

**ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ
V PRAZE**

FAKULTA STAVEBNÍ
KATEDRA OCELOVÝCH A DŘEVĚNÝCH KONSTRUKCÍ



**BAKALÁŘSKÁ PRÁCE
KŘÍŽEM VRSTVENÉ DŘEVO**

Vypracoval:

Šimon Matějka

Vedoucí práce:

doc. Ing. Petr Kuklík, CSc.

2022

ZADÁNÍ BAKALÁŘSKÉ PRÁCE

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: Matějka Jméno: Šimon Osobní číslo: 484436
Zadávající katedra: Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí
Studijní program: Stavební inženýrství
Studijní obor: Konstrukce pozemních staveb

II. ÚDAJE K BAKALÁŘSKÉ PRÁCI

Název bakalářské práce: Křížem vrstvené dřevo
Název bakalářské práce anglicky: Cross Laminated Timber
Pokyny pro vypracování:
Bakalářská práce bude zaměřena na problematiku navrhování křížem vrstveného dřeva.

Seznam doporučené literatury:

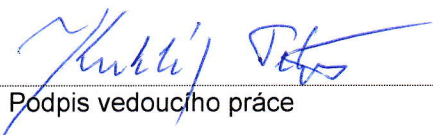
- [1] Kuklík: Dřevěné konstrukce, ČVUT Praha
- [2] Kuklík, Kuklíková, Mikeš: Dřevěné konstrukce 1, Cvičení, ČVUT Praha
- [3] Studnička, Holický: Ocelové konstrukce 20 - Zatížení staveb, ČVUT Praha
- [4] http://fast10.vsb.cz/temtis/documents/handbook_2_CZ.pdf
- [5] ČSN EN 1995-1-1
- [6] ČSN Online | Portál FSv ČVUT (cvut.cz)

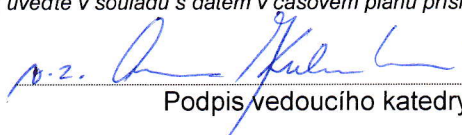
Jméno vedoucího bakalářské práce: doc. Ing. Petr Kuklík, CSc.

Datum zadání bakalářské práce: 14.02.2022

Termín odevzdání BP v IS KOS: 15.05.2022

Údaj uvedte v souladu s datem v časovém plánu příslušného ak. roku


Podpis vedoucího práce


Podpis vedoucího katedry

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

Beru na vědomí, že jsem povinen vypracovat bakalářskou práci samostatně, bez cizí pomoci, s výjimkou poskytnutých konzultací. Seznam použité literatury, jiných pramenů a jmen konzultantů je nutné uvést v bakalářské práci a při citování postupovat v souladu s metodickou příručkou ČVUT „Jak psát vysokoškolské závěrečné práce“ a metodickým pokynem ČVUT „O dodržování etických principů při přípravě vysokoškolských závěrečných prací“.

14. 2. 2022
Datum převzetí zadání


Podpis studenta(ky)

Čestné prohlášení

Prohlašuji, že jsme tuto práci vypracoval samostatně, pouze s konzultacemi vedoucího mé práce a jeho kolegů. Veškerou literaturu, ze které jsem čerpal, jsem uvedl v seznamu použité literatury.

V Praze dne 5.5.2022

Šimon Matějka

Poděkování

Chtěl bych poděkovat panu doc. Ing. Petru Kuklíkovi, CSc. za odborné vedení, velkou ochotu a mnoho důležitých rad. Dále bych rád poděkoval Univerzitnímu centru energeticky efektivních budov ČVUT za možnost podílet se na experimentech, jejichž výsledky jsou v této práci prezentovány.

Abstrakt

Cílem teoretické části práce je představit mechanismy přenášení zatížení a z nich vycházející návrhové postupy pro výpočty lepeného a šroubovaného CLT za běžné teploty i za požáru. V práci jsou představeny modely známé z literatury a také jeden nový model, který je modifikací výpočetního modelu mechanicky spojovaných nosníků pro výpočetní programy.

Praktická část se zabývá aplikací a porovnáním výpočetních modelů na výpočtech vzpěrné únosnosti šroubovaného CLT panelu. Výsledky výpočtů jsou porovnány s výsledky zkoušek provedených v Univerzitním centru energeticky efektivních budov ČVUT v Buštěhradě. Ze závěru porovnání výsledků výpočtů a zkoušek vychází další část práce, kterou je numerická modelace prokluzu spoje šroubovaného CLT. V závěru praktické části je poskytnuto doporučení pro další postup při zpřesňování výpočtu šroubovaného CLT.

Klíčová slova

dřevěné konstrukce, výpočtové metody pro CLT, šroubované CLT, zkouška vzpěrné únosnosti

Abstract

The aim of theoretical part of the thesis is to introduce the mechanisms of load distribution and based on them the methods of calculations of glued and screwed CLT in standard temperature and during fire. There are introduced models known from literature and also a new one which is a modification of calculation model of mechanical connected beams for computer programs.

