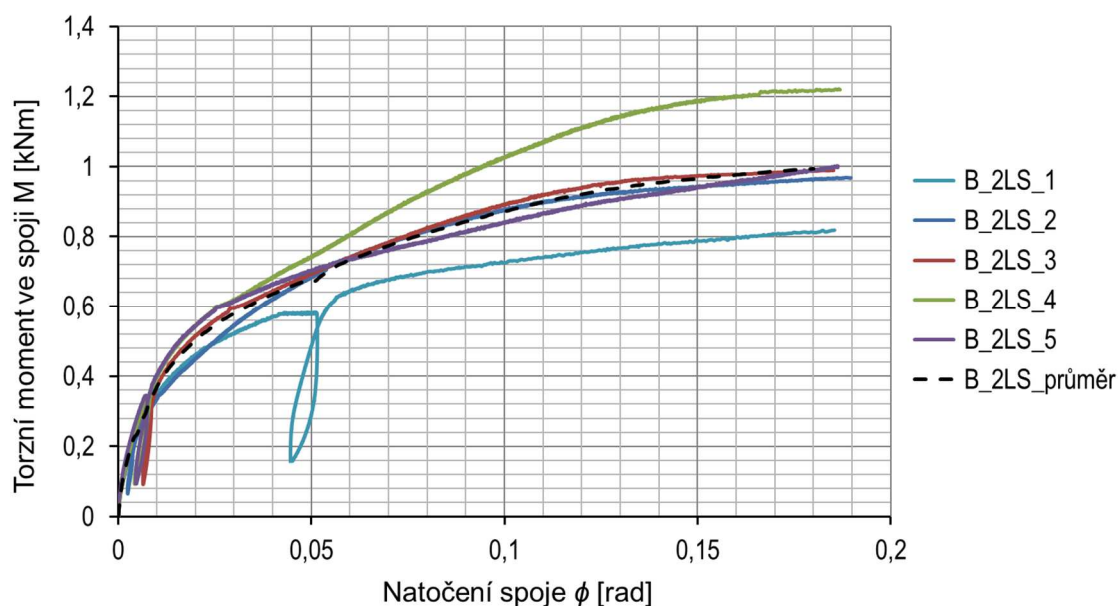


Obr. 52: Závislost posunu a zatížení spojovacího prostředku (série A)

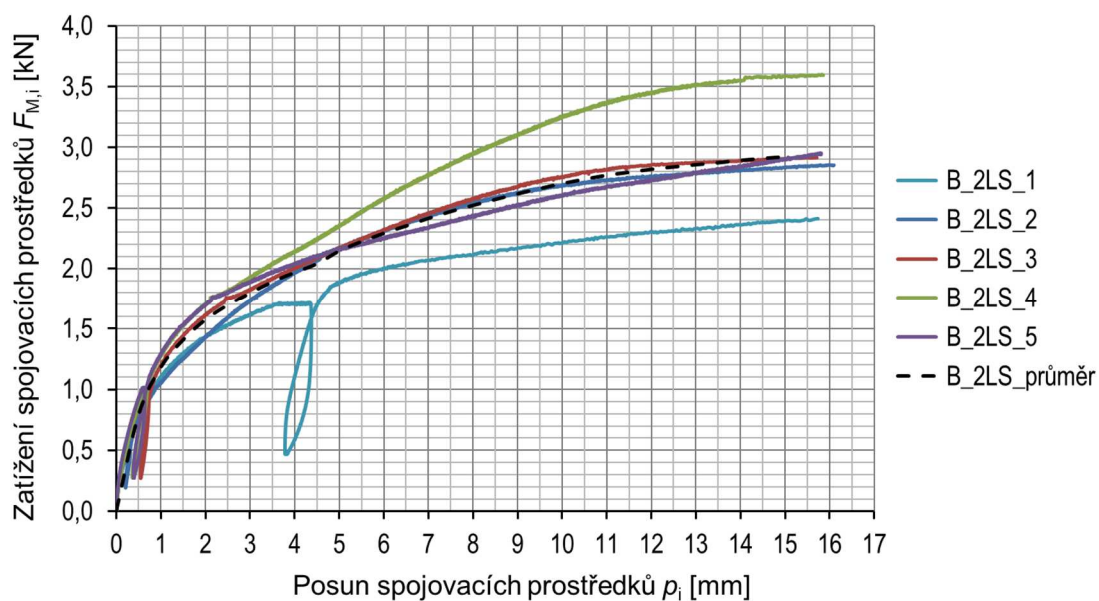
Tab. 8: Vyhodnocení výsledků zkušební série A

Zkušební vzorek	$F_{\max, \text{exp}}$ [N]	F_{est} [N]	$M_{\max, \text{exp}}$ [kNm]	$M_{01, \text{est}}$ [Nmm]	$M_{04, \text{est}}$ [Nmm]	$\varphi_{01, \text{exp}}$ [rad]	$\varphi_{04, \text{exp}}$ [rad]	$K_{r, \text{ser}, i, \text{exp}}$ [kNm/rad]	$K_{\text{ser}, i, \text{exp}}$ [N/mm]	$F_{M, i, \max, \text{exp}}$ [N]
	Hodnoty vztaheny na spoj křížení lamel								1 stříh 1 vrutu	
A_2L_1	1 820	1 723	0,45	43 075	172 300	0,0013	0,0101	14,68	1 019,21	2 681
A_2L_2	1 826	1 723	0,46	43 075	172 300	0,0009	0,0093	15,20	1 055,83	2 691
A_2L_3	1 994	1 723	0,50	43 075	172 300	0,0011	0,0111	12,79	888,57	2 938
A_2L_4	2 302	1 723	0,58	43 075	172 300	0,0004	0,0057	24,34	1 690,12	3 392
A_2L_5	2 524	1 723	0,63	43 075	172 300	0,0010	0,0083	17,70	1 229,39	3 718

4.2.5.2 Zkušební série B



Obr. 53: Závislost natočení spoje a působícího torzního momentu (série B)

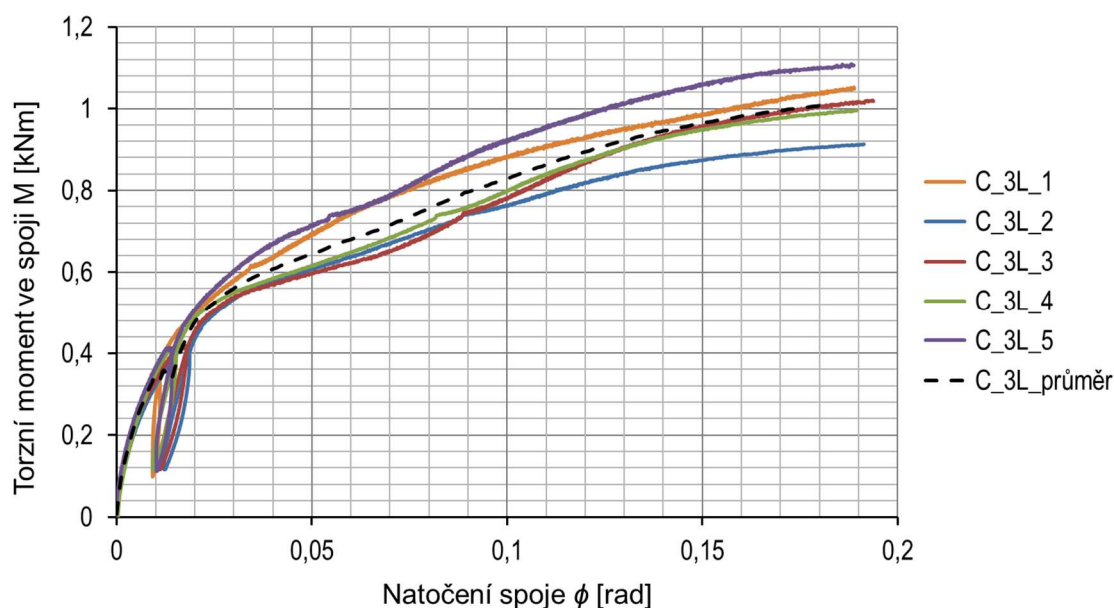


Obr. 54: Závislost posunu a zatížení spojovacího prostředku (série B)

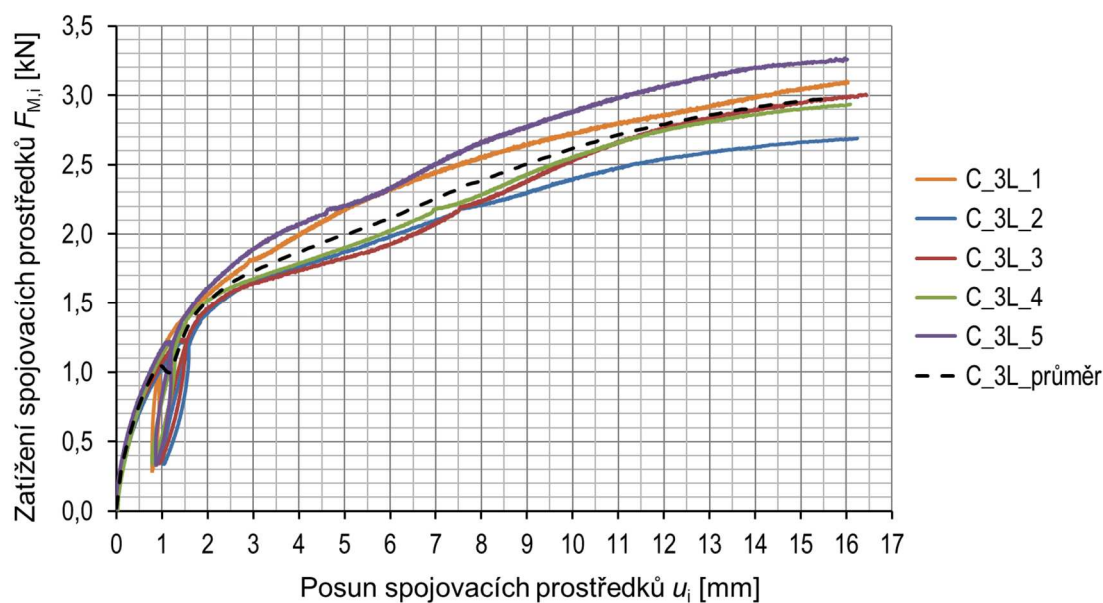
Tab. 9: Vyhodnocení výsledků zkušební série B

Zkušební vzorek	$F_{\max, \text{exp}}$ [N]	F_{est} [N]	$M_{\max, \text{exp}}$ [kNm]	$M_{01, \text{est}}$ [Nmm]	$M_{04, \text{est}}$ [Nmm]	$\varphi_{01, \text{exp}}$ [rad]	$\varphi_{04, \text{exp}}$ [rad]	$K_{r, \text{ser}, i, \text{exp}}$ [kNm/rad]	$K_{\text{ser}, i, \text{exp}}$ [N/mm]	$F_{M, i, \text{max}, \text{exp}}$ [N]
Hodnoty vztaženy na spoj křížení lamel									1 stříh 1 vrutu	
B_2LS_1	3 235	3 446	0,81	86 150	344 600	0,0008	0,0097	29,16	1 012,60	2 383
B_2LS_2	3 838	3 446	0,96	86 150	344 600	0,0008	0,0102	27,62	958,99	2 827
B_2LS_3	3 933	3 446	0,98	86 150	344 600	0,0009	0,0093	30,77	1 068,40	2 897
B_2LS_4	4 850	3 446	1,21	86 150	344 600	0,0008	0,0084	34,26	1 189,81	3 572
B_2LS_5	3 908	3 446	0,98	86 150	344 600	0,0006	0,0080	35,05	1 217,21	2 878

4.2.5.3 Zkušební série C



Obr. 55: Závislost natočení spoje a působícího torzního momentu (série C)

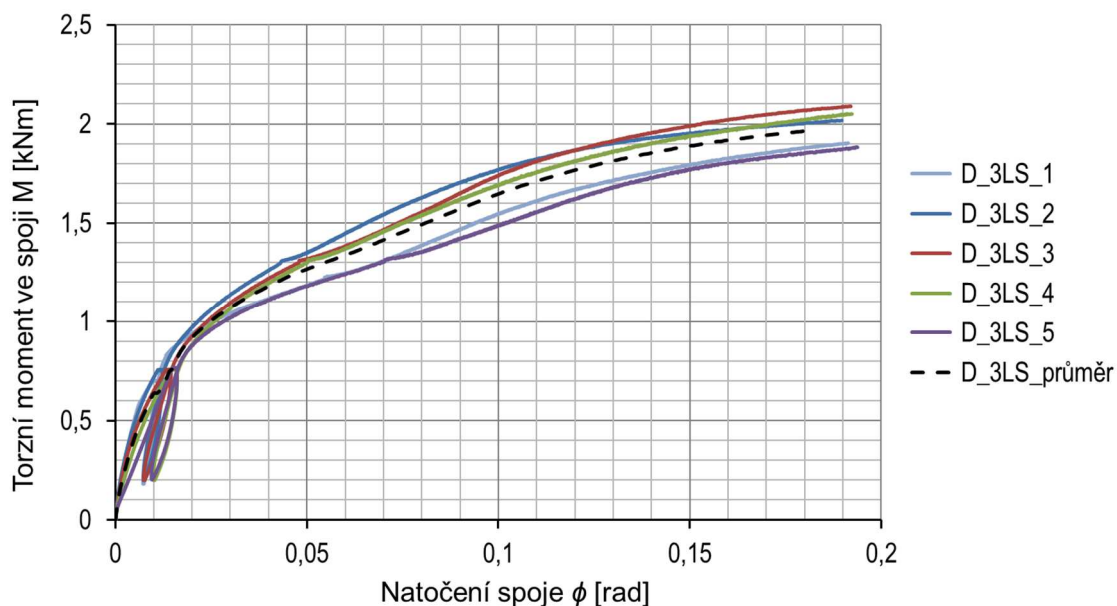


Obr. 56: Závislost posunu a zatížení spojovacího prostředku (série C)

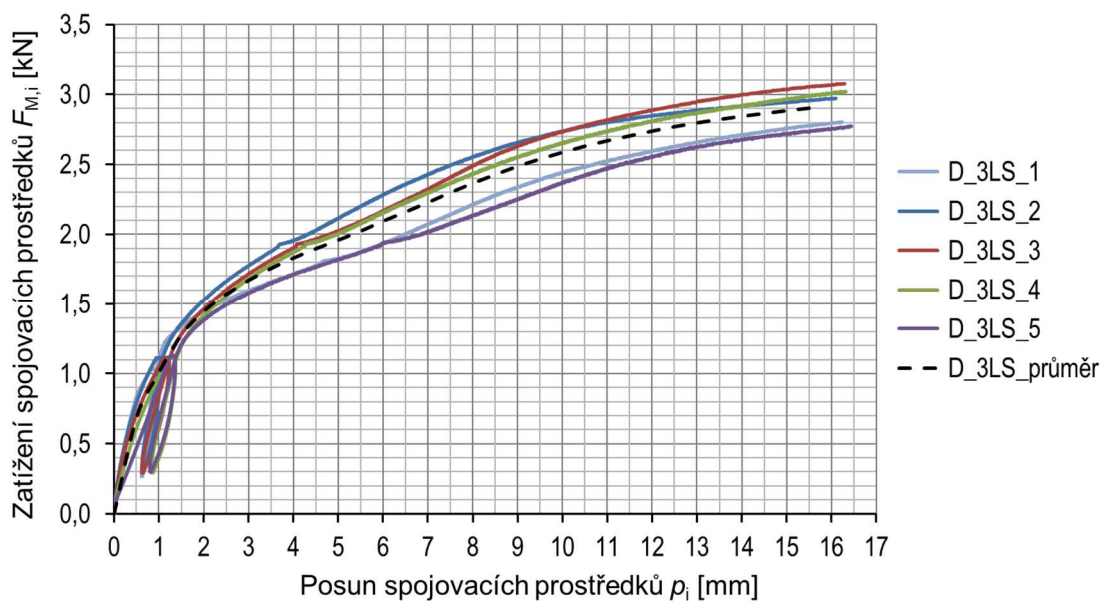
Tab. 10: Vyhodnocení výsledků zkušební série C

Zkušební vzorek	$F_{\max, \exp}$ [N]	F_{est} [N]	$M_{\max, \exp}$ [kNm]	$M_{01, \text{est}}$ [Nmm]	$M_{04, \text{est}}$ [Nmm]	$\varphi_{01, \exp}$ [rad]	$\varphi_{04, \exp}$ [rad]	$K_{r, \text{ser}, i, \exp}$ [kNm/rad]	$K_{\text{ser}, i, \exp}$ [N/mm]	$F_{M, i, \max, \exp}$ [N]
	Hodnoty vztaheny na spoj křížení lamel								1 stříh 1 vrutu	
C_3L_1	4 114	4 114	1,03	102 850	411 400	0,0011	0,0129	26,10	906,32	3 031
C_3L_2	3 599	4 114	0,90	102 850	411 400	0,0015	0,0163	20,91	726,01	2 651
C_3L_3	3 993	4 114	1,00	102 850	411 400	0,0013	0,0150	22,51	781,55	2 941
C_3L_4	3 928	4 114	0,98	102 850	411 400	0,0017	0,0138	25,53	886,37	2 893
C_3L_5	4 376	4 114	1,09	102 850	411 400	0,0010	0,0128	26,06	904,98	3 223

4.2.5.4 Zkušební série D



Obr. 57: Závislost natočení spoje a působícího torzního momentu (série D)

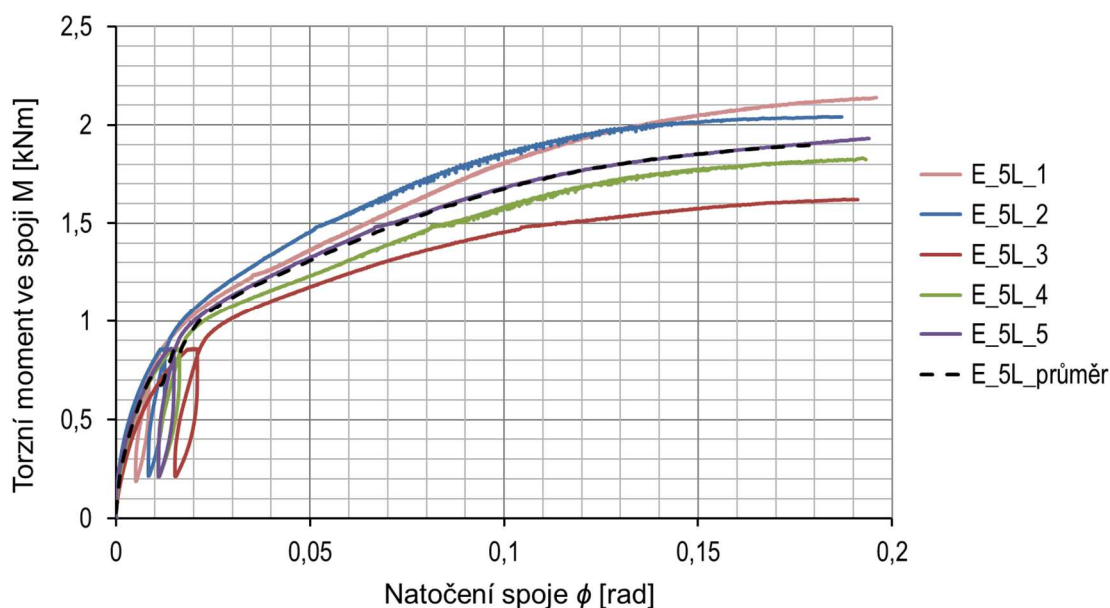


Obr. 58: Závislost posunu a zatížení spojovacího prostředku (série D)

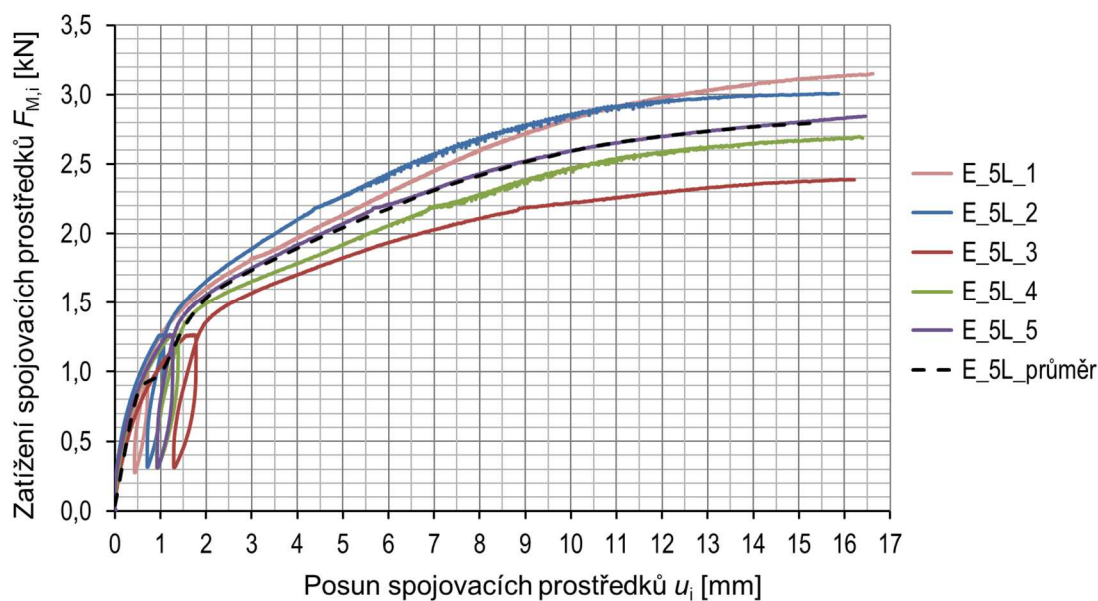
Tab. 11: Vyhodnocení výsledků zkušební série D

Zkušební vzorek	$F_{\max, \text{exp}}$ [N]	F_{est} [N]	$M_{\max, \text{exp}}$ [kNm]	$M_{01, \text{est}}$ [Nmm]	$M_{04, \text{est}}$ [Nmm]	$\varphi_{01, \text{exp}}$ [rad]	$\varphi_{04, \text{exp}}$ [rad]	$K_{r, \text{ser}, i, \text{exp}}$ [kNm/rad]	$K_{\text{ser}, i, \text{exp}}$ [N/mm]	$F_{M, i, \max, \text{exp}}$ [N]
	Hodnoty vztaženy na spoj křížení lamel								1 stříh 1 vrutu	
D_3LS_1	7 448	7 448	1,86	186 200	744 800	0,0014	0,0117	53,96	936,88	2 743
D_3LS_2	7 959	7 448	1,99	186 200	744 800	0,0012	0,0107	58,71	1 019,38	2 931
D_3LS_3	8 221	7 448	2,06	186 200	744 800	0,0014	0,0128	49,10	852,54	3 028
D_3LS_4	8 023	7 448	2,01	186 200	744 800	0,0020	0,0142	45,84	795,94	2 955
D_3LS_5	7 358	7 448	1,84	186 200	744 800	0,0031	0,0144	49,49	859,27	2 710

4.2.5.5 Zkušební série E



Obr. 59: Závislost natočení spoje a působícího torzního momentu (série E)



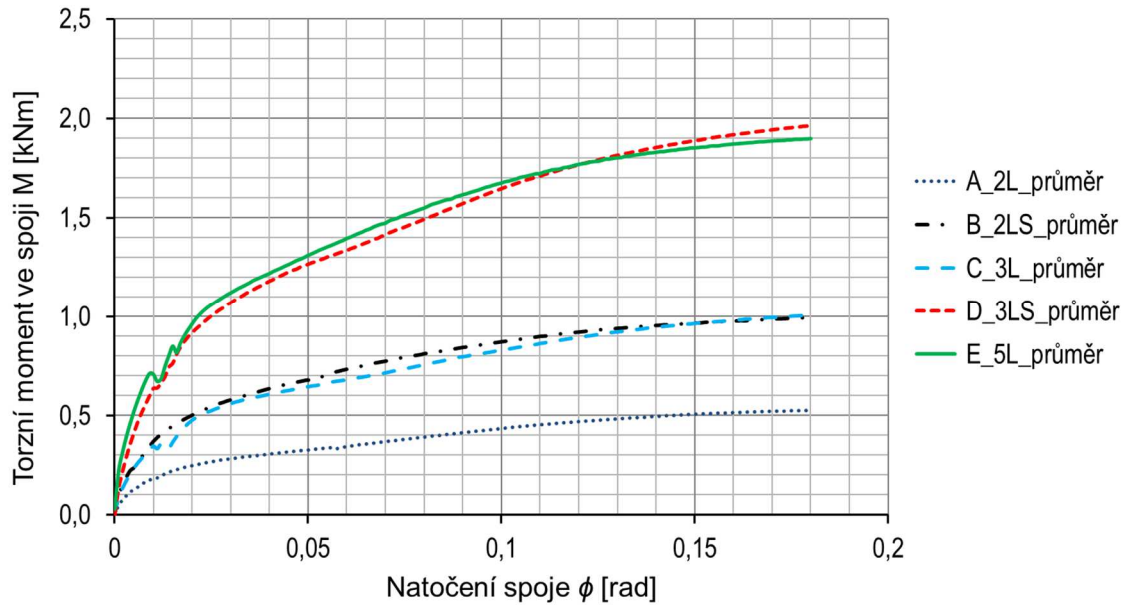
Obr. 60: Závislost posunu a zatížení spojovacího prostředku (série E)

Tab. 12: Vyhodnocení výsledků zkušební série E

Zkušební vzorek	$F_{max,exp}$ [N]	F_{est} [N]	$M_{max,exp}$ [kNm]	$M_{01,est}$ [Nmm]	$M_{04,est}$ [Nmm]	$\varphi_{01,exp}$ [rad]	$\varphi_{04,exp}$ [rad]	$K_{r,ser,i,exp}$ [kNm/rad]	$K_{ser,i,exp}$ [N/mm]	$F_{M,i,max,exp}$ [N]
	Hodnoty vztaženy na spoj křížení lamel								1 stříh 1 vrutu	
E_5L_1	8 428	8 428	2,11	210 700	842 800	0,0014	0,0113	63,63	1 104,75	3 104
E_5L_2	8 136	8 428	2,03	210 700	842 800	0,0005	0,0109	60,92	1 057,77	2 996
E_5L_3	6 430	8 428	1,61	210 700	842 800	0,0015	0,0176	39,14	679,61	2 368
E_5L_4	7 243	8 428	1,81	210 700	842 800	0,0009	0,0137	49,45	858,49	2 667
E_5L_5	7 587	8 428	1,90	210 700	842 800	0,0006	0,0129	51,60	895,83	2 794

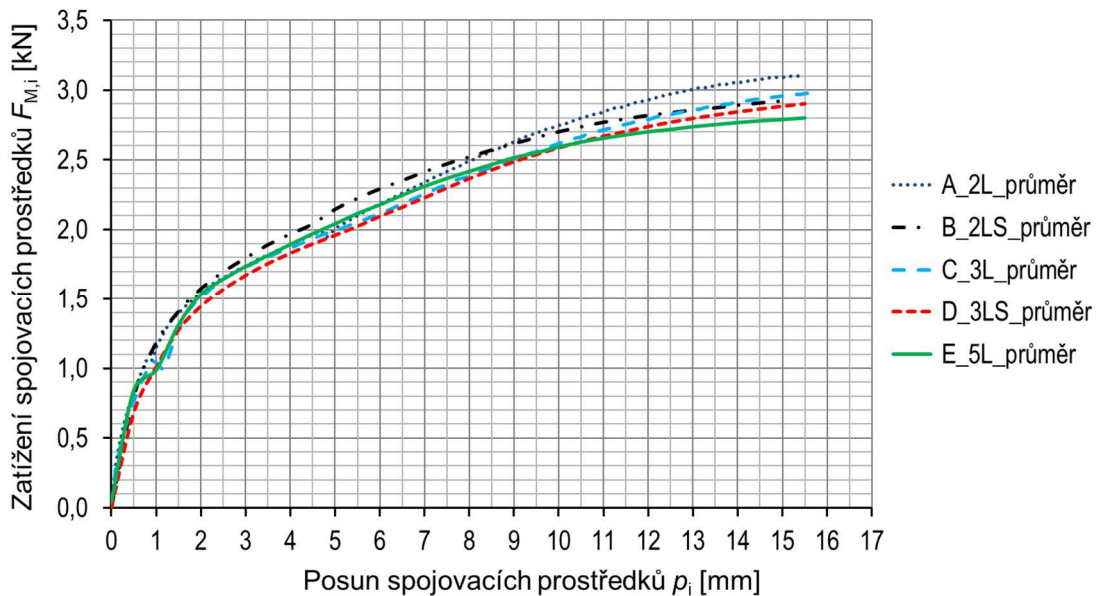
4.2.6 Závěry z provedených zkoušek

Na obr. 61 jsou vzájemně porovnány křivky popisující závislosti natočení spojů na torzním momentu. Hodnoty torzních tuhostí a únosností spojů se zvyšují úměrně s narůstajícím počtem stříhových rovin a počtem spojovacích prostředků použitých u jednotlivých sérií zkušebních vzorků.



Obr. 61: Porovnání závislostí natočení spoje a torzního momentu sérií A - E

Vztáhneme-li závislost posunu a zatížení vrutů u každé ze zkušebních sérií na jeden stříh jednoho spojovacího prostředku, z porovnání závislostí na obr. 62 je patrné, že průběhy křivek pro jednotlivé série jsou téměř totožné.



Obr. 62: Porovnání závislostí posunu a zatížení spojovacího prostředku sérií A - E

Shrnutí průměrných hodnot únosnosti a tuhosti spojů je uvedeno v tab. 13.

Tab. 13: Shrnutí únosností a tuhostí zkušebních sérií A - E

Zkušební série	$M_{\max, \exp}$ [kNm]	$F_{M, i, \max, \exp}$ [N]	$K_{r, \text{ser}, i, \exp}$ [kNm/rad]	$K_{\text{ser}, i, \exp}$ [N/mm]
A_2L	0,52	3 083,79	17,90	1 242,87
B_2LS	0,99	2 911,33	30,93	1 074,20
C_3L	1,00	2 947,86	24,22	841,05
D_3LS	1,95	2 873,39	51,42	892,80
E_5L	1,89	2 786,07	52,95	919,29

K porušení vzorků došlo otláčením vláken dřeva a vytvořením plastického kloubu ve spojovacích prostředcích.

4.3 Stanovení materiálových vlastností

V následujících kapitolách je uveden postup stanovení a vyhodnocení materiálových vlastností dřevěných lamel včetně shrnutí dosažených výsledků. Data naměřená na jednotlivých lamelách jsou obsahem přílohy 1. Součástí kapitoly jsou dále materiálové vlastnosti vrutů použitých pro spojení vrstev.

4.3.1 Materiálové zkoušky dřevěných lamel

Před zahájením měření byla určena vlhkost každé ze zkoumaných lamel přístrojem Trotec, viz obr. 63 vlevo a hmotnost pomocí laboratorních vah, viz obr. 63 vpravo.

Hustota $\rho_{w, i}$ testovaných lamel při dané vlhkosti w v čase měření byla stanovena podle vztahu:

$$\rho_{w, i} = \frac{m_{w, i}}{V_{w, i}} \quad [\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}] \quad (36)$$

kde $m_{w, i}$ je hmotnost i -tého vzorku v kg, při vlhkosti w ;

$V_{w, i}$ objem i -tého vzorku v m^3 , při vlhkosti w .

Charakteristické hodnoty mechanických vlastností dřeva jsou obvykle vztaženy k referenční vlhkosti 12 %. Vlhkost 12 % odpovídá rovnovážné vlhkosti dřeva zabudovaného v konstrukci v třídě provozu 1 a u zkušebních vzorků ji lze dosáhnout kondicionováním při teplotě $(20 \pm 2) \text{ }^\circ\text{C}$ a relativní vlhkosti okolního vzduchu $(65 \pm 5) \%$. Zkušební vzorky nebylo možné před provedením zkoušek kondicionovat na požadovanou referenční vlhkost, pro přepočítání hustoty $\rho_{w, i}$ na hustotu při 12% vlhkosti $\rho_{12, i}$ byla proto využita závislost, kterou Pošta [41] popisuje vztahem:

$$\rho_{12, i} = \frac{m_{12, i}}{V_{w, i}} \quad [\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}] \quad (37)$$

$$\text{kde } m_{12,i} = 1,12 \frac{100}{100 + w_i} m_{w,i} \quad (38)$$

$m_{12,i}$ je hmotnost i-tého vzorku v kg, při vlhkosti 12 %;

w_i vlhkost i-tého vzorku v %.

Pro definování pevnostní třídy dřeva není stanovení samotné hustoty materiálu dostatečným parametrem, proto byly dřevěné lamely dále podrobeny zkouškám pro určení modulu pružnosti. Modul pružnosti byl u jednotlivých lamel stanoven nedestruktivní metodou, založenou na principu měření rychlosti průchodu akustických signálů zkoumaným materiálem. Pro určení dynamického modulu pružnosti E_{dyn} byly zvoleny dvě metody měření. Pro první metodu, založenou na principu šíření ultrazvukové vlny, byl využit přístroj Sylvatest zobrazený na obr. 64 vlevo. U druhé metody, která pracuje s šířením rázové vlny vyvolané úderem kladívka na jednu ze sond, byl využit přístroj Fakopp zobrazený na obr. 64 vpravo.



Obr. 63: Měření vlhkosti a hmotnosti dřevěných lamel



Obr. 64: Měření modulu pružnosti lamel přístroji Sylvatest (vlevo) a Fakopp (vpravo)

Dynamický modul pružnosti $E_{w,\text{dyn}}$ při vlhkosti w byl pro obě metody stanoven z rovnice:

$$E_{w,\text{dyn},i} = v_i^2 \cdot \rho_{w,i} \quad [\text{Pa}] \quad (39)$$

$$\text{kde } v_i = \frac{L}{t} \quad (40)$$

v_i je rychlost šíření akustické vlny v m/s;

L vzdálenost budiče a snímače v m;

t doba průchodu signálu mezi budičem a snímačem v s.

Rychlost šíření akustické vlny je tedy závislá na hustotě a tuhosti dřeva. S rostoucím modulem pružnosti rychlost signálu stoupá a s rostoucí hustotou klesá. Rychlost šíření akustické vlny je také indikátorem možných skrytých vad dřeva. Nižší rychlost průchodu signálu může ukazovat na vnitřní poškození dřeva v důsledku nepříznivého působení biotických činitelů či přítomnost trhlin, které akustická vlna musí obejít. Obecně lze konstatovat, že s narůstající vlhkostí do meze hygroskopicity se pevnost a pružnost dřeva snižuje. Vztah mezi dynamickým modulem pružnosti $E_{w,dyn}$ a modulem pružnosti $E_{12,dyn}$ odpovídající 12% vlhkosti popisuje Proksa [42] rovnicí:

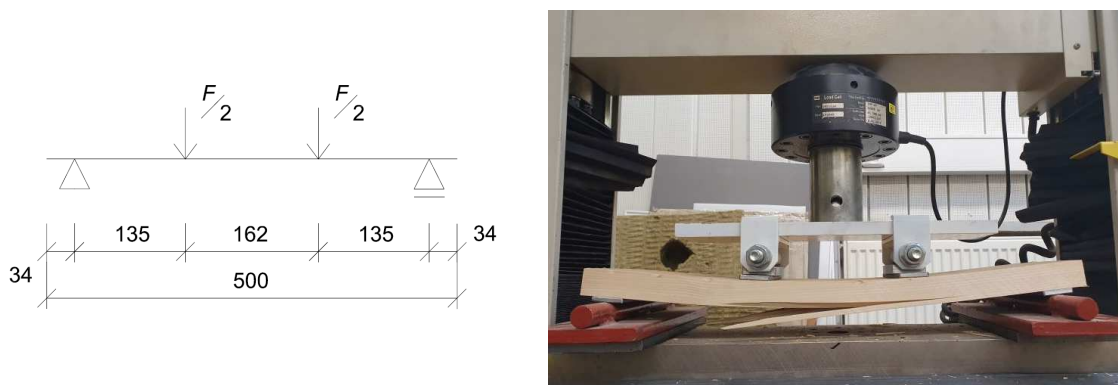
$$E_{12,dyn,i} = \frac{E_{w,dyn,i}}{1 + \alpha(w_i - 12)} \quad [\text{MPa}] \quad (41)$$

kde α je opravný součinitel, $\alpha = 0,01$.

Z dynamického modulu pružnosti $E_{12,dyn}$ byl následně stanoven statický modul pružnosti $E_{12,stat}$. Dynamický modul pružnosti určený akustickou metodou udává obvykle o 10–20 % vyšší hodnotu, než statický modul pružnosti. Pro vztah mezi statickým a dynamickým modulem pružnosti odvodil Kloiber [43] rovnicí:

$$E_{stat,i} = 0,7965 \cdot E_{dyn,i} + 1418,1 \quad [\text{MPa}] \quad (42)$$

Pro stanovení pevnosti v ohybu byly dřevěné lamely podrobeny 4-bodové ohybové zkoušce, viz obr. 65 vlevo. Zkušební vzorky byly během zkoušky prostě podepřeny a zatěžovány dle zkušebního postupu definovaného v ČSN EN 408+A1 [37]. U každého vzorku bylo zaznamenáno maximální působící zatížení F_{max} v okamžiku porušení. Porušení všech zkušebních vzorků nastalo ohybem uprostřed rozpětí, viz obr. 65 vpravo.



Obr. 65: Schéma ohybové zkoušky (vlevo) a porušení zkušebního vzorku (vpravo)

Pro přepočítání pevnosti v ohybu v okamžiku zkoušení $f_{m,w}$ na pevnost odpovídající 12% vlhkosti $f_{m,12}$ lze využít vztah:

$$f_{m,12} = f_{m,w} [1 + \alpha (w_i - 12)] \quad (43)$$

kde α je opravný součinitel pro daný způsob zatížení, pro statický ohyb $\alpha = 0,04$.

Charakteristické hodnoty hustoty, modulu pružnosti a ohybové pevnosti lamel byly stanoveny statistickou metodou podle ČSN EN 14358 [38]. Pro stanovení charakteristických hodnot bylo použito normální rozdělení pravděpodobnosti, zvolené na základě metody reziduálního součtu čtverců podle vztahu (20). Hodnoty 5% kvantilu hustoty ρ_k , modulu pružnosti $E_{0,05}$ a ohybové pevnosti $f_{m,k}$ byly stanoveny podle vztahů (21) až (24) a průměrné hodnoty hustoty ρ_{mean} a modulu pružnosti E_{mean} (obecně m_{mean}) podle vztahu:

$$m_{\text{mean}} = \bar{y} - k_s(n) \cdot s_y \quad (44)$$

kde průměrná hodnota \bar{y} vychází ze vztahu (22), směrodatná odchylka s_y ze vztahu (24) a součinitel zohledňující počet zkoušených vzorků $k_s(n)$ je vyjádřen vztahem:

$$k_{s(n)} = \frac{0,78}{n^{0,53}} \quad (45)$$

4.3.2 Vyhodnocení získaných dat

Hodnoty modulu pružnosti a hustoty byly vyhodnoceny na souboru 13 smrkových lamel vyjmutých ze zkušebních těles stěnových panelů a 84 modřínových lamel připravených pro sestavení do zkušebních vzorků pro stanovení tuhosti spojů. Pro stanovení ohybové pevnosti bylo využito 10 lamel reprezentujících stěnový panel a 10 lamel reprezentujících vzorky pro stanovení tuhosti spojů.

4.3.2.1 Zkušební tělesa stěnových panelů

Hodnoty dynamického modulu pružnosti použitých lamel byly stanoveny po provedení zatěžovacích zkoušek ultrazvukovou metodou. Shrnutí změřených a statisticky vyhodnocených materiálových vlastností dřevěných lamel je uvedeno v tab. 14 a 15.

Tab. 14: Shrnutí hustot a modulů pružnosti

Vlhkost	Hustota				Modul pružnosti				
w [%]	ρ_w [kg/m ³]	ρ_{12} [kg/m ³]	ρ_k [kg/m ³]	ρ_{mean} [kg/m ³]	$E_{w,\text{dyn}}$ [GPa]	$E_{12,\text{dyn}}$ [GPa]	$E_{12,\text{stat}}$ [GPa]	$E_{0,05}$ [GPa]	E_{mean} [GPa]
9,8	489	498	380	487	14,4	14,1	12,6	5,4	11,9

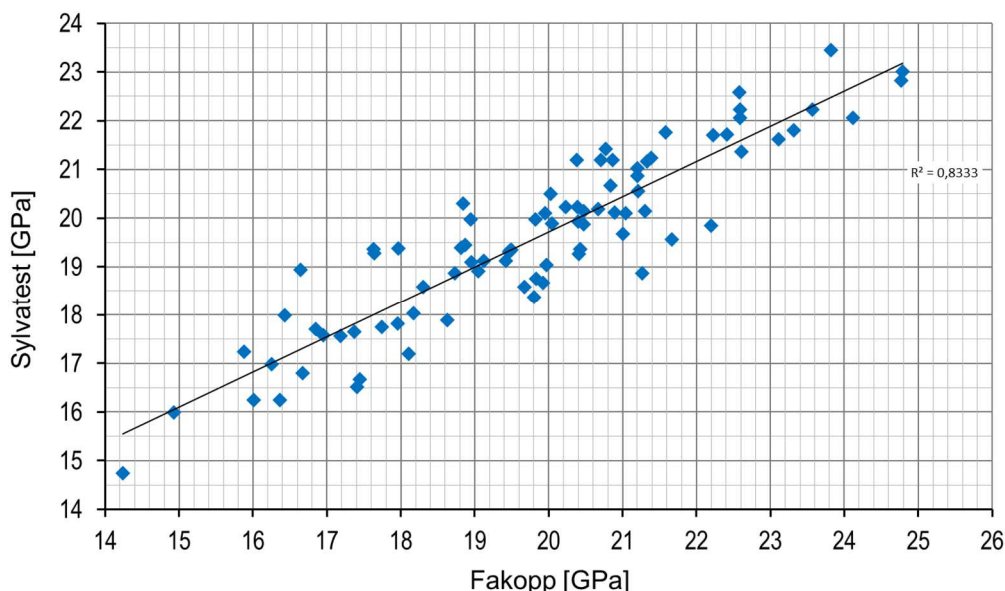
Tab. 15: Shrnutí ohybových pevností

$F_{\text{max,exp}}$ [MPa]	$f_{m,w}$ [MPa]	$f_{m,12}$ [MPa]	$f_{m,k}$ [MPa]
24,4	80,7	73,6	30,0

Charakteristická hodnota 5% kvantilu hustoty dřeva je 380 kg/m^3 a průměrná charakteristická hodnota je 487 kg/m^3 . Charakteristická hodnota 5% kvantilu modulu pružnosti je $5,4 \text{ GPa}$ a průměrná charakteristická hodnota je $11,9 \text{ GPa}$. Nižší hodnota 5% kvantilu modulu pružnosti je dána vyšší směrodatnou odchylkou v důsledku většího rozptylu souboru změřených dat. Charakteristická hodnota 5% kvantilu ohybové pevnosti dřeva je $30,0 \text{ MPa}$.

4.3.2.2 Vzorky pro stanovení tuhosti spojů

Dynamický modul pružnosti dřevěných lamel byl stanoven pomocí ultrazvukové metody i metody rázové vlny. Při měření rychlosti akustického signálu byly sondy přístrojů Sylvatest a Fakopp přikládány kolmo k čelnímu povrchu lamel. Porovnání obou měřících metod bylo provedeno určením míry jejich vzájemné korelace. Graf s vynesnými hodnotami modulů pružnosti je zobrazen na obr. 66.



Obr. 66: Porovnání měření dynamických modulů pružnosti

Korelační koeficient R mezi oběma metodami měření dosahuje hodnoty $0,91$. Získaná hodnota korelačního koeficientu představuje velmi silnou kladnou korelaci. Porovnáním obou měřících metod se ve své práci zabýval také Pošta [41], který došel k hodnotě $R = 0,94$. Shrnutí změřených a vyhodnocených materiálových parametrů dřevěných lamel je uvedeno v tab. 16 a 17.

Tab. 16: Shrnutí hustot a modulů pružnosti

Vlhkost	Hustota				Modul pružnosti							
	w [%]	ρ_w [kg/m^3]	ρ_{12} [kg/m^3]	ρ_k [kg/m^3]	Sylvatest		Fakopp		$E_{12,stat}$ [GPa]	$E_{0,05}$ [GPa]	E_{mean} [GPa]	
					$E_{w,dyn,syl}$ [GPa]	$E_{12,dyn,syl}$ [GPa]	$E_{w,dyn,fak}$ [GPa]	$E_{12,dyn,fak}$ [GPa]				
9,9	588	599	523	596	19,6	19,2	19,8	19,4	16,8	14,0	16,6	

Tab. 17: Shrnutí ohybových pevností

$F_{\max, \exp}$ [MPa]	$f_{m,w}$ [MPa]	$f_{m,12}$ [MPa]	$f_{m,k}$ [MPa]
30,2	93,0	86,6	68,2

Charakteristická hodnota 5% kvantilu hustoty dřeva je 523 kg/m³ a charakteristická průměrná hodnota je 596 kg/m³. Charakteristická hodnota 5% kvantilu modulu pružnosti je 14,0 GPa a charakteristická průměrná hodnota je 16,6 GPa. Charakteristická hodnota 5% kvantilu ohybové pevnosti dřeva je 68,2 MPa.

4.3.3 Odvození dalších materiálových charakteristik dřeva

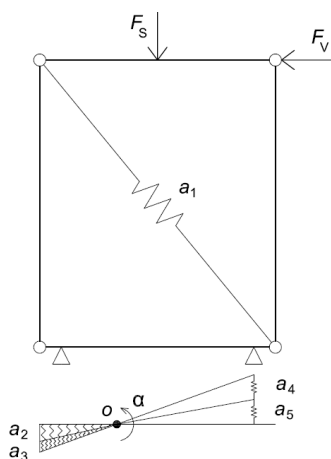
Pro komplexní stanovení materiálových vlastností a jednoznačné zatřídění dřeva je nutné určit tři základní parametry: modul pružnosti rovnoběžně s vlákny $E_{0, \text{mean}}$, 5% kvantil hustoty dřeva ρ_k a charakteristickou hodnotu pevnosti v ohybu $f_{m,k}$. Na základě těchto tří parametrů je možné dále odvodit pomocí empirických vztahů podle Steigera et al. [44] a ČSN EN 384 [45] zbylé pevnostní a tuhostní vlastnosti a průměrnou hodnotu hustoty.

4.3.4 Materiálové vlastnosti použitých vrutů

Vybrané materiálové charakteristiky použitých ocelových celozávitových vrutů Würth průměru 5 mm jsou uvedeny v dokumentu *Agrément Technique Européen* ETA-11/0190 [46], zpracovávaném Deutsches Institut für Bautechnik. Dokument udává hodnotu plastického momentu únosnosti $M_{y,Rk} = 5,9$ Nm a charakteristickou hodnotu pevnosti v tahu $f_{\text{tens},k} = 7,9$ kN.

5 ANALYTICKÝ MODEL

Pro sestavení analytického modelu byla použita tzv. metoda komponent. Tento postup nalézá uplatnění zejména při analýze a návrhu styčnicků ocelových konstrukcí (Wald et al. [47]), lze ji ovšem aplikovat i na konstrukce na bázi dřeva (Wald et al. [48], Mikeš [49]). Jára [34] využil metodu komponent pro analýzu kotvení nosných sendvičových panelů výztužných stěn. Při využití metody komponent je výztužná stěna uvažována jako soustava vzájemně propojených elementů, jejichž působení je popsáno pomocí pružin s definovanou tuhostí. Komponenty uvažované v analytickém modelu jsou popsány na obr. 67.

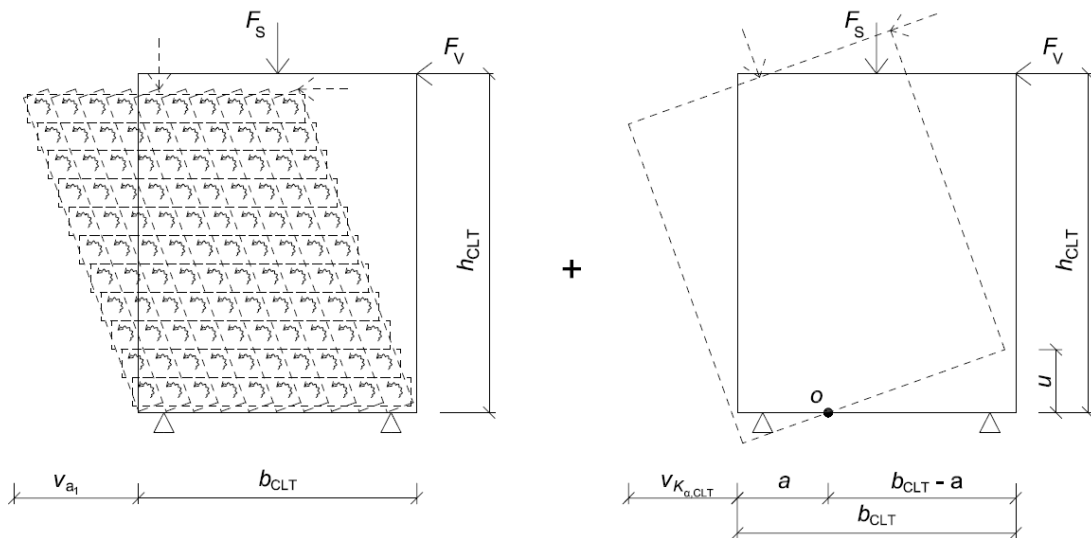


- a_1 vrutový spoj vrstev ve smyku
- a_2 podélné dřevěné lamely v tlaku rovnoběžně s vlákny
- a_3 dřevěný základový práh v tlaku kolmo k vláknům
- a_4 svorníkový spoj kotvy a panelu ve smyku
- a_5 základna ocelové kotvy v ohybu

Obr. 67: Komponenty výztužné stěny popsány pružinami

Pro každou komponentu je stanovena tuhost a únosnost v závislosti na jejím geometrickém uspořádání, materiálových charakteristikách a způsobu namáhání. Únosnost výztužné stěny odpovídá komponentě s nejnižší únosností, po jejímž dosažení již není stěna schopna dále přenášet narůstající vodorovné zatížení. Jednotlivé komponenty jsou tedy z pohledu únosnosti posuzovány samostatně a následně mezi sebou porovnány. Pro stanovení posunu výztužné stěny jsou komponenty složeny do odpovídajícího vztahu, zohledňujícího působící zatížení a geometrické uspořádání stěny. Posun ve vrcholu výztužné stěny je složen z posunu v ploše panelu zahrnujícího vliv tuhosti kontaktu mezi vrstvami lamel, viz obr. 68 vlevo a z posunu vyvolaného natočením panelu v jeho uložení, viz obr. 68 vpravo.

Vzhledem k rozdílným hodnotám modulů pružnosti lamel v tlaku rovnoběžně s vlákny E_0 a kolmo k vláknům E_{90} a také z důvodu spár mezi lamelami ve vrstvě namáhané kolmo k vláknům je uvažován přenos svislého liniového zatížení a vodorovného bodového zatížení pouze do lamel namáhaných rovnoběžně s vlákny a následná redistribuce namáhání pomocí spojovacích prostředků mezi vrstvami.



Obr. 68: Složky vodorovného posunu ve vrcholu stěny: posun v ploše panelu (vlevo) a posun vyvolaný natočením panelu v uložení (vpravo)

Pro určení vlivu normálových a smykových napětí v ploše stěny je v kontaktu jednotlivých svisle orientovaných lamel se základovým prahem uvažován předpoklad posuvného kloubového připojení. V důsledku volného natočení konců lamel a také z důvodu nízké tuhosti spoje podélných a příčných vrstev v poměru k ohybové a smykové tuhosti lamel je posun vrcholu stěny vyvolaný napětím lamel v ohybu a ve smyku v porovnání s posunem vyvolaným torzním natočením ve spojích zanedbatelný. Z těchto důvodů nebyl v analytickém modelu vliv ohybové a smykové tuhosti lamel na posun vrcholu stěny uvažován. Materiálové vlastnosti lamel se projevují v tuhosti proti otlacení vláken dřeva vlivem spojovacích prostředků spojujících jednotlivé vrstvy.

5.1 Stanovení tuhostí jednotlivých komponent

Výztužná stěna je rozdělena na soustavu pěti komponent $a_1 - a_5$, pro něž jsou stanoveny tuhosti v pružném stavu. Na základě těchto dílčích tuhostí je následně určen výsledný posun stěny.

5.1.1 Vrutový spoj vrstev ve smyku - komponenta a_1

Pro stanovení posunu vrcholu panelu vyvolaného torzním momentem ve spoji lamel je nalezena závislost mezi vodorovným zatížením panelu F_v a silou $F_{M,i}$, kterou zatížení působí na jeden stříh spojovacího prostředku a vyvolává tak torzní natočení spoje. Tuto závislost lze pomocí torzního momentu ve spoji lamel $M_{r,ser}$ vyjádřit jako:

$$M_{r,ser} = \frac{M_{CLT}}{a_0 \cdot a_{90}} = \frac{F_v \cdot h_{CLT}}{a_0 \cdot a_{90}} = F_{M,i} \cdot r \cdot m \cdot n \quad (46)$$

kde a_0 je počet lamel po délce panelu;

a_{90} počet lamel po výšce panelu.

Na základě vztahu (5) lze úhel torzního natočení spoje lamel a současně celého panelu zapsat jako:

$$\varphi = \frac{p}{r} = \frac{F_{M,i}}{K_{ser} \cdot r} = \frac{v}{h_{CLT}} \quad (47)$$

Po vyjádření $F_{M,i}$ ze vztahu (46) a jeho dosazení do vztahu (47) získáme vodorovný posun ve vrcholu panelu:

$$v_{a1,1} = \frac{F_v \cdot h_{CLT}^2}{K_{ser} \cdot r^2 \cdot m \cdot n \cdot a_0 \cdot a_{90}} = \frac{F_v \cdot h_{CLT}^2}{K_{r,ser,CLT} \cdot a_0 \cdot a_{90}} \quad (48)$$

Mezi silou F_i [N], posunem v_i [mm] a tuhostí K_i [N/mm] platí obecný vztah:

$$F_i = K_i \cdot v_i \quad (49)$$

kde F_i je síla potřebná k posunutí komponenty s tuhostí K_i o vzdálenost v_i .

Na základě vztahu (49) lze tuhost komponenty a_1 vyjádřit jako:

$$K_{a1,1} = \frac{K_{r,ser,CLT} \cdot a_0 \cdot a_{90}}{h_{CLT}^2} \quad (50)$$

Pro určení posunu ve vrcholu panelu vyvolaného posouvající silou ve svisle orientovaných lamelách je nalezena závislost mezi vodorovným zatížením panelu F_v a silou $F_{Q,x,i}$, kterou zatížení působí na jeden stříh spojovacího prostředku a vyvolává tak otláčení vláken dřeva ve vodorovném směru. Tuto závislost lze vyjádřit jako:

$$F_{Q,x,i} = \frac{F_{x,i,k}}{a_{90} \cdot m \cdot n} = \frac{F_v}{a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n} \quad (51)$$

kde $F_{x,i,k}$ je posouvající síla ve svisle orientované lamele, vyvolaná vodorovným zatížením panelu F_v .

Po dosazení síly $F_{Q,x,i}$ do vztahu (5) lze posun spojovacího prostředku p_x a současně celého panelu $v_{1,2}$ ve směru x vyjádřit jako:

$$v_{a1,2} = p_x = \frac{F_{Q,x,i}}{K_{ser}} = \frac{F_v}{K_{ser} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n} \quad (52)$$

Posun vrcholu stěny vyvolaný působením posouvající síly na spoj lamel $v_{a,1,2}$ je menší než 1/1 000 posunu vyvolaného torzním momentem ve spoji lamel. Z tohoto důvodu je vliv posouvající síly ve spoji lamel na celkový posun ve vrcholu panelu zanedbán.

Materiálové a průřezové charakteristiky využité pro vyčíslení komponenty a_1 :

Výška panelu h_{CLT} (svislá vzdálenost k působišti zatížení F_v) 2 900 mm

Počet sloupců svislých lamel a_0	15
Počet řad vodorovných lamel a_{90}	18
Počet spojovacích prostředků ve spoji n	2
Počet stříhů spojovacích prostředků m	2
Vzdálenost spojovacího prostředku od středu otáčení spoje r	84,9 mm
Modul prokluzu spojovacích prostředků K_{ser}	620,5 N/mm
Torzni pružinová tuhost RVE uzlu $K_{r,ser,CLT}$	$17,87 \cdot 10^6$ Nmm/rad

Hodnota torzní pružinové tuhosti RVE uzlu stěnového panelu $K_{r,ser,CLT}$, tvořící vstupní údaj pro vyčíslení komponenty a_1 , byla převzata z výsledků zkušební série C_3L zkoušek pro stanovení tuhosti ve spoji lamel, viz 4.2. Protože měly použité lamely stěnových panelů a vzorků pro stanovení tuhosti spojů rozdílné materiálové vlastnosti, hodnota modulu prokluzu spojovacích prostředků K_{ser} , z níž je stanovována torzní pružinová tuhost $K_{r,ser,CLT}$, byla přepočítána dle rozdílu naměřených hodnot průměrných hustot ρ_{mean} , viz 4.3.

Vyčíslení hodnoty posunu a tuhosti komponenty a_1 :

$$v_{a1} = \frac{F_V \cdot h_{CLT}^2}{K_{r,ser,CLT} \cdot a_0 \cdot a_{90}} = \frac{2 \cdot 900^2 \cdot F_V}{17,87 \cdot 10^6 \cdot 15 \cdot 18} = 1,74 \cdot 10^{-3} F_V \text{ [mm]} \quad (53)$$

$$K_{a1,ser} = \frac{F_V}{v_{a1}} = 574 \text{ [N/mm]} \quad (54)$$

5.1.2 Podélné dřevěné lamely v tlaku rovnoběžně s vlákny - komponenta a_2

Komponenta a_2 je tvořena dřevěnými lamelami krajních podélných vrstev panelu namáhanými v tlaku rovnoběžně s vlákny. Při určování tuhosti tlačené komponenty je za předpokladu pružného chování možné vycházet z Hookova zákona a závislosti pro normálové napětí a poměrné prodloužení:

$$\sigma_c = E \cdot \varepsilon_c \quad (55)$$

kde σ_c je normálové napětí v MPa;

E Youngův modul pružnosti v MPa;

ε_c poměrné přetvoření [-].

Pro trojúhelníkové rozdělení napětí v tlačené oblasti uložení stěny platí:

$$\begin{aligned} F_c &= 2 \cdot d_{lam,0} \cdot \int_0^a \frac{x \cdot \sigma_c}{a} dx = 2 \cdot d_{lam,0} \cdot \left[\frac{x^2 \cdot \sigma_c}{2 \cdot a} \right]_0^a = \\ &= \frac{2 \cdot d_{lam,0} \cdot a^2 \cdot \varepsilon_c \cdot E}{2 \cdot a} = d_{lam,0} \cdot a \cdot \varepsilon_c \cdot E \end{aligned} \quad (56)$$

Po vyjádření poměrného přetvoření v tlačené oblasti ε_c lze zapsat:

$$\varepsilon_c = \frac{\delta}{h_{ak}} = \frac{F_c}{d_{lam,0} \cdot a \cdot E} \rightarrow \delta = \frac{h_{ak} \cdot F_c}{d_{lam,0} \cdot a \cdot E} \quad (57)$$

kde F_c působící tlaková síla v N;
 δ deformace v mm;
 h_{ak} aktivní délka elementu v mm.

Vliv svislého i vodorovného zatížení se projeví v celé délce podélných svislých lamel. Zatímco normálové napětí od svislého zatížení má konstantní průběh po délce lamel, normálové napětí od vodorovného zatížení má nejvyšší hodnotu v patě stěny a po délce lamely se rovnoměrně snižuje vlivem redistribuce namáhání ve spojích vrstev. Deformace komponenty je tedy složena ze stlačení jednotlivých segmentů po délce svislých lamel, kde délka segmentů odpovídá vzdálenosti mezi středy spojů vrstev.

Vlivem volného natočení konců svislých lamel v průběhu zatěžování dochází k redukci kontaktní tlačené plochy mezi svislými lamelami a základovým prahem. Tento jev je ve výpočtu zohledněn součinitelem redukce zatěžované plochy $p = 0,5$.

Materiálové a průřezové charakteristiky využitě pro vyčíslení komponenty a_2 :

Tloušťka svisle orientované lamely $d_{lam,0}$	27 mm
Modul pružnosti dřeva rovnoběžně s vlákny $E_{0,mean}$	11 900 MPa
Počet lamel po výšce panelu a_{90}	18
Součinitel redukce zatěžované plochy p	0,5
Aktivní délka elementu pro segment $i = 1; 19$ $h_{ak,1,19}$	85 mm
Aktivní délka elementu pro segment $i \in \{2;18\}$ $h_{ak,2-18}$	170 mm

Maximální hodnotu deformace komponenty lze při trojúhelníkovém rozdělení napětí vyjádřit ze vztahu:

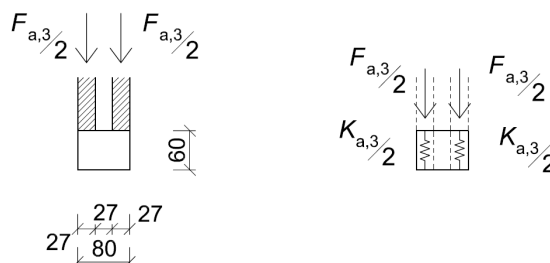
$$\begin{aligned} \delta_{a2} &= \sum_{i=1}^{a_{90}+1} \left(\frac{h_{ak,i}}{E \cdot d_{lam,0} \cdot a \cdot p} - \frac{i-1}{a_{90}+1} \cdot \frac{h_{ak,i}}{E \cdot d_{lam,0} \cdot a \cdot p} \right) \cdot F_{a2} = \\ &= \sum_{i=1}^{19} \left(\frac{h_{ak,i}}{11\,900 \cdot 27 \cdot a \cdot 0,5} - \frac{i-1}{19} \cdot \frac{h_{ak,i}}{11\,900 \cdot 27 \cdot a \cdot 0,5} \right) \cdot F_{a2} = \\ &= 9,94 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{F_{a2}}{a} \text{ [mm]} \end{aligned} \quad (58)$$

Tuhost liniové komponenty vztažená na 1 mm' délky tlačené oblasti a lze určit jako:

$$K_{a2} = \frac{2 \cdot F_{a2}}{\delta_{a2}} = 201 \text{ [N/mm/mm]} \quad (59)$$

5.1.3 Dřevěný základový práh v tlaku kolmo k vláknům - komponenta a_3

Základový práh je namáhán tlakem kolmo k vláknům v důsledku působení zatížení od normálových sil v krajních podélných vrstvách panelu a je uvažován s minimální třídou pevnosti dřeva C24. Příčný řez návaznosti panelu a základového prahu spolu se schématem působení komponenty je zobrazen na obr. 69.



Obr. 69: Schéma příčného řezu návaznosti panelu a základového prahu (vlevo) a schéma působení komponenty a_3 (vpravo)

Materiálové a průřezové charakteristiky využitě pro vyčíslení komponenty a_3 :

Tloušťka svisle orientované lamely $d_{lam,0}$	27 mm
Součinitel redukce zatěžované plochy p	0,5
Výška základového prahu h_{ak}	60 mm
Modul pružnosti základového prahu kolmo k vláknům $E_{90,mean}$	370 MPa

Maximální hodnotu deformace komponenty při trojúhelníkovém rozdělení napětí lze určit ze vztahu:

$$\delta_{a3} = \frac{h_{ak} \cdot F_{a,3}}{E \cdot d_{lam,0} \cdot a \cdot p} = \frac{60 \cdot F_{a,3}}{370 \cdot 27 \cdot a \cdot 0,5} = 1,20 \cdot 10^{-2} \cdot \frac{F_{a,3}}{a} \text{ [mm]} \quad (60)$$

Tuhost liniové komponenty vztážená na 1 mm' délky tlačené oblasti a lze určit jako:

$$K_{a3} = \frac{2 \cdot F_{a,3}}{\delta_{a3}} = 166 \text{ [N/mm/mm]} \quad (61)$$

5.1.4 Svorníkový spoj kotvy a panelu ve smyku - komponenta a_4

Komponentu a_4 tvoří čtyři příčně namáhané svorníky průměru 20 mm. Pro stanovení tuhosti svorníků ve dřevě je využit okamžikový modul prokluzu k_{ser} [N/mm], definovaný empirickým vztahem (9).

Materiálové a průřezové charakteristiky využitě pro vyčíslení komponenty a_4 :

Průměrná hodnota hustoty ρ_m	486,5 kg/m ³
Průměr spojovacího prostředku d	20 mm
Počet spojovacích prostředků ve spoji n	4

Počet střihů spojovacích prostředků m 2
 Modul prokluzu spojovacích prostředků k_{ser} 9 331,0 N/mm

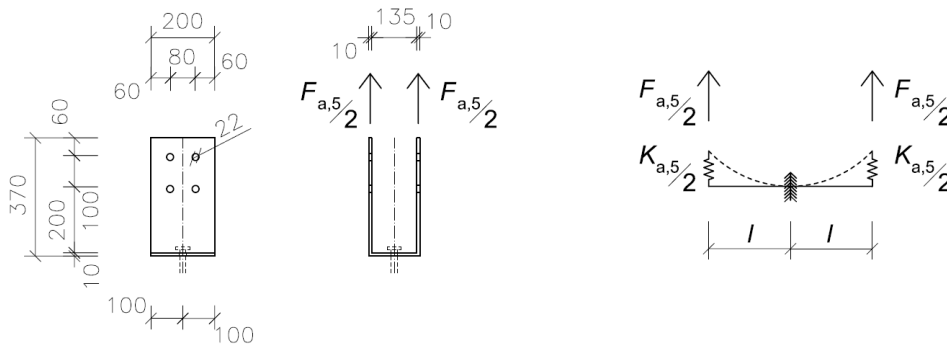
Tuhost a deformaci komponenty a_4 lze stanovit ze vztahů:

$$K_{a4} = K_{ser} \cdot n \cdot m = 9\,331 \cdot 4 \cdot 2 = 74\,648 \text{ [N/mm]} \quad (62)$$

$$\delta_{a4} = \frac{F_{a4}}{K_{a4}} = \frac{F_{a4}}{74\,648} = 1,34 \cdot 10^{-5} \cdot F_{a4} \text{ [mm]} \quad (63)$$

5.1.5 Základna ocelové kotvy v ohybu - komponenta a_5

Komponentu a_5 tvoří základna ocelové kotvy, připojující panel k podkladní konstrukci. Komponenta je uvažována jako dvojice symetrických konzol, zatížených na volných koncích osamělými silami, viz obr. 70.



Obr. 70: Komponenta a_5 : kotva panelu (vlevo) a schéma komponenty (vpravo)

Vztah pro výpočet deformace lze odvodit na základě teorie pružnosti a přímé úměry mezi normálovým napětím a poměrnou deformací. Po dvojnásobné integraci diferenciální rovnice ohybové čáry

$$\frac{d^2 \delta_{(x)}}{dx^2} = - \frac{M}{E \cdot I} \quad (64)$$

získáme vztah pro posun volného konce konzoly:

$$\delta = \frac{F \cdot l^3}{3 \cdot E \cdot I} \quad (65)$$

Materiálové a průřezové charakteristiky využitě pro vyčíslení komponenty a_5 :

Modul pružnosti oceli v tahu E $210 \cdot 10^3$ MPa
 Délka konzoly l 68 mm
 Tloušťka konzoly t 10 mm
 Šířka konzoly b 178 mm

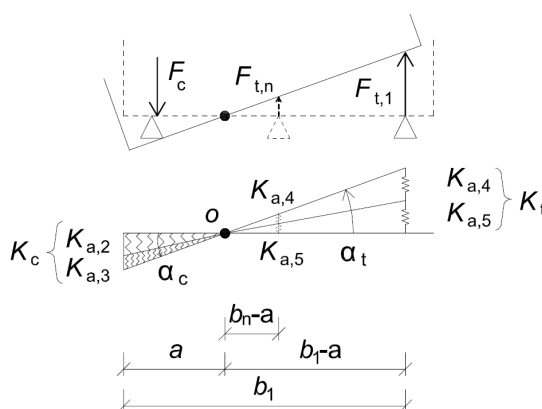
Vzhledem k rozměrům komponenty je vliv posouvající síly na její deformaci zanedbán. Deformaci a tuhost komponenty lze vyjádřit ze vztahů:

$$\delta_{a5} = \frac{F_{a5} \cdot l^3}{2 \cdot 3 \cdot EI} = \frac{F_{a5} \cdot 68^3 \cdot 12}{2 \cdot 3 \cdot 210 \cdot 10^3 \cdot 178 \cdot 10^3} = 1,68 \cdot 10^{-5} \cdot F_{a5} \text{ [mm]} \quad (66)$$

$$K_{a5} = \frac{F_{a5}}{\delta_{a5}} = 59\,440 \text{ [N/mm]} \quad (67)$$

5.2 Příspěvek komponent k celkové rotační tuhosti

Natočení panelu v uložení je závislé na rotační tuhosti $K_{\alpha,CLT}$ zahrnující vliv tuhosti komponent $a_2 - a_5$. Zapojení komponent a_2 a a_3 v tlačené oblasti uložení stejně jako a_4 a a_5 v tažené oblasti je uvažováno jako sériové. V rámci rotační tuhosti $K_{\alpha,CLT}$ jsou komponenty v tlačené a tažené oblasti vzájemně v paralelním zapojení. Příspěvky komponent k celkové rotační tuhosti stěny jsou zobrazeny na obr. 71.



Obr. 71: Příspěvky komponent $a_2 - a_5$ k celkové rotační tuhosti stěny K_{ϕ}

Pro určení velikosti natočení panelu v uložení je třeba dále zohlednit toleranci průměru otvoru pro svorníky v ocelových kotvách. V připojení stěny ke svařenci ocelové kotvy jsou svorníky osazovány do otvorů v panelu o průměru shodném s průměrem vložených svorníků. Průměr otvorů ve stěnách ocelových kotev je však o 2 mm větší, než je průměr svorníků. Předpokladem aktivace kotev je proto posun panelu v místě kotvy o 2 mm. Celková tuhost v tlačené oblasti uložení K_c vychází ze vztahu:

$$\frac{1}{K_c} = \frac{1}{K_{a2}} + \frac{1}{K_{a3}} \quad (68)$$

$$K_c = \frac{K_{a2} \cdot K_{a3}}{K_{a2} + K_{a3}} = \frac{201 \cdot 166}{201 + 166} = 91 \text{ [N/mm/mm]} \quad (69)$$

Tuhost tažené kotvy je ovlivněna volným posunem svorníku v otvoru kotvy δ_0 . Celková tuhost tažené kotvy K_t při zohlednění posunu $\delta_0 = 2$ mm vychází ze vztahu:

$$\frac{1}{K_t} = \frac{1}{K_{a4}} + \frac{1}{K_{a5}} + \frac{1}{\frac{F_t}{\delta_0}} \quad (70)$$

$$\begin{aligned}
K_t &= \frac{K_{a4} \cdot K_{a5} \cdot \frac{F_t}{\delta_0}}{K_{a4} \cdot K_{a5} + K_{a4} \cdot \frac{F_t}{\delta_0} + K_{a5} \cdot \frac{F_t}{\delta_0}} = & (71) \\
&= \frac{74\,648 \cdot 59\,440 \cdot \frac{F_t}{2,0}}{74\,648 \cdot 59\,440 + 74\,648 \cdot \frac{F_t}{2,0} + 59\,440 \cdot \frac{F_t}{2,0}} = \\
&= \frac{2,22 \cdot 10^9 \cdot F_t}{4,44 \cdot 10^9 + 6,70 \cdot 10^4 \cdot F_t} \quad [\text{N/mm}]
\end{aligned}$$

Při zohlednění volného posunu δ_0 vstupuje do vztahu pro tuhost kotvy K_t síla v kotvě F_t . Z tohoto důvodu je pro stanovení tuhosti K_t v závislosti na F_t zvolen iterační postup.

Komponenta a_c v tlačené oblasti uložení je uvažována jako liniová, komponenta a_t v tažené oblasti jako bodová. Rotační tuhost $K_{\alpha,c}$ liniové komponenty a_c lze určit pomocí tuhosti K_c vztažené na element délky dx podle vztahu:

$$\frac{dK_{\alpha,c}}{dx} = K_c \cdot x^2 \quad (72)$$

Integrací vztahu (72) po délce liniové komponenty odpovídající délce tlačené oblasti a je získán vztah:

$$K_{\alpha,c} = \int_0^a K_c \cdot x^2 dx = \left[K_c \cdot \frac{x^3}{3} \right]_0^a = K_c \cdot \frac{a^3}{3} \quad (73)$$

Délka tlačené oblasti a je závislá na poloze středu otáčení o . S narůstající hodnotou vodorovného zatížení F_v se délka tlačené oblasti zmenšuje. Po dosažení tuhosti K_c do vztahu (73) je získán příspěvek komponenty a_c k rotační tuhosti stěny $K_{\alpha,CLT}$:

$$K_{\alpha,c} = 91 \cdot \frac{a^3}{3} = 30,31 \cdot a^3 \quad [\text{Nmm}]$$

Pro stanovení rotační tuhosti $K_{\alpha,t}$ bodové komponenty a_t platí, že moment M_t vyvolaný silou F_t na rameni r_t způsobí natočení soustavy s rotační tuhostí $K_{\alpha,t}$ o úhel α_t dle vztahu:

$$K_{\alpha,t} = \frac{M_t}{\alpha_t} = \frac{F_t \cdot r_t}{\alpha_t} \quad [\text{Nmm}] \quad (74)$$

Za předpokladu malého úhlu natočení lze zapsat:

$$\alpha_t = \frac{\delta_t}{r_t} \quad [\text{rad}] \quad (75)$$

kde δ_t je posun komponenty v mm.

Po dosažení vztahu pro natočení α_t (75) a posun δ_t (49) do vztahu (74) lze určit příspěvek komponenty a_t k rotační tuhosti stěny:

$$K_{\alpha,t} = \sum_{i=1}^n \frac{F_t \cdot r_t \cdot r_t}{\delta_t} = \sum_{i=1}^n \frac{F_t \cdot r_t^2}{\frac{F_t}{K_t}} = \sum_{i=1}^n K_t \cdot r_t^2 \quad [\text{Nmm}] \quad (76)$$

kde n je počet kotev namáhaných v tahu.

Vztáhneme-li vzdálenost tažené kotvy od středu otáčení soustavy r_t k délce tlačené oblasti a , můžeme dále psát $r_t = b_i - a$, viz obr. 71. Po vyčíslení vztahu (76) získáme:

$$\begin{aligned} K_{\alpha,t} &= \sum_{i=1}^n K_t \cdot (b_i - a)^2 = \frac{2,22 \cdot 10^9 \cdot F_t}{4,44 \cdot 10^9 + 6,70 \cdot 10^4 \cdot F_t} \cdot (2\,355 - a)^2 = \\ &= \frac{(3,31 \cdot 10^4 a^2 - 1,56 \cdot 10^8 a + 1,84 \cdot 10^{11}) \cdot F_t}{6,63 \cdot 10^4 + F_t} \quad [\text{Nmm}] \end{aligned} \quad (77)$$

Rotační tuhost v uložení výztužné stěny vychází ze součtu příspěvků v tlačené oblasti $K_{\alpha,c}$ a v tažené oblasti $K_{\alpha,t}$ dle vztahu:

$$\begin{aligned} K_{\alpha,CLT} &= K_{\alpha,c} + K_{\alpha,t} = \\ &= \frac{2,01 \cdot 10^6 a^3 + 30,31 a^3 F_t + 3,31 \cdot 10^4 a^2 F_t - 1,56 \cdot 10^8 a F_t + 1,84 \cdot 10^{11} F_t}{6,63 \cdot 10^4 + F_t} \end{aligned} \quad (78)$$

5.3 Posun výztužné stěny

Funkce popisující průběh vodorovného posunu ve vrcholu stěny byla rozdělena na tři intervaly vymezené hodnotami vodorovného zatížení:

$$v_{(F_v, F_s, a)} = \begin{cases} v_{a1,ser}, & 0 < F_v \leq F_{v,0} \\ v_{a1,ser} + v_{a2-5}, & F_{v,0} < F_v \leq \frac{2}{3} F_{v,max} \\ v_{a1,u} + v_{a2-5}, & \frac{2}{3} F_{v,max} < F_v \leq F_{v,max} \end{cases} \quad (79)$$

První interval popisuje stav, kdy je vlivem svislého zatížení panelu základová spára namáhána v tlaku a vodorovný posun ve vrcholu panelu $v_{(F_v)}$, způsobený vodorovnou silou F_v , vychází z účinku komponenty a_1 , charakterizující tuhost v ploše stěny $K_{a1,ser}$:

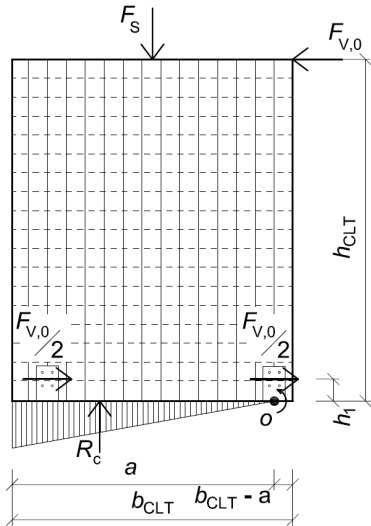
$$v_{(F_v, F_s, a), I} = \frac{F_v}{K_{a1,ser}} = \frac{F_v \cdot h_{CLT}^2}{k_{ser} \cdot r^2 \cdot m \cdot n \cdot a_0 \cdot a_{90}} \quad (80)$$

Druhý interval definuje stav, kdy je překonáno mezního vodorovného zatížení $F_{v,0}$ vyrovnávací účinek svislého přitížení a krajní tažená kotva panelu začne být namáhána tahem. Tento interval již zahrnuje kromě vlivu tuhosti v ploše stěny $K_{a1,ser}$ také vliv rotační tuhosti v uložení $K_{\alpha,CLT}$, vycházející z tuhostí komponent $a_2 - a_5$:

$$v_{(F_v, F_s, a), II} = \frac{F_v}{K_{a1,ser}} + \frac{M_{ed,CLT(F_v, F_s, a)} \cdot h_{CLT}}{K_{\alpha,CLT}} = \quad (81)$$

$$= \frac{F_V \cdot h_{\text{CLT}}^2}{k_{\text{ser}} \cdot r^2 \cdot m \cdot n \cdot a_0 \cdot a_{90}} + \frac{F_V \cdot h_{\text{CLT}}^2 + F_S \cdot h_{\text{CLT}} \cdot \left(a - \frac{b_{\text{CLT}}}{2}\right)}{K_C \cdot \frac{a^3}{3} + \sum_{i=1}^n K_t \cdot (b_i - a)^2}$$

Schéma výztužné stěny pro stanovení mezního vodorovného zatížení je zobrazeno na obr. 72.



Legenda

- $F_{V,0}$ mezní vodorovné zatížení
- F_S svislé zatížení ($F_S = 25\,000\text{ N}$)
- R_c svislá reakce
- o střed otáčení
- h_{CLT} výška výztužné stěny ($h_{\text{CLT}} = 2\,900\text{ mm}$)
- b_{CLT} šířka výztužné stěny ($b_{\text{CLT}} = 2\,520\text{ mm}$)
- h_1 vzdálenost paty stěny od ukotvení panelu ($h_1 = 180\text{ mm}$)
- a vzdálenost bodu otáčení od levé hrany stěny ($a = 2\,355\text{ mm}$)

Obr. 72: Schéma výztužné stěny pro stanovení mezního vodorovného zatížení

Mezní vodorovné zatížení $F_{V,0}$ stanovené z momentové podmínky rovnováhy kolem středu otáčení o :

$$F_{V,0} = \frac{F_S \cdot (3 \cdot b_{\text{CLT}} - 2 \cdot a)}{6 \cdot (h_{\text{CLT}} - h_1)} = \frac{25\,000 \cdot (3 \cdot 2\,520 - 2 \cdot 2\,355)}{6 \cdot (2\,900 - 180)} = 4\,365,81\text{ [N]} \quad (82)$$

V rámci třetího intervalu dochází k redukci tuhosti vrutových spojů vrstev v ploše panelu a hodnota modulu prokluzu spojovacích prostředků $K_{a1,\text{ser}}$ je nahrazena hodnotou modulu prokluzu $K_{a1,u}$, stanovenou jako $K_{a1,u} = 2/3 K_{a1,\text{ser}}$:

$$\begin{aligned} v_{(F_V, F_S, a), \text{III}} &= \frac{\frac{2}{3} F_{V,\text{max}}}{K_{a1,\text{ser}}} + \frac{F_V - \frac{2}{3} F_{V,\text{max}}}{K_{a1,u}} + \frac{M_{\text{ed,CLT}}(F_V, F_S, a) \cdot h_{\text{CLT}}}{K_{\alpha, \text{CLT}}} = \\ &= \frac{9 F_V - 2 F_{V,\text{max}}}{6 K_{a1,\text{ser}}} + \frac{M_{\text{ed,CLT}}(F_V, F_S, a) \cdot h_{\text{CLT}}}{K_{\alpha, \text{CLT}}} = \\ &= \frac{h_{\text{CLT}}^2 (9 F_V - 2 F_{V,\text{max}})}{6 k_{\text{ser}} \cdot r^2 \cdot m \cdot n \cdot a_0 \cdot a_{90}} + \frac{F_V \cdot h_{\text{CLT}}^2 + F_S \cdot h_{\text{CLT}} \cdot \left(a - \frac{b_{\text{CLT}}}{2}\right)}{K_C \cdot \frac{a^3}{3} + \sum_{i=1}^n K_t \cdot (b_i - a)^2} \end{aligned} \quad (83)$$

Po dosažení mezního vodorovného zatížení $F_{V,0}$ a aktivování rotační tuhosti v uložení stěny $K_{\alpha, \text{CLT}}$ je posun stěny určen na základě soustavy rovnic, zahrnující momentovou podmínku rovnováhy, svislou podmínku rovnováhy a vztah pro vodorovný posun ve vrcholu panelu, viz Jára [34]:

$$\begin{aligned}
M_{\text{ed,CLT}}(F_v, F_s, a) - \alpha_{(v,u)} \cdot K_{\alpha, \text{CLT}} &= 0 \\
R_{c(a)} - F_s - R_{t(a)} &= 0 \\
v_{(F_v, F_s, a)} &
\end{aligned}
\tag{84}$$

Neznámými jsou svislé nadzdvížení panelu u , vodorovný posun ve vrcholu panelu v a délka tlačené oblasti a . Reakce výztužné stěny jsou stanoveny pomocí tuhosti uložení/kotvení panelu K , úhlu natočení α a proměnné vzdálenosti a . Zavedeme-li lokální souřadný systém s počátkem ve středu otáčení o a osou x rovnoběžnou s osou základového prahu, reakci v tlačené oblasti uložení stěny je možné stanovit jako:

$$R_c = \int_0^a K_c \cdot u_x dx = \int_0^a K_c \cdot \alpha_c \cdot x dx = \left[K_c \cdot \alpha_c \cdot \frac{x^2}{2} \right]_0^a = K_c \cdot \alpha_c \cdot \frac{a^2}{2}
\tag{85}$$

Celkovou reakci v tažené oblasti uložení R_t je možné stanovit jako součet reakcí v tažených kotvách:

$$R_t = \sum_{i=1}^n R_{t,i} = \sum_{i=1}^n (K_t \cdot u_i) = \sum_{i=1}^n [(b_i - a) \cdot K_t \cdot \alpha_t]
\tag{86}$$

Pro úhel natočení v uložení stěny platí:

$$\alpha_{\text{CLT}} = \alpha_c = \alpha_t = \frac{M_{\text{ed,CLT}}}{K_{\alpha, \text{CLT}}}
\tag{87}$$

kde $M_{\text{ed,CLT}}$ je moment vyvolaný kombinací vnějších zatížení F_v a F_s působících okolo středu otáčení o , určený jako:

$$M_{\text{ed,CLT}} = F_v \cdot h_{\text{CLT}} + F_s \cdot \left(a - \frac{b_{\text{CLT}}}{2} \right)
\tag{88}$$

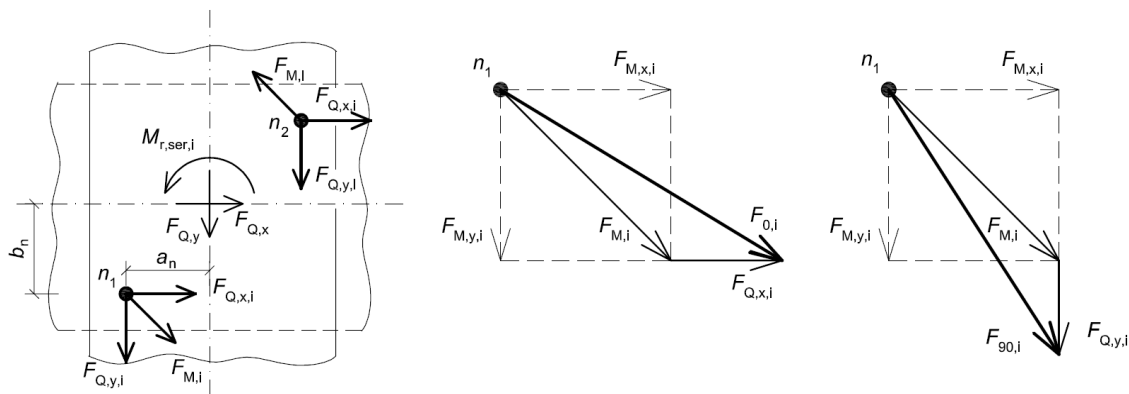
5.4 Stanovení únosností jednotlivých komponent

O únosnosti výztužné stěny rozhoduje nejmenší z únosností jednotlivých komponent, kdy po dosažení této únosnosti již není výztužná stěna schopna dále přenášet narůstající vodorovné zatížení.

5.4.1 Únosnost vrutového spoje vrstev - komponenta a_1

Za předpokladu shodných roztečí spojovacích prostředků v ploše panelu se torzní momenty a posouvající síly rozdělují na spojovací prostředky stejnoměrně. Vzhledem ke spárám mezi lamelami příčné vrstvy a poměru modulů pružnosti kolmo k vláknům příčné vrstvy a rovnoběžně s vlákny podélné vrstvy ($E_{90, \text{mean}}/E_{0, \text{mean}} \approx 1/30$) nedochází k přenosu normálových sil vyvozených svislým zatížením panelu z podélných vrstev do příčné vrstvy. Torzní moment ve spoji lamel vyvozuje zatížení spojovacích prostředků působící

kolmo ke spojnici spojovacího prostředku se středem otáčení spoje. Výsledné zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku vychází z vektorového součtu sil F_M a F_Q , viz obr. 73. Největší namáhání působí na spojovací prostředek, u něhož je směr síly F_Q shodný se směrem síly F_M .



Obr. 73: Rozložení namáhání ve spoji lamel (vlevo), zatížení působící na spojovací prostředek n_1 v podélné lamele (uprostřed) a v příčné lamele (vpravo)

Zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku v podélné a příčné lamele od účinku torzního momentu ve spoji lamel lze po úpravě vztahu (46) zapsat jako:

$$F_{M,i} = \frac{F_v \cdot h_{CLT}}{a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r} \quad (89)$$

Zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku v podélné lamele od účinku posouvající síly je dáno vztahem (51). Zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku v příčné lamele od účinku posouvající síly je dáno vztahem:

$$F_{Q,y,i} = \frac{F_v}{a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n} \cdot \frac{h_{CLT}}{b_{CLT}} \quad (90)$$

Celkové zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku v podélné lamele:

$$F_{0,i} = \sqrt{(F_{M,x,i} + F_{Q,x,i})^2 + (F_{M,y,i})^2} = \sqrt{\left(F_{M,i} \cdot \frac{a_n}{r} + F_{Q,x,i}\right)^2 + \left(F_{M,i} \cdot \frac{b_n}{r}\right)^2} \quad (91)$$

kde a_n je vzdálenost spojovacího prostředku od středu otáčení spoje v ose x;
 b_n vzdálenost spojovacího prostředku od středu otáčení spoje v ose y.

Celkové zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku v příčné lamele:

$$F_{90,i} = \sqrt{F_{M,x,i}^2 + (F_{M,y,i} + F_{Q,y,i})^2} = \sqrt{\left(F_{M,i} \cdot \frac{a_n}{r}\right)^2 + \left(F_{M,i} \cdot \frac{b_n}{r} + F_{Q,y,i}\right)^2} \quad (92)$$

Posouzení únosnosti spoje podélných a příčných lamel vztahené na jeden stříh spojovacího prostředku vychází z podmínky:

$$F_{0(90),i,\max} \leq F_{v,1,R} \quad (93)$$

kde $F_{v,1,R}$ je únosnost jednoho stříhu spojovacího prostředku.

Charakteristická únosnost jednoho stříhu spojovacího prostředku je uvažována jako nejmenší z hodnot $F_{v,1,1,Rk}$, $F_{v,1,2,Rk}$, $F_{v,1,3,Rk}$ a $F_{v,1,4,Rk}$, viz [8].

$$F_{v,1,1,Rk} = f_{h,1k} \cdot t_1 \cdot d_{ef} \quad (g) \quad (94)$$

kde $f_{h,1k}$ je charakteristická pevnost v otláčení v podélné krajní vrstvě;

t_1 menší z hodnot: tloušťka krajní vrstvy nebo hloubka vniku spojovacího prostředku;

d_{ef} efektivní průměr spojovacích prostředků stanovený jako 1,1 násobek průměru jádra.

Charakteristická pevnost v otláčení v dřevěném prvku $f_{h,1,k}$:

$$f_{h,1k} = 0,082 \cdot \rho_{1,k} \cdot d_{ef}^{-0,3} \quad (95)$$

$$F_{v,1,2,Rk} = 0,5 \cdot f_{h,2k} \cdot t_2 \cdot d_{ef} \quad (h) \quad (96)$$

kde $f_{h,2k}$ je charakteristická pevnost v otláčení v příčné vnitřní vrstvě, viz (95);

t_2 tloušťka příčné vnitřní vrstvy.

Únosnosti $F_{v,1,3,Rk}$ a $F_{v,1,4,Rk}$ jsou složeny z únosnosti dle Johansenovy teorie [40] a příspěvku od sepnutí spoje $F_{ax,Rk}/4$, kde uvažovaná velikost příspěvku od sepnutí má být v případě vrutů menší nebo rovna velikosti Johansenovy části vztahu. Charakteristická osová únosnost na vytažení spojovacího prostředku $F_{ax,Rk}$:

$$F_{ax,Rk} = \frac{n^{0,9} \cdot 0,52 \cdot d^{-0,5} \cdot l_{ef}^{-0,1} \cdot \rho_k^{0,8} \cdot d \cdot l_{ef} \cdot k_d}{1,2 \cdot \cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha} \quad (97)$$

$$F_{v,1,3,Rk} = 1,05 \frac{f_{h,1k} \cdot t_1 \cdot d_{ef}}{2 + \beta} \left[\sqrt{2\beta(1 + \beta) + \frac{4\beta(2 + \beta)M_{y,Rk}}{f_{h,1k} \cdot t_1^2 \cdot d_{ef}}} - \beta \right] + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (j) \quad (98)$$

kde β je poměr pevností v otláčení příčné a podélné vrstvy, $\beta = f_{h,2k} / f_{h,1k}$;

$M_{y,Rk}$ plastický moment únosnosti spojovacího prostředku.

Plastický moment únosnosti spojovacího prostředku lze na základě předpokladu EC5 [8] určit dle vztahu:

$$M_{y,Rk} = 0,45 \cdot f_u \cdot d_{ef}^{2,6} \quad (99)$$

kde f_u je pevnost spojovacího prostředku v tahu.

Dle ETA-11/0190 [46] je však doporučeno uvažovat hodnotu plastického momentu únosnosti použitého spojovacího prostředku průměru 5 mm $M_{y,Rk} = 5\,900$ Nmm.

$$F_{V,1,4,Rk} = 1,15 \sqrt{\frac{2\beta}{1+\beta}} \sqrt{2 M_{y,Rk} \cdot f_{h,1k} \cdot d_{ef} + \frac{F_{ax,Rk}}{4}} \quad [\text{N}] \quad (\text{k}) \quad (100)$$

Charakteristická únosnost jednoho stříhu spojovacího prostředku:

$$\begin{aligned} F_{V,1,Rk} &= \min(F_{V,1,1,Rk}; F_{V,1,2,Rk}; F_{V,1,3,Rk}; F_{V,1,4,Rk}) = \\ &= \min(1\,936,12; 1\,005,29; 2\,007,80; 2\,677,34) = 1\,005,29 \quad [\text{N}] \end{aligned} \quad (101)$$

Uvažujeme-li celkové zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku v podélné lameli $F_{0,i}$ (91) rovno únosnosti jednoho stříhu spojovacího prostředku $F_{V,R}$, po dosažení síly vyvolané posouvající silou $F_{Q,x,i}$ (51) a torzním momentem $F_{M,i}$ (89) do vztahu (91) je získán vztah:

$$F_{V,1,R} = \sqrt{\left(\frac{F_{V,a,1,1,\max} \cdot h_{CLT} \cdot a_n + F_{V,a,1,1} \cdot r^2}{a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2}\right)^2 + \left(\frac{F_{V,a,1,1,\max} \cdot h_{CLT} \cdot b_n}{a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2}\right)^2} \quad (102)$$

Po vyjádření vodorovné síly ve vrcholu panelu F_V je únosnost panelu v závislosti na únosnosti spojovacích prostředků v podélné lameli:

$$F_{V,a,1,1,\max} = \frac{F_{V,1,R} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2}{(a_n^2 \cdot h_{CLT}^2 + 2 h_{CLT} \cdot a_n \cdot r^2 + r^4 + h_{CLT}^2 \cdot b_n^2)^{1/2}} \quad (103)$$

V případě shodné šířky lamel v podélné a příčné vrstvě platí $a_n = b_n$ a vztah (103) lze zjednodušit na:

$$F_{V,a,1,1,\max} = \frac{F_{V,1,R} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2}{(2 a_n^2 \cdot h_{CLT}^2 + 2 h_{CLT} \cdot a_n \cdot r^2 + r^4)^{1/2}} \quad (104)$$

Z rovnosti celkového zatížení jednoho stříhu spojovacího prostředku v příčné lameli $F_{90,i}$ (92) a únosnosti jednoho stříhu spojovacího prostředku $F_{V,R}$ je po dosažení síly vyvolané posouvající silou $F_{Q,y,i}$ (90) a torzním momentem $F_{M,i}$ (89) získán vztah:

$$F_{V,1,R} = \sqrt{\left(\frac{F_{V,a,1,2,\max} \cdot h_{CLT} \cdot a_n}{a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2}\right)^2 + \left(\frac{F_{V,a,1,2,\max} \cdot h_{CLT} \cdot b_n \cdot b_{CLT} + F_{V,a,1,2,\max} \cdot h_{CLT} \cdot r^2}{a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2 \cdot b_{CLT}}\right)^2} \quad (105)$$

Po vyjádření vodorovné síly ve vrcholu panelu F_V lze únosnost panelu v závislosti na únosnosti spojovacích prostředků v příčné lameli zapsat jako:

$$F_{V,a,1,2,\max} = \frac{F_{V,1,R} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2 \cdot b_{CLT}}{(a_n^2 \cdot h_{CLT}^2 \cdot b_{CLT}^2 + b_n^2 \cdot h_{CLT}^2 \cdot b_{CLT}^2 + 2 h_{CLT}^2 \cdot b_n \cdot b_{CLT} \cdot r^2 + h_{CLT}^2 \cdot r^4)^{1/2}} \quad (106)$$

Pro shodné šířky lamel v podélné a příčné vrstvě lze vztah (106) zjednodušit na:

$$F_{V,a,1,2,\max} = \frac{F_{V,1,R} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2 \cdot b_{CLT}}{(2 a_n^2 \cdot h_{CLT}^2 \cdot b_{CLT}^2 + 2 h_{CLT}^2 \cdot a_n \cdot b_{CLT} \cdot r^2 + h_{CLT}^2 \cdot r^4)^{1/2}} \quad (107)$$

Po vyčíslení rovnic (104) a (107) jsou získány charakteristické hodnoty únosnosti výztužné stěny:

$$F_{v,a1,1,max,k} = 31\,115,17 \text{ N}; F_{v,a1,2,max,k} = 31\,018,23 \text{ N}$$

Maximální únosnost komponenty a_1 se stanoví z podmínky:

$$F_{v,a1,max} = \min(F_{v,a1,1,max}; F_{v,a1,2,max}) \quad (108)$$

$$F_{v,a1,max,k} = \min(31\,115,17; 31\,018,23) = 31\,018,23 \text{ N}$$

5.4.2 Únosnost dřevěné lamely ve smyku v oblasti spoje

Hodnota posouvající síly v oblasti spoje vychází ze vztahu:

$$F_{Q,x(y),lam} = \frac{M_{r,ser} \cdot n \cdot r}{\pi \cdot n \cdot r^2} - \frac{F_{Q,x(y)}}{2} \quad (109)$$

Posouvající síla v podélných lamelách:

$$F_{Q,x,lam} = \frac{F_v \cdot h_{CLT}}{a_0 \cdot a_{90} \cdot \pi \cdot r} - \frac{F_v}{2 \cdot a_0 \cdot a_{90}} \quad (110)$$

Posouvající síla v příčné lamelě:

$$F_{Q,y,lam} = \frac{F_v \cdot h_{CLT}}{a_0 \cdot a_{90} \cdot \pi \cdot r} - \frac{F_v}{2 \cdot a_0 \cdot a_{90}} \cdot \frac{h_{CLT}}{b_{CLT}} \quad (111)$$

Smykové napětí v podélné lamelě:

$$\tau_{0,lam} = \frac{3 F_{Q,x,lam}}{2 \cdot 2 \cdot k_{cr} \cdot b_{lam,0} \cdot t_{lam,0}} \quad (112)$$

kde k_{cr} je součinitel zohledňující přítomnost výsušných trhlin, $k_{cr} = 0,67$;

$b_{lam,0}$ šířka podélné lamely;

$t_{lam,0}$ tloušťka podélné lamely.

Smykové napětí v příčné lamelě:

$$\tau_{90,lam} = \frac{3 F_{Q,y,lam}}{2 \cdot k_{cr} \cdot b_{lam,90} \cdot t_{lam,90}} \quad (113)$$

kde $b_{lam,90}$ je šířka příčné lamely;

$t_{lam,90}$ tloušťka příčné lamely.

Posouzení smykových napětí podélných a příčných lamel vychází z podmínky:

$$\tau_{0(90),lam,max} \leq f_v \quad (114)$$

kde f_v je pevnost dřeva ve smyku.

Uvažujeme-li smykové napětí v podélné lamelě $\tau_{0,lam}$ (112) rovno pevnosti dřeva ve smyku f_v , po dosazení posouvající síly v podélné lamelě $F_{Q,x,lam}$ (110) do vztahu (112) je získán vztah:

$$f_v = \frac{3 (2 F_{v,j,1,max} \cdot h_{CLT} - F_{v,j,1,max} \cdot \pi \cdot r)}{2 \cdot 2 k_{cr} \cdot b_{lam,0} \cdot t_{lam,0} \cdot 2 a_0 \cdot a_{90} \cdot \pi \cdot r} \quad (115)$$

Po vyjádření vodorovné síly ve vrcholu panelu $F_{v,j,1,max}$ je únosnost panelu v závislosti na pevnosti podélné lamely ve smyku:

$$F_{v,j,1,max} = \frac{f_v \cdot 8 k_{cr} \cdot b_{lam,0} \cdot t_{lam,0} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot \pi \cdot r}{6 h_{CLT} - 3 \pi \cdot r} \quad (116)$$

Z rovnosti smykového napětí v příčné lamelě $\tau_{90,lam}$ (113) a pevnosti dřeva ve smyku $f_{v,k}$, je po dosazení posouvající síly v příčné lamelě $F_{Q,y,lam}$ (111) získán vztah:

$$f_v = \frac{3 (F_{v,j,2,max} \cdot h_{CLT} \cdot 2 b_{CLT} - F_{v,j,2,max} \cdot h_{CLT} \cdot \pi \cdot r)}{2 k_{cr} \cdot b_{lam,90} \cdot t_{lam,90} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot \pi \cdot r \cdot 2 b_{CLT}} \quad (117)$$

Po vyjádření vodorovné síly ve vrcholu panelu $F_{v,j,2,max}$ lze únosnost panelu v závislosti na pevnosti příčné lamely ve smyku zapsat jako:

$$F_{v,j,2,max} = \frac{f_v \cdot 4 k_{cr} \cdot b_{lam,90} \cdot t_{lam,90} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot \pi \cdot r \cdot b_{CLT}}{6 h_{CLT} \cdot b_{CLT} - 3 h_{CLT} \cdot \pi \cdot r} \quad (118)$$

Po vyčíslení rovnic (116) a (118) a dosazení charakteristické hodnoty pevnosti dřeva ve smyku ($f_{v,k} = 4,0$ MPa) jsou získány charakteristické hodnoty únosnosti výztužné stěny:

$$F_{v,j,1,max,k} = 426\,664,80 \text{ N}; F_{v,j,2,max,k} = 214\,893,44 \text{ N}$$

Maximální únosnost se stanoví z podmínky:

$$F_{v,j,max} = \min(F_{v,j,1,max}; F_{v,j,2,max}) \quad (119)$$

$$F_{v,j,max,k} = \min(426\,664,80; 214\,893,44) = 214\,893,44 \text{ N}$$

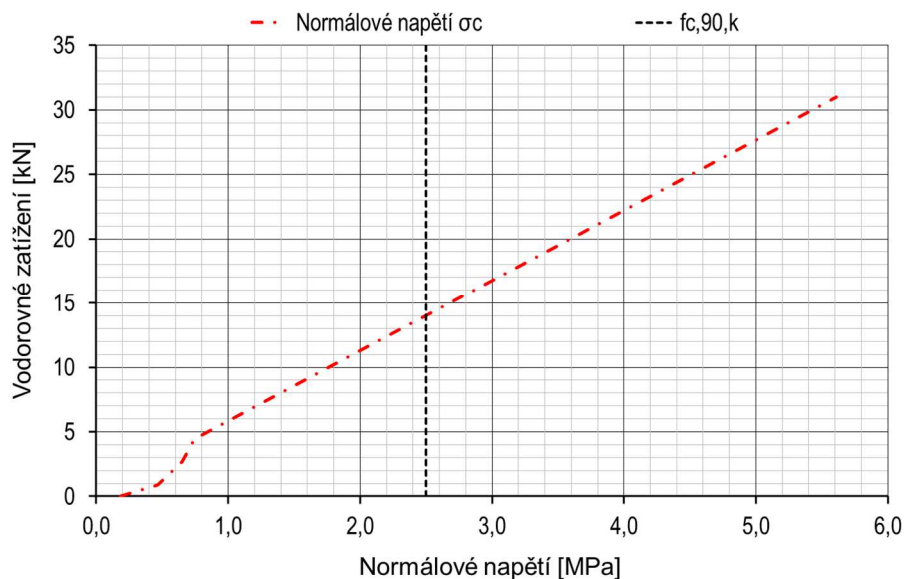
5.4.3 Únosnost stěnových lamel a základového prahu v tlaku - komponenty a_2 a a_3

Únosnost podélných stěnových lamel v tlaku rovnoběžně s vlákny a základového prahu v tlaku kolmo k vláknům vychází z předpokladu elastického působení komponent, kdy platí, že:

$$\sigma_c = E \cdot \frac{u}{h_{ak}} \quad [\text{MPa}] \quad (120)$$

Komponenta a_2 o únosnosti stěny nerozhoduje, protože pevnost podélných lamel výztužné stěny v tlaku rovnoběžně s vlákny (a_2) je větší, než pevnost základového prahu v tlaku kolmo k vláknům (a_3).

Normálové napětí základového prahu v závislosti na vodorovném zatížení F_v je zobrazeno na obr. 74.



Obr. 74: Závislost normálového napětí a vodorovného zatížení

Jako limitní hodnotu normálového napětí lze uvažovat hodnotu pevnosti dřeva v tlaku kolmo k vláknům $f_{c,90}$. Charakteristické hodnoty pevnosti dřeva kolmo k vláknům ($f_{c,90,k} = 2,5$ MPa) odpovídající třídě pevnosti C24 je dosaženo při hodnotě vodorovného zatížení $F_{v,a3,k} = 14\ 050$ N.

Vlivem natočení spodní hrany svislých lamel ve styku se základovým prahem je kontaktní tlačaná plocha obou komponent omezena pouze na bodový kontakt v rohu svislé lamely, viz obr. 75 vlevo. Dosažení pevnosti dřeva v tlaku kolmo k vláknům má za následek vznik plastické deformace základového prahu. V důsledku stlačení vláken dřeva při vzniku plastické deformace na okraji tlačené oblasti následně dochází k redistribuci namáhání do větší kontaktní plochy, viz obr. 75 vpravo.



Obr. 75: Kontakt svislých lamel panelu se základovým prahem před vznikem plastické deformace (vlevo) a po vzniku plastické deformace (vpravo)

I po lokálním překročení pevnosti základového prahu v tlaku kolmo k vláknům je tak výtuzná stěna schopna dále přenášet narůstající vodorovné zatížení.

5.4.4 Únosnost svorníkového spoje kotvy a panelu - komponenta a_4

Maximální únosnost komponenty a_4 je dána vztahem:

$$F_{v,a4,max} = m \cdot n_r \cdot n_{ef} \cdot F_{v,a4,R} \quad (121)$$

kde m je počet střížných rovin spojovacích prostředků, $m = 2$;

n_r počet řad spojovacích prostředků, $n_r = 2$;

n_{ef} efektivní počet spojovacích prostředků v jedné řadě ve směru vláken podélných lamel;

$F_{v,a4,R}$ únosnost jednoho stříhu spojovacího prostředku.

Efektivní počet spojovacích prostředků n_{ef} :

$$n_{ef} = \min \left(n_{1,r}; n_{1,r}^{0,9} \sqrt[4]{\frac{a_1}{13d}} \right) \quad (122)$$

kde $n_{1,r}$ je počet spojovacích prostředků v jedné řadě ve směru vláken, $n_{1,r} = 2$;

a_1 rozteče spojovacích prostředků ve směru namáhání, $a_1 = 100$ mm.

Únosnost spoje je závislá na tloušťce bočních desek ocelové kotvy t_1 . Pro boční desky tloušťky 10 mm platí $t_1 = 0,5 d$ a lze je tedy klasifikovat jako tenké desky. Charakteristická únosnost jednoho stříhu spojovacího prostředku je pro tenké ocelové desky osazené jako vnější prvky dvojstřížných spojů uvažována jako menší z hodnot $F_{v,a4,1,Rk}$ a $F_{v,a4,2,Rk}$, viz [8].

$$F_{v,a4,1,Rk} = 0,5 f_{h,2,k} \cdot t_2 \cdot d \quad (j) \quad (123)$$

kde $f_{h,2,k}$ je charakteristická pevnost v otláčení krajních podélných vrstev panelu v MPa;

t_2 součet tlouštěk krajních podélných vrstev panelu, $t_2 = 2 \cdot 27 = 54$ mm;

d průměr spojovacích prostředků, $d = 20$ mm.

Charakteristická pevnost v otláčení $f_{h,2,k}$:

$$f_{h,2,k} = f_{h,0,k} = 0,082 (1 - 0,01 d) \cdot \rho_k \quad (124)$$

kde ρ_k je charakteristická hustota dřeva, $\rho_k = 380$ kg/m³.

Charakteristická osová únosnost spojovacího prostředku $F_{ax,Rk}$:

$$F_{ax,Rk} = 0,9 A_s \cdot f_{u,b} \quad (125)$$

kde A_s je plocha jádra spojovacího prostředku, $A_s = 245$ mm²;

$f_{u,b}$ pevnost spojovacího prostředku v tahu, $f_{u,b} = 800$ MPa.

$$F_{v,a4,2,Rk} = 1,15 \sqrt{2 M_{y,Rk} \cdot f_{h,2,k} \cdot d} + \frac{F_{ax,Rk}}{4} \quad (k) \quad (126)$$

$$\text{kde } \frac{F_{ax,Rk}}{4} \leq 0,25 \cdot 1,15 \sqrt{2 M_{y,Rk} \cdot f_{h,2,k} \cdot d} \quad (127)$$

Plastický moment únosnosti spojovacího prostředku $M_{y,Rk}$ lze určit dle vztahu:

$$M_{y,Rk} = 0,3 f_{u,b} \cdot d^{2,6} \quad (128)$$

Charakteristická únosnost jednoho stříhu spojovacího prostředku:

$$\begin{aligned} F_{v,a4,Rk} &= \min(F_{v,a4,1,Rk}; F_{v,a4,2,Rk}) \\ &= \min(13\,462,20; 34\,549,65) = 13\,462,20 \text{ [N]} \end{aligned} \quad (129)$$

O únosnosti spoje rozhoduje otláčení vláken dřeva účinkem spojovacích prostředků. Po dosazení efektivního počtu spojovacích prostředků n_{ef} (122) a únosnosti jednoho stříhu spojovacího prostředku $F_{v,a4,Rk}$ (101) do vztahu (121) je získána maximální únosnost komponenty:

$$F_{v,a4,max} = m \cdot n_r \cdot n_{ef} \cdot F_{v,a4,Rk} = 2 \cdot 2 \cdot 1,47 \cdot 13\,462,20 = 79\,157,74 \text{ [N]} \quad (130)$$

Maximální únosnost komponenty a_4 je při zvoleném uspořádání spoje kotvy a panelu výrazně větší, než únosnost komponenty a_5 , o únosnosti stěny tedy nerozhoduje. Posouzení únosnosti komponenty a_4 vychází z podmínky:

$$F_{t,i} \leq F_{v,a4,max} \quad (131)$$

kde $F_{t,i}$ je síla v tažené kotvě odpovídající reakci $R_{t,i}$;

Dosadíme-li sílu v tažené kotvě $F_{t,i}$ (86) a maximální únosnost komponenty $F_{v,a4,max}$ (121) do vztahu (131) získáme:

$$K_t \cdot \alpha_t \cdot (b_i - a) \leq m \cdot n_r \cdot n_{ef} \cdot F_{v,a4,R} \quad (132)$$

5.4.5 Únosnost ocelové kotvy - komponenta a_5

Uvažujeme-li momentovou únosnost základny ocelové kotvy M_R rovnou ohybovému momentu M od působící tahové síly:

$$W_y \cdot f_y = \frac{F_{a5,1,max} \cdot l}{2} \quad (133)$$

po vyjádření maximální tahové síly $F_{a5,1,max}$, viz obr. 70, lze zapsat:

$$F_{a5,1,max} = \frac{2 \cdot W_y \cdot f_y}{l} = \frac{b \cdot h^2 \cdot f_y}{3 \cdot l} = \frac{178 \cdot 10^2 \cdot 355}{3 \cdot 68} = 30\,975,49 \text{ [N]} \quad (134)$$

Uvažujeme-li smykovou únosnost V_R rovnou posouvající síle V :

$$\frac{A_{vz} \cdot f_y}{\sqrt{3}} = \frac{F_{a5,2,max}}{2} \quad (135)$$

maximální tahová síla $F_{a5,2,max}$ lze vyjádřit jako:

$$F_{a5,2,max} = \frac{2 \cdot A_{vz} \cdot f_y}{\sqrt{3}} = \frac{2 \cdot 178 \cdot 10 \cdot 355}{\sqrt{3}} = 729\,655,27 \text{ [N]} \quad (136)$$

Maximální únosnost komponenty a_5 se stanoví jako:

$$F_{a5,max} = \min(F_{a5,1,max}; F_{a5,2,max}) \quad (137)$$

$$F_{a5,max} = \min(30\,975,49; 729\,655,27) = 30\,975,49 \text{ [N]}$$

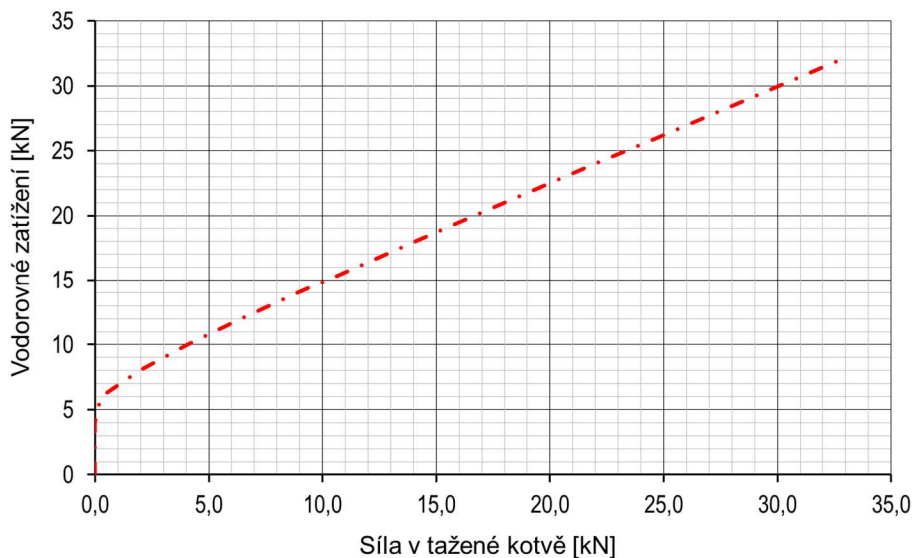
O únosnosti komponenty a_5 rozhoduje momentová únosnost základny kotvy. Namáhání v komponentě a_5 musí splňovat podmínku:

$$F_{t,i} \leq F_{a5,max} \quad (138)$$

Po dosažení síly v tažené kotvě $F_{t,i}$ ze vztahu (86) a maximální únosnosti komponenty $F_{a5,1,max}$ ze vztahu (134) získáme:

$$K_t \cdot \alpha_t \cdot (b_i - a) \leq \frac{2 \cdot W_y \cdot f_y}{l} \quad (139)$$

Průběh tahové síly v tažené kotvě v závislosti na vodorovném zatížení ve vrcholu stěny F_V je zobrazen na obr. 76.



Obr. 76: Závislost vodorovného zatížení a síly v tažené kotvě

Maximální únosnost tažené kotvy $F_{a5,max} = 30\,975,49 \text{ N}$ odpovídá hodnotě vodorovného zatížení $F_{V,a5,max} = 30\,820 \text{ N}$.

5.5 Výztužná únosnost stěny

Maximální vodorovná síla ve vrcholu panelu $F_{V,max}$ musí v závislosti na únosnosti spojovacích prostředků v komponentě a_1 obecně splňovat podmínku:

$$F_{V,max} \leq \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{F_{v,R} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2}{(2 a_n^2 \cdot h_{CLT}^2 + 2 h_{CLT} \cdot a_n \cdot r^2 + r^4)^{1/2}} \\ \frac{F_{v,R} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2 \cdot b_{CLT}}{(2 a_n^2 \cdot h_{CLT}^2 \cdot b_{CLT}^2 + 2 h_{CLT}^2 \cdot a_n \cdot b_{CLT} \cdot r^2 + h_{CLT}^2 \cdot r^4)^{1/2}} \end{array} \right. \quad (140)$$

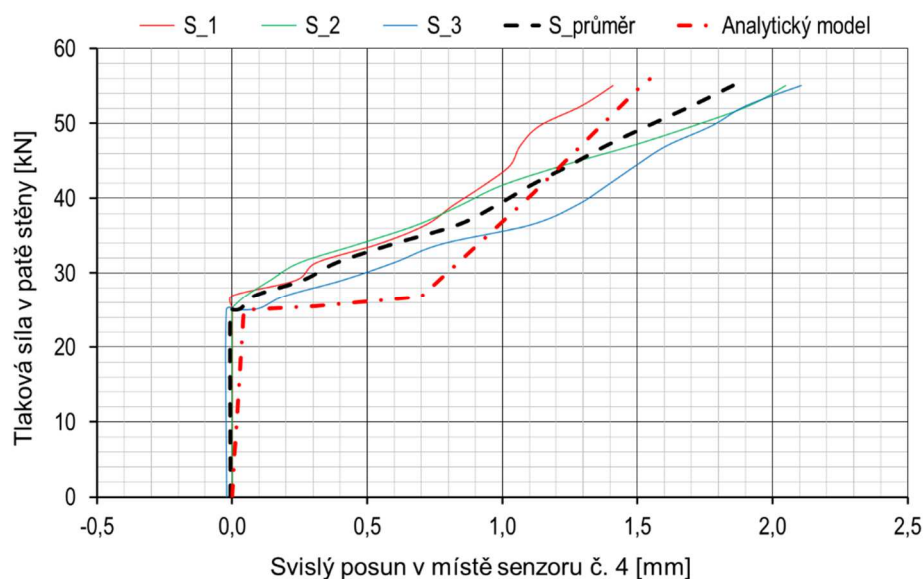
Maximální síla v tažené kotvě musí být současně menší nebo rovna maximální únosnosti komponent a_4 a a_5 :

$$K_t \cdot \alpha_t \cdot (b_i - a) \leq \min \left\{ m \cdot n_r \cdot n_{ef} \cdot F_{v,a4,R}; \frac{2 W_y \cdot f_y}{l} \right\} \quad (141)$$

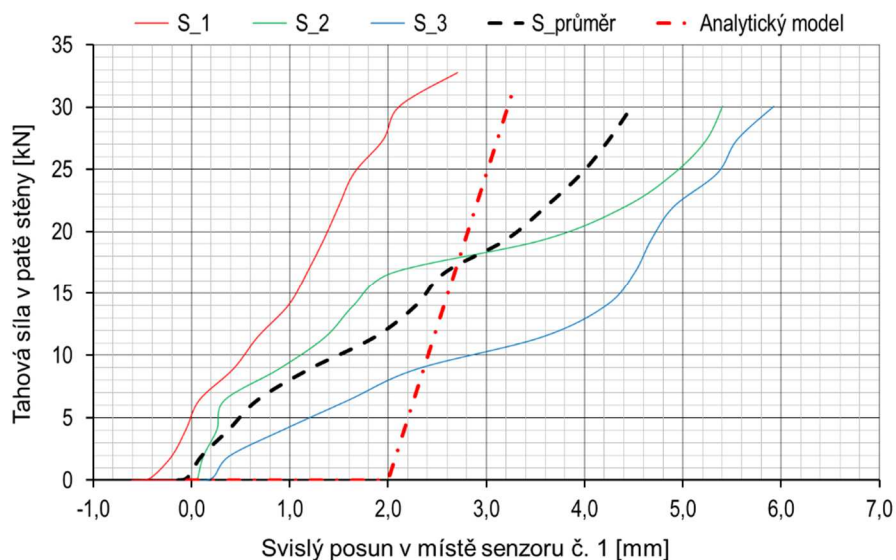
V případě zkoumané konfigurace výztužné stěny rozhodovaly o výsledné maximální únosnosti komponenta tažené kotvy a_5 a komponenta vrutového spoje vrstev a_1 . Relativní rozdíl analyticky stanovených hodnot únosností komponent a_5 a a_1 je menší než 1 % a během experimentální analýzy se projeví plastické deformace obou těchto komponent.

5.6 Porovnání výsledků experimentů s výstupy analytického modelu

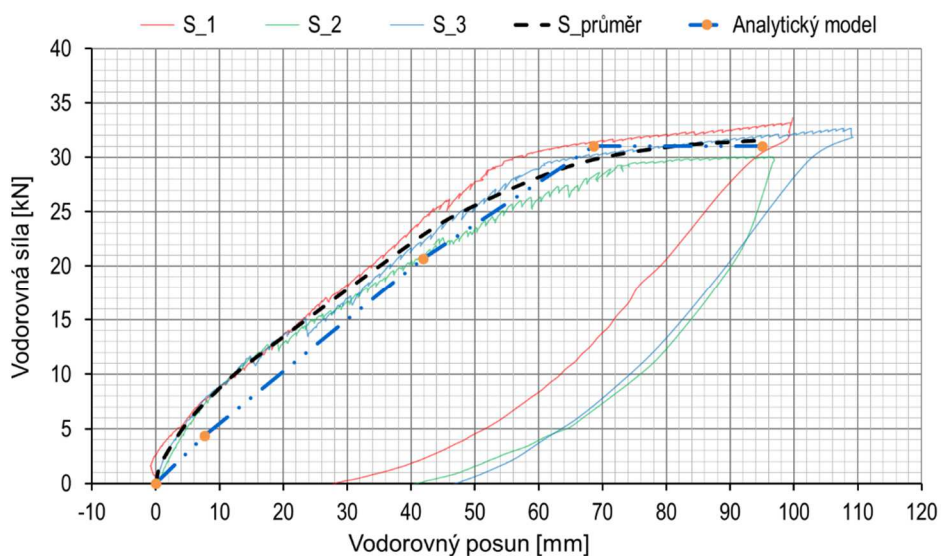
Pro porovnání výsledků experimentů s výstupy analytického modelu byly zvoleny body č. 4, 1 a 2 odpovídající pozici senzorů, osazených na zkušební tělese výztužné stěny, viz obr. 35. Předpokladem analytického modelu pro aktivaci tahových kotev je vertikální posun panelu v místě kotvy o 2 mm, které reprezentují toleranci průměru otvoru svorníku. Po dosažení tohoto posunu jsou aktivovány tuhosti komponent $a_2 - a_5$ pro stanovení rotační tuhosti v uložení stěny. Na rozdíl od předpokladu analytického modelu však v průběhu zatěžovacích zkoušek docházelo při vzrůstající hodnotě tahové síly v kotvě k postupnému prokluzu svorníků v otvorech až při současném působení tuhostí komponent a_4 a a_5 . Porovnání dat v místě tlačené hrany paty panelu je zobrazeno na obr. 77 a porovnání v místě tažené hrany na obr. 78. Porovnání průběhů posunu ve vrcholu výztužné stěny je zobrazeno na obr. 79.



Obr. 77: Porovnání výsledků experimentů s výstupy analytického modelu v místě senzoru č. 4



Obr. 78: Porovnání výsledků experimentů s výstupy analytického modelu v místě senzoru č. 1



Obr. 79: Porovnání výsledků experimentů s výstupy analytického modelu v místě senzoru č. 2

Na základě porovnání výstupů analytického modelu se zprůměrovanými výsledky získanými ze zkoušek tří zkušebních těles lze konstatovat, že největší absolutní rozdíl hodnot vodorovných posunů ve vrcholu panelu je dosažen při vodorovné síle 31,02 kN, a to 12,5 mm, což odpovídá relativnímu rozdílu 18 %.

5.7 Doplnění analytického modelu pro využití v inženýrské praxi

Aby mohl být navržený výpočetní postup bezpečně využit v běžné inženýrské praxi, je na základě provedené experimentální analýzy doplněn o součinitele spolehlivosti redukující tuhost a únosnost výztužné stěny s ohledem na nejistoty měření v průběhu zatěžovacích zkoušek:

$k_p = 1,10$ součinitel redukující tuhost vrutového spoje vrstev;
 $k_u = 1,15$ součinitel redukující únosnost vrutového spoje vrstev.

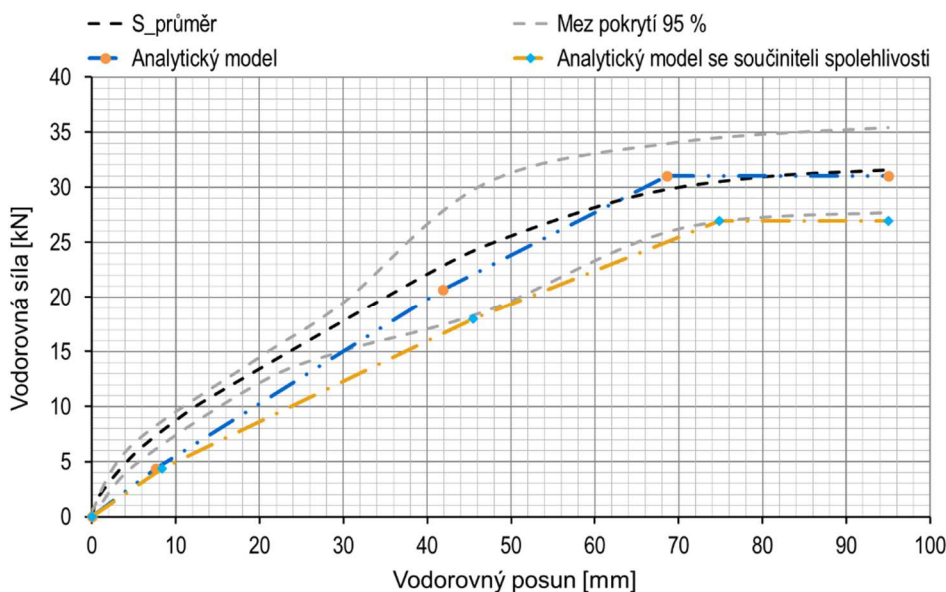
Výpočetní postup pro stanovení posunu a únosnosti výztužné stěny doplněný o součinitele spolehlivosti:

$$v_{(F_v, F_s, a)} = \begin{cases} \frac{k_p \cdot F_v \cdot h_{CLT}^2}{k_{ser} \cdot r^2 \cdot m \cdot n \cdot a_0 \cdot a_{90}}, & 0 < F_v \leq F_{v,0} \\ \frac{k_p \cdot F_v \cdot h_{CLT}^2}{k_{ser} \cdot r^2 \cdot m \cdot n \cdot a_0 \cdot a_{90}} + \frac{F_v \cdot h_{CLT}^2 + F_s \cdot h_{CLT} \left(a - \frac{b_{CLT}}{2} \right)}{K_c \cdot \frac{a^3}{3} + \sum_{i=1}^n K_t (b_i - a)^2}, & F_{v,0} < F_v \leq \frac{2}{3} F_{v,max} \\ \frac{k_p \cdot h_{CLT}^2 (9 F_v - 2 F_{v,max})}{6 k_{ser} \cdot r^2 \cdot m \cdot n \cdot a_0 \cdot a_{90}} + \frac{F_v \cdot h_{CLT}^2 + F_s \cdot h_{CLT} \left(a - \frac{b_{CLT}}{2} \right)}{K_c \cdot \frac{a^3}{3} + \sum_{i=1}^n K_t (b_i - a)^2}, & \frac{2}{3} F_{v,max} < F_v \leq F_{v,max} \end{cases} \quad (142)$$

$$F_{v,max} \leq \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{F_{v,R} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2}{k_u (2 a_n^2 \cdot h_{CLT}^2 + 2 h_{CLT} \cdot a_n \cdot r^2 + r^4)^{1/2}} \\ \frac{F_{v,R} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2 \cdot b_{CLT}}{k_u (2 a_n^2 \cdot h_{CLT}^2 \cdot b_{CLT}^2 + 2 h_{CLT}^2 \cdot a_n \cdot b_{CLT} \cdot r^2 + h_{CLT}^2 \cdot r^4)^{1/2}} \end{array} \right. \quad (143)$$

$$K_t \cdot \alpha_t (b_i - a) \leq \min \left\{ m \cdot n_r \cdot n_{ef} \cdot F_{v,a4,R}; \frac{2 W_y \cdot f_y}{l} \right\} \quad (144)$$

Porovnání výsledku experimentů s výstupy analytického modelu při zohlednění součinitelů spolehlivosti k_p a k_u je zobrazeno na obr. 80.



Obr. 80: Porovnání výsledku experimentů s výstupy analytického modelu při zohlednění součinitelů spolehlivosti

Prezentované výsledky analytického postupu doplněného o součinitele spolehlivosti k_p a k_u vycházejí z charakteristických hodnot účinků zatížení a neuvažují dílčí součinitele vlastností materiálů γ_M , ani modifikační součinitele zohledňující vliv trvání zatížení a vlhkosti k_{mod} .

6 ZÁVĚR

Výpočetní postupy běžně využívané ve stavební praxi pro návrh výztužných stěn na bázi dřeva dostatečně nevystihují chování panelů z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva.

6.1 Přínos k řešení problematice

V rámci disertační práce byl sestaven analytický model výztužné stěny z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva, umožňující stanovení výztužné únosnosti a vodorovného posunu v závislosti na působícím vnějším zatížení. Model založený na metodě komponent zohledňuje tuhost a únosnost v ploše výztužné stěny s uvážením vlivu tuhosti a únosnosti kotvení panelu k podkladní konstrukci. Výstupy analytického modelu byly validovány pomocí výsledků zatěžovacích zkoušek tří stěnových panelů.

Tuhost v ploše výztužné stěny je významně závislá na torzní tuhosti spojů lamel, která je dána počtem vrstev panelu a modulem prokluzu, počtem a roztečemi spojovacích prostředků propojujících jednotlivé vrstvy. Hodnoty modulu prokluzu spojovacích prostředků jsou využity jako jeden ze vstupních údajů analytického modelu pro vyčíslení posunů v rovině stěny. Pro ověření vlivu skladby průřezu panelu a počtu spojovacích prostředků na hodnoty modulu prokluzu byly provedeny zkoušky pěti sérií zkušebních vzorků spojů lamel.

Pro popis průběhu vodorovného posunu ve vrcholu výztužné stěny v závislosti na narůstajícím vodorovném zatížení byly odvozeny následující vztahy:

$$v_{(F_V, F_S, a)} = \begin{cases} \frac{k_p \cdot F_V \cdot h_{CLT}^2}{k_{ser} \cdot r^2 \cdot m \cdot n \cdot a_0 \cdot a_{90}}, & 0 < F_V \leq F_{V,0} \\ \frac{k_p \cdot F_V \cdot h_{CLT}^2}{k_{ser} \cdot r^2 \cdot m \cdot n \cdot a_0 \cdot a_{90}} + \frac{F_V \cdot h_{CLT}^2 + F_S \cdot h_{CLT} \left(a - \frac{b_{CLT}}{2} \right)}{K_c \cdot \frac{a^3}{3} + \sum_{i=1}^n K_t (b_i - a)^2}, & F_{V,0} < F_V \leq \frac{2}{3} F_{V,max} \\ \frac{k_p \cdot h_{CLT}^2 (9 F_V - 2 F_{V,max})}{6 k_{ser} \cdot r^2 \cdot m \cdot n \cdot a_0 \cdot a_{90}} + \frac{F_V \cdot h_{CLT}^2 + F_S \cdot h_{CLT} \left(a - \frac{b_{CLT}}{2} \right)}{K_c \cdot \frac{a^3}{3} + \sum_{i=1}^n K_t (b_i - a)^2}, & \frac{2}{3} F_{V,max} < F_V \leq F_{V,max} \end{cases}$$

Pro stanovení maximální únosnosti výztužné stěny byly odvozeny vztahy vycházející z únosností jednotlivých komponent. Vodorovná síla ve vrcholu panelu musí v závislosti na únosnosti spojovacích prostředků v ploše panelu splňovat podmínku:

$$F_{V,max} \leq \min \left\{ \begin{array}{l} \frac{F_{V,R} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2}{k_u (2 \cdot a_n^2 \cdot h_{CLT}^2 + 2 \cdot h_{CLT} \cdot a_n \cdot r^2 + r^4)^{1/2}} \\ \frac{F_{V,R} \cdot a_0 \cdot a_{90} \cdot m \cdot n \cdot r^2 \cdot b_{CLT}}{k_u (2 \cdot a_n^2 \cdot h_{CLT}^2 \cdot b_{CLT}^2 + 2 \cdot h_{CLT}^2 \cdot a_n \cdot b_{CLT} \cdot r^2 + h_{CLT}^2 \cdot r^4)^{1/2}} \end{array} \right.$$

Síla v tažené kotvě musí současně splňovat podmínku:

$$K_t \cdot \alpha_t (b_i - a) \leq \min \left\{ m \cdot n_r \cdot n_{ef} \cdot F_{v,a4,R}; \frac{2 \cdot W_y \cdot f_y}{l} \right\}$$

Význam jednotlivých veličin je uveden v seznamu použitých značek a symbolů v úvodní části práce.

Z provedeného výzkumu současně vyplývají níže uvedené poznatky a doporučení.

Na základě provedených zkoušek výztužných stěn lze konstatovat, že nejvýznamnější vliv na velikost deformace v rovině panelu má tuhost kontaktu mezi vrstvami lamel, tedy otláčení vláken dřeva vlivem spojovacích prostředků.

V případě všech tří zkušebních těles výztužných stěn bylo dosaženo maximálního vodorovného posunu ve vrcholu panelu přibližně 100 mm. V podmínkách běžných staveb však tato velikost deformace již může vést k poškození navazujících konstrukcí, opláštění či instalací. Přestože při návrhu výztužných stěn na bázi dřeva není mezní stav použitelnosti obvykle uvažován, v případě panelů z křížem vrstveného dřeva je vhodné k jejich vlivu na navazující konstrukce přihlídnout a velikost deformace omezit.

I přes lokální překročení pevnosti základového prahu v tlaku kolmo k vláknům rozhoduje v případě zkoumané konfigurace panelu o únosnosti výztužné stěny únosnost spojovacích prostředků v ploše panelu spolu s únosností tažené kotvy.

Na základě provedených zkoušek tuhosti ve spoji lamel lze konstatovat, že hodnoty torzních tuhostí a únosností spojů se zvyšují úměrně s narůstajícím počtem stříhových rovin a počtem použitých spojovacích prostředků. Je-li ovšem závislost posunu a zatížení vrutů u každé ze zkušebních sérií vztažena na jeden stříh jednoho spojovacího prostředku, rozdíly průměrných hodnot modulů prokluzu spojovacích prostředků se u sérií vzorků odpovídajících běžné skladbě stěnových panelů pohybují do 9 %.

Zkušební vzorky pro stanovení tuhosti ve spoji lamel byly tvořeny modřínovými lamelami, zatímco zkušební tělesa stěnových panelů byla tvořena smrkovými lamelami. Přestože byla hodnota modulu prokluzu spojovacích prostředků tvořící vstupní údaj analytického modelu upravena dle rozdílu skutečných materiálových vlastností, lze předpokládat, že i přes tuto úpravu mohou být výsledné hodnoty posunů panelu rozdílem v materiálových vlastnostech částečně ovlivněny.

6.2 Náměty pro další výzkum

V souvislosti s problematikou výztužných stěn z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva lze uvést následující náměty na další výzkum:

- vytvoření numerického modelu pomocí robustního softwaru typu Ansys či Abaqus, umožňujícího podrobnější zahrnutí materiálových charakteristik dřevěných lamel a ocelových spojovacích prostředků;
- nahrazení vnitřních příčných vrstev panelu deskovým prvkem. Při využití této úpravy skladby průřezu lze očekávat výrazné vylepšení tuhostních i pevnostních parametrů panelů;
- analýza tuhosti a únosnosti výztužných stěn v návaznosti na některý z typů kotevních prvků pro připojení panelů k podkladní konstrukci častěji využívaných ve stavební praxi.

7 LITERATURA

7.1 Použitá literatura

- [1] ČSN EN 16351 (732832). Dřevěné konstrukce - Křížem vrstvené dřevo - Požadavky. Praha: UNMZ, 2016.
- [2] THOMA, E. Parts catalogue: System Thoma Holz100 [online]. In: . September, s. 35 [cit. 2019-03-05].
- [3] HODUREK, M., M. FILIPOWICZ, M. DUDEK, T. OLKUSKI a K. STYSZKO. Low energy building in MHM and PHE systems as an example of an ecological building solution. In: E3S Web of Conferences. vol. 10. 2016, **10**. DOI: 10.1051/e3sconf/20161000114. ISSN 2267-1242. Dostupné také z: <http://www.e3s-conferences.org/10.1051/e3sconf/20161000114>
- [4] Dekpanel masivní dřevěné panely: Základní informace o systému [online]. 2019 [cit. 2019-03-04]. Dostupné z: https://www.dek.cz/get_dokument.php?id=413726529
- [5] VESELÝ, V. Masivní dřevostavby a požadavky na ně kladené. Tzb-info [online]. 2013 [cit. 2019-03-05]. Dostupné z: <https://stavba.tzb-info.cz/vlastnosti-drevostaveb/10345-masivni-drevostavby-a-pozadavky-na-ne-kladene>
- [6] KOŽELOUH, B. Třídění a návrhové charakteristiky konstrukčního dřeva. Tzb-info [online]. 2014 [cit. 2019-03-08]. Dostupné z: <https://stavba.tzb-info.cz/drevene-konstrukce/11353-trideni-a-navrhove-charakteristiky-konstrukcniho-dreva>
- [7] ČSN 73 2824-1 (732824). Třídění dřeva podle pevnosti - Část 1: Jehličnaté řezivo. Praha: ÚNMZ, 2015.
- [8] ČSN EN 1995-1-1 (73 1701). Navrhování dřevěných konstrukcí Část 1-1: Obecná pravidla - Společná pravidla a pravidla pro pozemní stavby. Praha: ÚNMZ, 2006.
- [9] ČSN EN 338 (73 1711). Konstrukční dřevo - Třídy pevnosti. Praha: ÚNMZ, 2003.
- [10] ČSN EN 1912 (731713). Konstrukční dřevo - Třídy pevnosti - Přiřazení vizuálních tříd a dřevin. Praha: ÚNMZ, 2012.
- [11] ČSN EN 594 (73 2076). Dřevěné konstrukce - Zkušební metody - Výztužná únosnost a tuhost stěnových panelů s dřevěným rámem. Praha: UNMZ, 2011.
- [12] KÄLLSNER, B. a F. LAM. Diaphragms and shear walls. Holzbauwerke: Grundlagen, Entwicklungen, Ergänzungen nach Eurocode 5. Step 3. Fachverlag Holz. Düsseldorf, 1995, s. 1-17.

- [13] RACHER, P. Spoje tuhé v ohybu. In: KOŽELOUH, B, H BLASS, ed. Dřevěné konstrukce podle Eurokódu 5. Zlín: KODR, 1998, C16/1-C16/11. ISBN 80-238-2620-4.
- [14] OHASHI, Y. a I. SAKAMOTO. Study on laminated timber moment resisting joint. In: Proceedings of the 2nd Pacific Timber Engineering Conference. Auckland, Austrálie, 1989, s. 37-42.
- [15] ČSN 73 1702 (731702). Navrhování, výpočet a posuzování dřevěných stavebních konstrukcí - Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby. Praha: UNMZ, 2007.
- [16] SCHICKHOFER, G., ed., T. BOGENSPERGER, ed. a T. MOOSBRUGGER, ed. BSP Handbuch: Holz-Massivbauweise in Brettsperrholz. Graz: Technische Universität Graz, holz.bau forschungs gmbh, Karlsruher Institut für Technologie, Technische Universität München, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, 2009. ISBN 978-3-85125-076-3.
- [17] MOOSBRUGGER, T. a G. SILLY, T. BOGENSPERGER, ed. Verification of CLT-plates under loads in plane. In: CECCOTTI, A. 11th World Conference on Timber Engineering, WCTE 2010. Trees and Timber Institute, National Research Council, 2010. ISBN 9781622761753.
- [18] THIEL, A. ULS and SLS Design of CLT and its Implementation in the CLT designer. In: Focus Solid Timber Solutions - European Conference on Cross Laminated Timber (CLT). Bath: University of Bath, 2013, 77–102. ISBN 978-1-85790-181-8.
- [19] WALLNER, G. Versuchstechnische Ermittlung der Verschiebungskenngrößen von orthogonal verklebten Brettlamellen. Graz, 2004. Diplomarbeit. Institut für Stahlbau, Holzbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz.
- [20] JÖBSTL, R., T. BOGENSPERGER a G. SCHICKHOFER. In plane Shear Strength of Cross Laminated Timber (CLT). In: Proceedings of the 41th meeting of CIB-W18. St. Andrews, Canada, 2008.
- [21] HIRSCHMANN, B. Ein Beitrag zur Bestimmung der Scheibenschubfestigkeit von Brettsperrholz. 2011. Masterarbeit. Institut für Stahlbau, Holzbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz.
- [22] BOSL, R. Zum Nachweis des Trag- und Verformungsverhaltens von Wandscheiben aus Brettlagenholz. Mnichov, 2002. Disertační práce. University of the Military.
- [23] TRAETTA, G., T. BOGENSPERGER a T. MOOSBRUGGER, G. SCHICKHOFER, ed. Verformungsverhalten von Brettsperrholzplatten unter Schubbeanspruchung in der Ebene. In: MOOSBRUGGER, M., G. SCHICKHOFER, H. UNTERWIESER a H. KRENN. Brettsperrholz – Ein Blick auf Forschung und Entwicklung. 5. Grazer Holzbau-Fachtagung (5.GraHFT'06). Austria, 2006, H1-H16. ISBN 3-902020-32-6.

- [24] BLASS, H. a R. GÖRLACHER. Zum Trag- und Verformungsverhalten von Brettsperrholzelementen bei Beanspruchung in Plattenebene. Bauen mit Holz. 2002, (11), 34-41. ISSN 0005-6545.
- [25] JEITLER, G. Versuchstechnische Ermittlung der Verdrehkenngrößen von orthogonal verklebten Brettlamellen. 2004. Diplomarbeit. Institut für Stahlbau, Holzbau und Flächentragwerke, Technische Universität Graz.
- [26] JÖBSTL, R., T BOGENSPERGER a G SCHICKHOFER. Mechanical Behaviour of Two Orthogonally Glued Boards. In: WCTE 2004, 8th World Conference on Timber Engineering. Helsinki: Finnish Assoc. of Civil Engineers, 2004. ISBN 9517584431.
- [27] BLASS, H. a M. FLAIG. Stabförmige Bauteile aus Brettsperrholz. Karlsruher Berichte zum Ingenieurholzbau, No. 24., Karlsruhe Institut für Technologie (KIT), Lehrstuhl für Ingenieurholzbau und Baukonstruktionen, 2012. ISBN 978-3-86644-922-0.
- [28] MEYER, N., M. FLAIG, ed. A new test configuration to determine the slip modulus of connections between crosswise bonded boards. In: SCHOBER, K.U. COST FP1004 – Enhance mechanical properties of timber, engineered wood products and timber structures. Praha: University of Bath, 2014, s. 77-84.
- [29] KREUZINGER, H. a M. SIEDER. Einfaches Prüfverfahren zur Bewertung der Schubfestigkeit von Kreuzlagenholz/Brettsperrholz. Bautechnik. vol. 90. 2013, **90**(5), 314-316. DOI: 10.1002/bate.201300024. ISSN 09328351. Dostupné také z: <http://doi.wiley.com/10.1002/bate.201300024>
- [30] FLAIG, M. a H. BLASS. Shear strength and shear stiffness of CLT-beams loaded in plane. In: Proceedings. CIB-W18 Meeting 46. Vancouver, Canada, 2013, s. 46-12-3.
- [31] BRANDEJS, R. Příčná tuhost dřevostaveb. Praha, 2005. Disertační práce. České vysoké učení technické v Praze. Vedoucí práce Petr Kuklík.
- [32] SCHICKHOFER, G., J. HUMMEL, ed. a G. FLATSCHER, ed., W. SEIM, ed. CLT Wall Elements Under Cyclic Loading - Details for Anchorage and Connection. In: HARRIS, R., A. RINGHOFER a G. SCHICKHOFER. Focus Solid Timber Solutions - European Conference on Cross Laminated Timber (CLT). Bath: University of Bath, 2013, s. 152 - 165. ISBN 978-1-85790-181-8.
- [33] FLATSCHER, G. Versuchstechnische Betrachtung zyklisch beanspruchter Wandelemente in der Holz-Massivbauweise. In: 18. Internationales Holzbau-Forum 2012. Garmisch-Partenkirchen, Germany, 2012.
- [34] JÁRA, R. Kotvení nosných sendvičových panelů dřevostaveb . Praha, 2018. Disertační práce. České vysoké učení technické v Praze. Vedoucí práce Dolejš Jakub.

- [35] NECHANICKÝ, P. Stanovení charakteristických hodnot vzpěrné únosnosti masivních dřevěných panelů. Praha, 2013. Zkušební protokol. Univerzitní centrum energeticky efektivních budov, ČVUT v Praze.
- [36] NACHANICKÝ, P. Stanovení charakteristických hodnot výztužné (smykové) únosnosti masivních dřevěných panelů. Praha, 2013. Zkušební protokol. Univerzitní centrum energeticky efektivních budov, ČVUT v Praze.
- [37] ČSN EN 408+A1 (73 1741). Dřevěné konstrukce - Konstrukční dřevo a lepené lamelové dřevo - stanovení některých fyzikálních a mechanických vlastností. Praha: UNMZ, 2012.
- [38] ČSN EN 14358 (731705). Dřevěné konstrukce - Výpočet a ověřování charakteristických hodnot. Praha: UNMZ, 2017.
- [39] ČSN EN 26891 (73 2070). Dřevěné konstrukce - Spoje s mechanickými spojovacími prostředky - všeobecné zásady pro zjišťování charakteristik únosnosti a přetvoření. Praha: UNMZ, 2007.
- [40] JOHANSEN, K. Theory of timber connections. IABSE Journal. 1949, (9), 249-262.
- [41] POŠTA, J. Využití radiometrie při nedestruktivním zkoušení dřevěných prvků in-situ. Praha, 2015. Disertační práce. České vysoké učení technické v Praze, Fakulta stavební.
- [42] PROKSA, D. Optimalizácia spriahnutia v drevobetónových konštrukciách. Bratislava, 2013. Dizertačná práca. Slovenská technická univerzita v Bratislave, Stavebná fakulta.
- [43] KLOIBER, M. Nedestruktivní zjišťování vlastností dřeva. Brno, 2007. Disertační práce. Mendelova zemědělská a lesnická univerzita v Brně.
- [44] STEIGER, R., M. ARNOLD a R. JOCKWER. Property relationships used in EN 338 strength grades of Norway spruce structural timber. In: CECCOTTI, A. a J. V. VAN DE KUILEN. WCTE 2010 conference proceedings. Trento, Italy, 2010.
- [45] ČSN EN 384 (73 1712). Structural timber. Determination of characteristic values of mechanical properties and density. Praha: ÚNMZ, 2017.
- [46] ETA 11/0190. Self-tapping screws for use in timber constructions. Berlin: DIBt Berlin, 2013.
- [47] WALD, F., Z. SOKOL, C. STEENHUIS a J. JASPART. Component method for steel column base plates. Heron: Spacial Issue: Steel column bases. Delft, 2008, (53). ISSN 0046-7316.
- [48] WALD, F., J. MAREŠ, Z. SOKOL a M. DRDÁČKÝ. Component Method for Historical Timber Joints. In: The Paramount Role of Joints into the Reliable Response of Structures. Dordrecht: Springer Netherlands, 2000, s. 417-424.

DOI: 10.1007/978-94-010-0950-8_36. ISBN 978-0-7923-6701-7. Dostupné také z: http://link.springer.com/10.1007/978-94-010-0950-8_36

- [49] MIKEŠ, K. Styčníky dřevěných konstrukcí s vlepovanými závitovými tyčemi. Praha, 2001. Disertační práce. České vysoké učení technické v Praze. Vedoucí práce Milan Vašek.

7.2 Publikace autora

Přehled publikací souvisejících s problematikou disertační práce.

- [50] KUKLÍK, P. a L. VELEBIL. Novinky v oblasti navrhování vícepodlažních dřevostaveb z křížem vrstveného dřeva. *TZB-info*. 2018, 17914, ISSN 1801-4399
- [51] VELEBIL, L. a P. KUKLÍK. Stanovení tuhosti a únosnosti výztužných stěn z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva. *TZB-info*. 2019, 20003, ISSN 1801-4399
- [52] KUKLÍK, P. a L. VELEBIL. *Konstrukce skladeb stěny pro vícepodlažní budovy na bázi dřeva*. Funkční vzorek, 2019, Kuklík_FV03_12/2019
- [53] VELEBIL, L. a P. KUKLÍK. Racking Strength and Stiffness of Mechanically Jointed Cross Laminated Timber Wall Panels. In: *WCTE 2018 Proceedings*. Seoul: National Institute of Forest Science. 2018. ISBN 979-11-6019-235-3
- [54] VELEBIL, L. a P. KUKLÍK. Spoj panelů z křížem vrstveného dřeva. Czech Republic. Užitiný vzor. CZ 32121. 2018-10-02
- [55] KUKLÍK, P. a L. VELEBIL. Vícepodlažní budovy z křížem vrstveného dřeva. In: *Časopis Stavebnictví*. 2018, XII 8-12. ISSN 1802-2030
- [56] KUKLÍK, P., A. GREGOROVÁ a L. VELEBIL. Požární odolnost a tuhost dřevostaveb. *Konstrukce*. 2018, 2018(3), 47-50. ISSN 1803-8433
- [57] KUKLÍK, P., L. VELEBIL a A. GREGOROVÁ. Problematika požární odolnosti a tuhosti konstrukčních systémů dřevostaveb. In: *Konference Dřevostavby v praxi*. Broumy: DřevoPortál.cz, 2017. pp. 57-60. ISSN 2533-509X
- [58] VELEBIL, L. a P. KUKLÍK. Mechanicky spojované křížem vrstvené dřevo. In: *Stavebnictví*, vol. X, no. 1-2/2016, pp. 22 - 25, 2016. ISSN 1802-2030
- [59] VELEBIL, L. a P. KUKLÍK. Chování prvků z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva. In: *Dřevostavby 2016*. 2016, VOŠ Volyně, Volyně, pp. 117 - 120, ISBN 978-80-86837-84-0
- [60] VELEBIL, L.: Tuhost spojů vrstev CLT prvků. In: *Sborník semináře doktorandů katedry ocelových a dřevěných konstrukcí*. 2016, ČVUT v Praze, Fakulta stavební, Praha, pp. 63 - 68, ISBN 978-80-01-05963-0
- [61] VELEBIL, L. a P. KUKLÍK. Tuhost stěnových prvků z mechanicky spojovaného křížem vrstveného dřeva. In: *DŘEVO&stavby PROFIspeciál 2016*, 2016, vol. 7, pp. 24-26, ISBN 978-80-906132-4-9

- [62] KUKLÍK, P. a L. VELEBIL. Behaviour of Mechanically Laminated CLT Members. In: *2nd International Conference Innovative Materials, Structures and Technologies*. 2015, Riga Technical University, Riga, pp. 67, ISBN 978-9934-10-742-9
- [63] KUKLÍK, P. a L. VELEBIL. Behaviour of Mechanically Laminated CLT Members. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering (MSE)*, pp. 1 - 7, ISSN 1757-8981
- [64] VELEBIL, L. Konstrukce z křížem vrstveného dřeva. In: *Sborník semináře doktorandů katedry ocelových a dřevěných konstrukcí*. 2015, ČVUT v Praze, Fakulta stavební, Praha, pp. 37 - 40, ISBN 978-80-01-05522-9
- [65] KUKLÍK, P., L. VELEBIL a P. NECHANICKÝ. Mechanically Jointed CLT Panels for Wall, Floor and Timber-Concrete Composite Structures. In: *The 2014 World Conference on Timber Engineering*. 2014, Université Laval, Quebec City, Canada, pp. 241 - 242, ISBN 978-0-86488-559-3
- [66] VELEBIL, L. Stropní konstrukce z křížem vrstveného dřeva. In: *Sborník semináře doktorandů katedry ocelových a dřevěných konstrukcí*. 2014, ČVUT v Praze, Fakulta stavební, Praha, pp. 21 - 22, ISBN 978-80-01-05522-9
- [67] KUKLÍK, P. a L. VELEBIL. Experimentální ověření chování mechanicky spojovaných panelů z křížem vrstveného dřeva. In: *Dřevostavby 2014*. 2014, VOŠ Volyně, Volyně, pp. 177 - 180, ISBN 978-80-86837-57-4
- [68] VELEBIL, L. a P. KUKLÍK. Konstrukce z křížem vrstveného dřeva. In: *Stavebnictví*, vol. VIII, no. 01-02/14, pp. 44 - 49, 2014. ISSN 1802-2030
- [69] KUKLÍK, P. a L. VELEBIL. Křížem vrstvené dřevo s mechanickými spoji. In: *TZB info*, vol. 2013, 2013. ISSN 1801-4399

Přehled dalších publikací a výsledků.

- [70] VČELÁK, J., R. ZELENÝ, L. VELEBIL, M. DVOŘÁK, J. DEMUTH a L. ŠAŠEK. *Systém pro měření a vyhodnocení zejména mechanického namáhání, teploty a vlhkosti v nosníku z lepeného lamelového dřeva*. Česká Republika. Patentová přihláška, 2015-571
- [71] ČÁPOVÁ, K., L. VELEBIL, J. VČELÁK, M. DVOŘÁK a L. ŠAŠEK. Environmental Testing of a FBG Sensor System for Structural Health Monitoring of Building and Transport Structures. In: *Procedia Structural Integrity*. 2019, **17**, s. 726-733. DOI: 10.1016/j.prostr.2019.08.097. ISSN 24523216. Dostupné také z: <https://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S2452321619303038>
- [72] KUKLÍK, P., P. SVORA, L. VELEBIL a K. ČÁPOVÁ. Monitoring and Preservation of Wooden Bridges In: *Proceedings of the International Conference on Structural Health Assessment of Timber Structures, SHATiS'2019*. Braga: Universidade do Minho, 2019. p. 866-871. ISBN 978-989-54-4962-0
- [73] KUKLÍK, P., L. VELEBIL, A. GREGOROVÁ a P. SVORA. Monitoring and Protection of Timber-Concrete Bridges. In: *Special Concrete and Composites 2018*. Praha: Czech Technical University in Prague, 2019. p. 57-61. Acta

Polytechnica CTU Proceedings. vol. 22. ISSN 2336-5382. ISBN 978-80-01-06594-5

- [74] KUKLÍK, P., M. HATAJ, J. POŠTA, R. JÁRA, L. VELEBIL a M. TYROVÁ. Spojovací prostředky pro dřevěné konstrukce. *Časopis Stavebnictví*. 2019, XIII(01-02/19), 11-15. ISSN 1802-2030
- [75] VELEBIL, L., K. ČÁPOVÁ, J. VČELÁK, P. KUKLÍK, J. DEMUTH a M. DVOŘÁK. Mechanical Stress Monitoring of Timber and Concrete Structures by Fibre Optic Sensors. In: *WCTE 2018 Proceedings*. Seoul: National Institute of Forest Science, 2018. ISBN 979-11-6019-235-3
- [76] KUKLÍK, P., A. GREGOROVÁ a L. VELEBIL. Požární odolnost vícepodlažních dřevostaveb. In: *Sborník konference požární bezpečnosti staveb PKPO2018*. Broumy: DřevoPortál.cz, 2018. ISSN 2533-509X
- [77] ČÁPOVÁ, K., L. VELEBIL, J. VČELÁK a J. DEMUTH. Field Testing of FBG Based Deformation Sensors Embedded in Concrete Bridge Structure. In: *Road and Rail Infrastructure V, Proceedings of the Conference CETRA 2018*. Zagreb: University of Zagreb, 2018. pp. 49-55. ISSN 1848-9850. ISBN 978-953-8168-25-3
- [78] VELEBIL, L., J. VČELÁK, K. ČÁPOVÁ a M. DVOŘÁK. Testování senzorů mechanického namáhání integrovaných ve struktuře nosníku z lepeného lamelového dřeva. *TZB info*. 2018, 20(17), ISSN 1801-4399
- [79] ČÁPOVÁ, K., J. VČELÁK a L. VELEBIL. *FBG senzor pro měření mechanického přetvoření v betonových konstrukcích*. Funkční vzorek, 2017, FVZ/36/2017/014
- [80] KUKLÍK, P., R. BRANDEJS, M. POKORNÝ, J. POŠTA, S. BOUBALÍK, A. GREGOROVÁ, M. CHARVÁTOVÁ, R. JÁRA, et al. *Možnosti většího uplatnění dřevěných vícepodlažních budov v porovnání se zděnými vícepodlažními budovami*. Lesy České republiky, s.p., 2017
- [81] KUKLÍK, P., L. VELEBIL a A. GREGOROVÁ. Aktuální problematika použití dřeva na vícepodlažní dřevostavby. In: *Ocel', drevo, betón a sklo v konštrukciaách*. Slovenská technická univerzita v Bratislave, Vydavateľstvo SPEKTRUM STU, 2017. pp. 131-136. ISBN 978-80-227-4734-9
- [82] KUKLÍK, P., A. KUKLÍKOVÁ, L. VELEBIL a A. GREGOROVÁ. Non-destructive evaluation and monitoring of timber structures. In: *Proceedings International Scientific Conference Preservation of Cultural Heritage BASA 2017*. Sofia: Bulgarian Academy of Sciences, 2017. ISBN 978-954-8931-52-6
- [83] VELEBIL, L., P. BEJČEK, J. VČELÁK, M. DVOŘÁK, J. DEMUTH a L. ŠAŠEK. *Betonový nosník s integrovanými FBG senzory pro měření mechanického zatížení*. Funkční vzorek, 2017, FVZ/36/2017/001
- [84] KUKLÍK, P., L. VELEBIL a A. GREGOROVÁ. Technická normalizace a vícepodlažní dřevostavby. *TZB info*. 2017, 19.(25.), ISSN 1801-4399
- [85] VČELÁK, J., A. VODIČKA, M. MAŠKA a L. VELEBIL. Chytré domy s monitoringem konstrukcí. In: *Dřevostavby 2017*. 2017, VOŠ Volyně, Volyně, pp. 209 - 213. I. vol. ISBN 978-80-86837-87-1

- [86] KUKLÍK, P., A. GREGOROVÁ a L. VELEBIL. *COST Action FP1404 - Fire Safe Use of Bio-Based Building Products*. Workshop Hosting. 2017
- [87] VELEBIL, L., J. MRŇA, J. NOVÁK a J. VČELÁK. *Zařízení pro měření průvzdušnosti deskových materiálů*. Funkční vzorek, 2016, FVZ/36/2016/004
- [88] VELEBIL, L., R. ZELENÝ, J. VČELÁK a M. OLBRICH. *GLT nosník s integrovanými FBG senzory pro měření mechanického zatížení*. Funkční vzorek, 2016, FVZ/36/2016/002
- [89] VČELÁK, J., P. KUKLÍK, R. ZELENÝ, L. VELEBIL, M. DVOŘÁK a J. DEMUTH. Optical Fiber Sensor for Timber Structure Monitoring. In: *Applied Mechanics and Materials*. Vol. 827, 2016, pp. 344 - 347, ISSN 1660-9336
- [90] ZELENÝ, R., L. VELEBIL, J. VČELÁK, P. KUKLÍK, M. TEREBSYOVÁ, M. DVOŘÁK a L. ŠAŠEK. Optovláknové senzory jako nový způsob monitorování a diagnostiky dřevostaveb. In: *Stavebnictví*, vol. X, no. 1-2/2016, pp. 17 - 21, 2016. ISSN 1802-2030
- [91] OLBRICH, M., R. ZELENÝ, L. VELEBIL, P. KUKLÍK a J. VČELÁK. Java aplikace pro monitorování dřevěných lepených nosníků s optovláknovými senzory. In: *Dřevostavby 2016*. 2016, VOŠ Volyně, Volyně, pp. 145 - 149, ISBN 978-80-86837-84-0
- [92] VELEBIL, L., R. ZELENÝ, J. VČELÁK a P. KUKLÍK. Integrace senzorů mechanického namáhání do struktury lepeného lamelového dřeva. In: *Dřevostavby 2016*. 2016, VOŠ Volyně, Volyně, pp. 141 - 144, ISBN 978-80-86837-84-0
- [93] ZELENÝ, R., J. VČELÁK, L. VELEBIL a P. KUKLÍK. Simulace optovláknové mřížky pro účely vyhodnocení mechanického namáhání dřevěného nosníku. In: *Dřevostavby 2016*. 2016, VOŠ Volyně, Volyně, pp. 178 - 182, ISBN 978-80-86837-84-0
- [94] ZELENÝ, R., L. VELEBIL a J. VČELÁK. Fiber Bragg gratings embedded inside glued laminated timbers: an overview and evaluation. In: *Optical Sensing and Detection IV conference*. 2016, Brussels, ISSN 0277-786X
- [95] VELEBIL, L., R. ZELENÝ, J. VČELÁK a P. KUKLÍK. Monitorování mechanického namáhání dřevěných konstrukcí systémem optovláknových senzorů. In: *TZB info*, vol. 18, no. 24, 2016. ISSN 1801-4399
- [96] VELEBIL, L.; R. ZELENÝ, J. VČELÁK, M. DVOŘÁK, P. KUKLÍK, M. TEREBSYOVÁ a M. OLBRICH. Optical Fibre Sensors as a Potential Solution for Monitoring Wooden Structures. In: *WCTE 2016 CD-ROM Proceedings*. 2016, Vienna, ISBN 978-3-903039-00-1
- [97] KUKLÍK, P., A. GREGOROVÁ, A. KUKLÍKOVÁ a L. VELEBIL. Technická normalizace v oboru dřevěných konstrukcí. In: *DŘEVO&stavby PROFIspeciál 2016*. 2016, vol. 7, pp. 6 - 9, ISBN 978-80-906132-4-9
- [98] KUKLÍK, P., J. VČELÁK, L. VELEBIL a M. DVOŘÁK. Fiber Optic Sensors for Structural Health Monitoring. In: *Experimental Stress Analysis 2015*. 2015, ČVUT v Praze, Fakulta stavební, Český Krumlov, pp. 191 - 194. ISBN 978-80-01-05735-3

- [99] KUKLÍK, P., J. VČELÁK, L. VELEBIL a M. DVOŘÁK. Monitorování stavebních konstrukcí pomocí optických FBG snímačů. In: *Dřevostavby 2015*. 2015, VOŠ Volyně, Volyně, pp. 173 - 175, ISBN 978-80-86837-57-4
- [100] ŠRŮTEK, Z., P. KUKLÍK a L. VELEBIL. *Montážní spoj dřevěných příhradových konstrukcí*. Užitný vzor, 2015, 2015-31657
- [101] VČELÁK, J., R. ZELENÝ, L. VELEBIL, M. DVOŘÁK, J. DEMUTH a L. ŠAŠEK. *Systém pro měření a vyhodnocení zejména mechanického namáhání, teploty a vlhkosti v nosníku z lepeného lamelového dřeva*. Užitný vzor, 2015, 2015-31448
- [102] ZELENÝ, R., B. KORENKO, L. VELEBIL a J. VČELÁK. *Testovací zařízení pro zatěžování dřevěných vzorků*. Funkční vzorek, 2015, FZV/36/2015/10
- [103] ZELENÝ, R., L. VELEBIL, M. DVOŘÁK, J. VČELÁK, P. KUKLÍK a M. TEREBSYOVÁ. Chytrý lepený lamelový nosník se zabudovanými vláknovými senzory pro monitorování stavu konstrukce. In: *Symposium Energeticky efektivní budovy 2015*. 2015, UCEEB, Buštěhrad, pp. 349 - 354, ISBN 978-80-02-02615-0
- [104] KUKLÍK, P., L. VELEBIL a M. CHARVÁTOVÁ. *Evaluation report of the fire test - single story wooden building*. Tuzemská výzkumná zpráva cizojazyčně, 2015, VZP201401
- [105] ŠEFČÍKOVÁ, K., J. DOLEJŠ a L. VELEBIL. *Zařízení pro měření modulu pružnosti*. Funkční vzorek, 2014, FVZ-DSV-1

8 PŘÍLOHY

Příloha 1 - Materiálové vlastnosti zkušebních těles

Tab. P1: Záznam měření a vyhodnocení materiálových vlastností lamel stěnových panelů

Lamela	Rozměry lamel			Vlhkost	Hmotnost	Hustota		Stanovení modulu pružnosti - Sylvatest						Ohybová zkouška		
								Vzdál. bodů	Čas	Rychlost	Modul pružnosti			Zatížení	Ohybová pevnost	
	b [mm]	h [mm]	l [mm]	w [%]	m_w [g]	ρ_w [kg/m ³]	ρ_{12} [kg/m ³]	L [mm]	t [μs]	v [km/s]	E_{dyn} [GPa]	$E_{12,dyn}$ [GPa]	$E_{12,stat}$ [GPa]	$F_{max,exp}$ [kN]	$f_{m,w}$ [MPa]	$f_{m,12}$ [MPa]
P1-1-2	169	27	3 000	8,6	6 571	480	495	1 000	184	5,4	14,2	13,7	12,3	25,9	85,2	73,6
P1-1-9	168	27	3 000	9,6	6 532	480	495	1 000	172	5,8	16,2	15,8	14,0	26,9	89,0	80,4
P1-2-6	167	27	2 525	9,4	5 237	460	470	1 000	172	5,8	15,5	15,2	13,5	25,6	85,2	76,4
P1-3-9	170	27	2 998	10,1	5 367	390	400	1 000	194	5,2	10,4	10,2	9,5	-	-	-
P2-3-1	165	27	3 000	9,0	6 282	470	485	1 000	177	5,6	15,0	14,6	13,0	18,5	62,4	54,9
P3-1-1	168	27	3 000	9,6	7 348	540	550	1 000	168	6,0	19,1	18,7	16,3	22,9	75,9	68,6
P3-1-5	167	27	3 000	9,0	6 764	500	510	1 000	221	4,5	10,2	9,9	9,3	17,4	57,9	50,9
P3-1-8	167	27	3 000	11,4	6 561	485	485	1 000	175	5,7	15,8	15,7	14,0	14,4	47,7	46,6
P3-2-7	168	27	2 525	10,1	6 185	540	550	1 000	162	6,2	20,6	20,2	17,5	23,1	76,4	70,6
P3-2-10	168	27	2 525	10,6	6 700	585	590	1 000	170	5,9	20,2	20,0	17,3	34,8	115,0	108,6
P3-3-5	169	27	3 000	10,0	5 133	375	380	1 000	274	3,6	5,0	4,9	5,3	-	-	-
P3-3-7	168	27	3 000	9,9	6 872	505	515	1 000	182	5,5	15,2	14,9	13,3	-	-	-
P3-3-10	168	27	3 000	10,5	7 484	550	555	1 000	242	4,1	9,4	9,3	8,8	33,9	112,1	105,4

Tab. P2: Záznam měření a vyhodnocení materiálových vlastností lamel u vzorků pro stanovení tuhosti spojů

Lamela	Rozměry lamel			Vlhkost	Hmotnost	Hustota		Sylvatest				Fakopp						Modul pružnosti	Ohybová zkouška		
	<i>b</i>	<i>h</i>	<i>l</i>			ρ_w	ρ_{12}	Čas	Rychlost	Modul pružnosti		Čas			Rychlost	Modul pružnosti			Zatížení	Ohybová pevnost	
	[mm]	[mm]	[mm]	[%]	m_w [g]	ρ_w [kg/m ³]	ρ_{12} [kg/m ³]	<i>t</i> [μs]	<i>v</i> [km/s]	$E_{w,dyn,sylv}$ [GPa]	$E_{12,dyn,sylv}$ [GPa]	<i>t</i> ₁ [μs]	<i>t</i> ₂ [μs]	<i>t</i> ₃ [μs]	<i>v</i> [km/s]	$E_{dyn,fak}$ [GPa]	$E_{12,dyn,fak}$ [GPa]	$E_{12,stat}$ [GPa]	$F_{max,exp}$ [kN]	f_{mw} [MPa]	$f_{m,12}$ [MPa]
1	170	28	502	9,9	1 406	600	610	87	5,8	20,0	19,6	102	102	100	5,6	18,9	18,5	16,6	-	-	-
2	170	28	502	10,0	1 413	605	615	87	5,8	20,1	19,7	99	100	99	5,7	19,9	19,6	17,1	-	-	-
3	170	29	502	10,1	1 523	630	640	86	5,8	21,4	21,0	100	98	100	5,7	20,8	20,4	17,9	-	-	-
4	170	28	501	8,6	1 362	580	600	91	5,5	17,6	17,0	105	105	104	5,4	17,0	16,4	14,7	-	-	-
5	170	28	501	11,4	1 230	525	530	86	5,8	17,8	17,7	98	97	98	5,8	18,0	17,8	15,6	-	-	-
6	171	28	502	10,6	1 469	625	635	88	5,7	20,3	20,0	104	103	103	5,5	18,8	18,6	16,8	-	-	-
7	170	28	501	10,5	1 234	520	525	87	5,8	17,2	17,0	104	102	102	5,5	15,9	15,6	14,4	-	-	-
8	170	28	501	9,0	1 624	680	700	95	5,3	18,9	18,3	108	106	106	5,3	19,0	18,5	16,1	-	-	-
9	170	28	501	9,6	1 407	590	605	85	5,9	20,5	20,0	98	98	98	5,8	20,0	19,5	17,2	-	-	-
10	171	28	501	9,0	1 431	610	625	85	5,9	21,2	20,6	98	97	98	5,8	20,9	20,2	17,7	-	-	-
11	171	28	501	10,1	1 375	585	595	87	5,8	19,4	19,0	100	99	102	5,7	18,8	18,5	16,3	-	-	-
12	170	28	501	9,4	1 453	610	625	85	5,9	21,2	20,6	99	98	97	5,8	20,7	20,2	17,7	-	-	-
13	170	28	501	9,6	1 549	650	665	85	5,9	22,6	22,0	97	97	97	5,9	22,6	22,0	19,0	-	-	-
14	170	28	501	9,3	1 452	610	625	84	6,0	21,7	21,1	96	93	96	6,0	22,2	21,6	18,4	-	-	-
15	171	28	501	10,0	1 406	600	610	88	5,7	19,4	19,1	102	103	99	5,6	18,9	18,5	16,4	-	-	-
16	170	28	501	9,7	1 575	675	690	85	5,9	23,4	22,9	98	97	94	5,9	23,8	23,3	19,8	-	-	-
17	170	28	501	9,8	1 461	615	625	86	5,8	20,9	20,4	98	97	97	5,9	21,2	20,7	17,8	-	-	-
18	171	28	501	9,8	1 430	610	620	89	5,6	19,3	18,9	100	102	100	5,7	19,5	19,0	16,5	-	-	-
19	170	28	502	9,0	1 462	625	640	85	5,9	21,8	21,1	97	99	96	5,9	21,6	20,9	18,2	-	-	-
20	170	28	501	9,3	1 573	670	690	89	5,6	21,2	20,7	100	100	102	5,7	21,4	20,8	17,9	-	-	-
21	171	28	501	12,4	1 408	590	585	88	5,7	19,1	19,2	99	100	99	5,7	19,4	19,5	16,8	-	-	-
22	170	28	501	9,6	1 261	540	550	83	6,0	19,7	19,2	94	92	91	6,2	21,0	20,5	17,2	-	-	-
23	170	28	501	9,5	1 398	595	610	85	5,9	20,7	20,2	97	97	96	5,9	20,8	20,3	17,5	-	-	-
24	170	28	501	9,4	1 253	535	550	85	5,9	18,6	18,1	97	99	97	5,8	18,3	17,8	15,7	-	-	-
25	170	28	501	8,9	1 438	605	620	93	5,4	17,6	17,0	106	106	106	5,3	17,2	16,7	14,8	-	-	-
26	171	28	501	8,9	1 273	530	545	83	6,0	19,3	18,7	94	96	94	6,1	19,5	18,9	16,4	33,6	101,8	89,2
27	170	28	501	8,5	1 382	580	600	85	5,9	20,1	19,4	96	96	97	5,9	20,5	19,8	17,0	-	-	-
28	170	28	501	8,0	1 269	530	550	89	5,6	16,8	16,1	102	100	102	5,6	16,7	16,0	14,2	-	-	-

29	170	28	501	9,8	1 459	625	635	90	5,6	19,4	18,9	108	105	106	5,3	17,6	17,2	15,8	-	-	-
30	170	28	501	8,5	1 255	535	555	87	5,8	17,7	17,1	99	99	99	5,8	17,7	17,1	15,1	-	-	-
31	170	28	502	7,6	1 390	580	605	85	5,9	20,2	19,3	96	96	96	6,0	20,7	19,8	17,0	-	-	-
32	170	28	501	7,6	1 338	570	595	86	5,8	19,3	18,5	97	98	98	5,8	19,5	18,6	16,2	-	-	-
33	170	27	501	9,6	1 401	610	625	93	5,4	17,7	17,3	108	108	106	5,3	16,8	16,4	14,8	-	-	-
34	171	28	501	8,6	1 435	610	630	85	5,9	21,2	20,5	100	98	98	5,8	20,4	19,7	17,4	-	-	-
35	170	28	502	12,4	1 429	610	610	90	5,6	18,9	19,0	108	108	108	5,2	16,6	16,7	15,6	-	-	-
36	170	27	501	9,5	1 422	620	635	93	5,4	18,0	17,5	109	109	110	5,1	16,4	16,0	14,8	-	-	-
37	170	28	501	9,8	1 493	635	650	85	5,9	22,1	21,6	96	96	96	6,0	22,6	22,1	18,8	-	-	-
38	170	27	501	8,0	1 374	595	620	84	6,0	21,2	20,3	96	97	94	6,0	21,3	20,5	17,7	-	-	-
39	170	28	501	9,1	1 369	575	590	85	5,9	20,0	19,4	97	98	97	5,9	19,8	19,2	16,8	28,2	85,6	75,7
40	170	28	502	9,4	1 385	590	605	84	6,0	21,0	20,5	94	97	96	6,0	21,2	20,6	17,8	-	-	-
41	170	28	501	9,5	1 417	595	610	88	5,7	19,3	18,8	105	103	104	5,4	17,6	17,2	15,8	-	-	-
42	170	28	501	10,6	1 384	590	600	87	5,8	19,6	19,3	92	94	98	6,1	21,7	21,4	17,6	-	-	-
43	170	28	501	10,1	1 495	625	640	84	6,0	22,2	21,8	96	94	96	6,0	22,6	22,2	18,9	-	-	-
44	171	28	501	10,6	1 463	625	630	85	5,9	21,7	21,4	97	96	94	6,0	22,4	22,1	18,7	32,2	101,0	95,3
45	171	28	502	9,1	1 361	570	585	86	5,8	19,4	18,8	102	100	102	5,6	18,0	17,4	15,9	31,5	95,4	84,4
46	170	28	502	9,7	1 426	595	610	86	5,8	20,2	19,8	98	98	97	5,9	20,4	19,9	17,2	-	-	-
47	170	28	502	11,3	1 451	610	610	89	5,6	19,4	19,2	99	99	98	5,8	20,4	20,3	17,2	-	-	-
48	170	28	502	10,3	1 397	585	595	83	6,0	21,4	21,0	92	93	93	6,2	22,6	22,2	18,6	30,7	93,2	86,8
49	170	28	501	11,5	1 466	615	620	88	5,7	19,9	19,8	100	99	98	5,8	20,4	20,3	17,4	-	-	-
50	170	28	502	11,2	1 265	540	545	96	5,2	14,7	14,6	110	109	110	5,1	14,2	14,1	12,9	-	-	-
51	170	27	501	10,8	1 323	575	580	95	5,3	16,0	15,8	109	112	110	5,1	14,9	14,7	13,6	-	-	-
52	170	28	502	11,6	1 248	535	535	89	5,6	17,0	16,9	103	103	103	5,5	16,2	16,2	14,6	-	-	-
53	170	28	501	10,9	1 424	610	615	87	5,8	20,2	20,0	100	99	98	5,8	20,2	20,0	17,4	-	-	-
54	170	28	502	11,3	1 256	535	540	91	5,5	16,2	16,1	105	100	103	5,5	16,4	16,3	14,3	-	-	-
55	170	28	501	10,7	1 411	590	600	88	5,7	19,1	18,9	100	100	100	5,7	19,1	18,9	16,5	-	-	-
56	170	28	502	11,0	1 274	535	540	91	5,5	16,2	16,1	103	104	104	5,5	16,0	15,9	14,1	-	-	-
57	171	28	501	12,2	1 455	620	620	87	5,8	20,6	20,6	97	98	98	5,8	21,2	21,2	18,1	-	-	-
58	170	28	502	13,0	1 256	525	520	89	5,6	16,7	16,8	99	99	99	5,8	17,4	17,6	15,1	29,0	88,0	91,5
59	170	28	501	14,2	1 457	620	610	88	5,7	20,1	20,5	98	98	98	5,8	21,0	21,5	18,2	-	-	-
60	170	27	501	10,3	1 370	595	605	91	5,5	18,0	17,7	102	103	103	5,5	18,2	17,9	15,6	-	-	-
61	170	28	501	10,7	1 482	635	640	89	5,6	20,1	19,9	99	100	99	5,7	20,9	20,6	17,5	29,8	93,9	89,0
62	170	28	502	9,2	1 383	580	595	81	6,2	22,2	21,6	90	91	91	6,4	23,6	22,9	19,1	-	-	-

63	170	28	502	9,9	1 234	515	525	82	6,1	19,3	18,9	91	92	92	6,3	20,4	20,0	16,9	-	-	-
64	170	28	501	9,0	1 266	540	555	85	5,9	18,8	18,2	97	96	91	6,1	19,8	19,2	16,3	-	-	-
65	171	28	502	8,9	1 176	490	505	83	6,0	17,9	17,3	94	93	93	6,2	18,6	18,1	15,5	-	-	-
66	170	28	501	8,7	1 254	525	540	84	6,0	18,7	18,1	94	93	93	6,2	19,9	19,3	16,3	-	-	-
67	170	28	501	8,8	1 196	510	525	83	6,0	18,6	18,0	93	93	92	6,2	19,7	19,0	16,2	-	-	-
68	170	28	501	9,5	1 270	535	545	84	6,0	19,0	18,6	94	92	96	6,1	20,0	19,5	16,6	-	-	-
69	171	28	501	10,1	1 368	580	590	85	5,9	20,1	19,8	94	96	94	6,1	21,3	20,9	17,6	-	-	-
70	170	28	501	9,6	1 389	580	595	92	5,4	17,2	16,8	102	103	100	5,6	18,1	17,7	15,1	-	-	-
71	171	28	502	10,5	1 377	585	595	86	5,8	19,9	19,6	97	98	98	5,9	20,0	19,7	17,1	-	-	-
72	170	28	502	10,3	1 421	605	615	91	5,5	18,4	18,1	100	100	99	5,7	19,8	19,5	16,4	-	-	-
73	170	28	502	9,6	1 161	495	510	84	6,0	17,6	17,2	96	97	97	5,9	17,4	17,0	15,0	-	-	-
74	170	28	502	10,3	1 440	615	625	90	5,6	19,1	18,8	102	103	102	5,6	19,0	18,6	16,3	26,5	83,5	77,9
75	170	28	501	8,8	1 364	570	590	81	6,2	21,8	21,1	90	90	91	6,4	23,3	22,6	18,8	-	-	-
76	170	28	501	9,6	1 328	565	580	81	6,2	21,6	21,1	90	91	90	6,4	23,1	22,6	18,8	26,1	82,1	74,2
77	170	28	501	10,4	1 386	585	590	86	5,8	19,9	19,5	93	93	94	6,2	22,2	21,8	17,9	-	-	-
78	170	28	502	8,9	1 235	520	535	89	5,6	16,5	16,0	99	98	99	5,8	17,4	16,9	14,5	-	-	-
79	170	28	501	10,3	1 553	650	660	93	5,4	18,9	18,5	105	106	105	5,4	18,7	18,4	16,1	-	-	-
80	170	28	501	9,4	1 457	620	635	84	6,0	22,1	21,5	93	93	91	6,2	24,1	23,5	19,3	-	-	-
81	170	28	502	11,0	1 522	635	645	92	5,5	18,9	18,7	100	94	102	5,8	21,3	21,0	17,2	34,9	105,9	101,7
82	170	28	502	9,8	1 456	625	635	83	6,0	22,8	22,3	92	92	91	6,3	24,8	24,2	20,0	-	-	-
83	170	27	502	11,3	1 463	640	640	90	5,6	19,9	19,7	100	102	100	5,7	20,5	20,3	17,4	-	-	-
84	170	27	502	10,3	1 419	615	625	82	6,1	23,0	22,6	91	91	91	6,3	24,8	24,4	20,1	-	-	-