The practical part deals with application and comparison of calculation models with results of tests made in University Centre for Energy Efficient Buildings CTU in Buštěhrad. The next part of the work is based on the conclusion of comparison of the results of tests and calculations. This part is focused on the numerical modeling of slip of the joint of screwed CLT. In the conclusion of the practical part is provided a recommendation for the next progress for creating more accurate calculation model of screwed CLT.

Key words

timber constructions, calculation models of CLT, screwed CLT, test of buckling capacity

Obsah

1	ÚVOD	7
2	TEORETICKÁ ČÁST	7
2.1	Technologie CLT	7
2.1.1	Co je CLT	7
2.1.2	Konstrukční systém z CLT	9
2.2	Statický návrh prvků CLT	11
2.2.1	Specifika návrhu prvků CLT	11
2.2.1.1.	Valivý smyk a tuhost příčných vrstev	11
2.2.1.2.	Dlouhodobé chování prvků z CLT	14
2.2.2	Statický výpočet stropních prvků	15
2.2.2.1	Modifikovaná Gama metoda.....	16
2.2.2.2	Modifikovaná Gama metodou pro metodu konečných prvků.....	21
2.2.2.3	Metoda smykové analogie.....	23
2.2.2.5	Statický výpočet obousměrně pnuté desky z CLT	28
2.2.3	Statický výpočet stěnových prvků	29
2.2.3.1	Výpočet únosnosti na prostý tlak	30
2.2.3.2	Výpočet vzpěrné únosnosti pomocí Eurokódu 5.....	30
2.2.3.3	Ohyb panelu ve vlastní rovině.....	33
2.2.3.4	Působení smyku v rovině panelu.....	37
2.2.4	Návrh prvků z CLT na účinky požáru	41
2.2.4.1	Stanovení hloubky zuhelnatění	42
2.2.4.2	Stanovení rozměrů redukováného průřezu.....	44
2.2.5	Horizontální zatížení objektů z CLT	45
2.2.5.3	Deformace smykové stěny	49
2.2.6	Statický výpočet CLT pomocí specializovaných softwarů	50
2.2.6.1	Návrh CLT pomocí modulu RF-Laminate.....	50
3	PRAKTICKÁ ČÁST	53
3.1	Zkoušky	53
3.1.1	Popis zkoušených vzorků	53
3.1.2	Popis zkoušky	53
3.1.3	Výsledky zkoušek	55
3.2	Výpočty	58
3.2.1.	Porovnání vypočtených výsledků	59
3.3	Porovnání výsledků výpočtů a zkoušek	60
3.4	Výpočet prokluzu spojovacích prostředků	61

4 ZÁVĚR.....	64
Seznam zdrojů.....	65
Seznam příloh.....	65

1 ÚVOD

Stavění ze dřeva nabývá v posledních letech na čím dál větší oblibě. Předností dřevostaveb je rychlost výstavby, přesnost, příznivý vliv na lidskou psychiku a životní prostředí. Do nedávna se ze dřeva stavěly jen nižší budovy, křížem vrstvené dřevo je přelomovým materiálem, který tuto skutečnost mění. Díky vysoké požární odolnosti a únosnosti již při malých tloušťkách lze tuto technologii používat i pro vyšší budovy. Ve světě už byly realizovány první projekty výškových budov a další vznikají.

Problémem u CLT je nedostatečná normativní podpora. V současné době neexistují evropské normy pro výpočet těchto konstrukcí. Přesto je ale vytvořeno několik postupů, kterými se konstrukce z CLT počítají. Mnoho posudků se v současné době provádí velmi konzervativně, na druhou stranu některé výpočty parametry CLT nadhodnocují. Křížem vrstvené dřevo přenáší zatížení specifickými mechanismy, které nejsou u jiných dřevěných konstrukcí známy. Bude nutné ještě vyřešit řadu problémů spojených s návrhem CLT, aby bylo možné do druhé generace Eurokódu zakomponovat výpočetní postupy, které by byly bezpečné a efektivní.

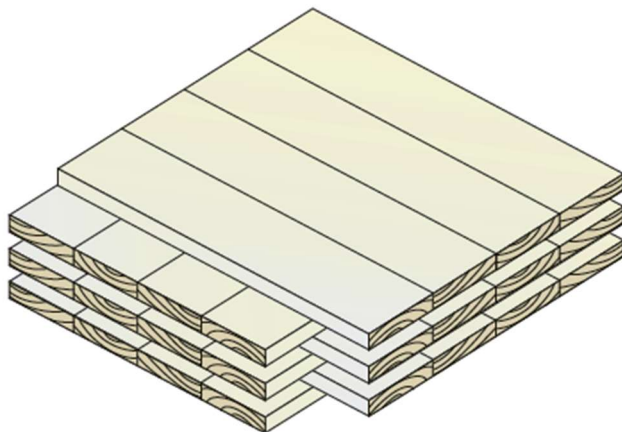
Cílem této práce je představit výpočetní modely, mechanismy chování a specifika CLT. Dále je snahou porovnat výpočetní postupy s výsledky zkoušek a učinit závěr, který nasměruje další zkoumání, v tomto případě šroubovaného, CLT.

2 TEORETICKÁ ČÁST

2.1 Technologie CLT

2.1.1 Co je CLT

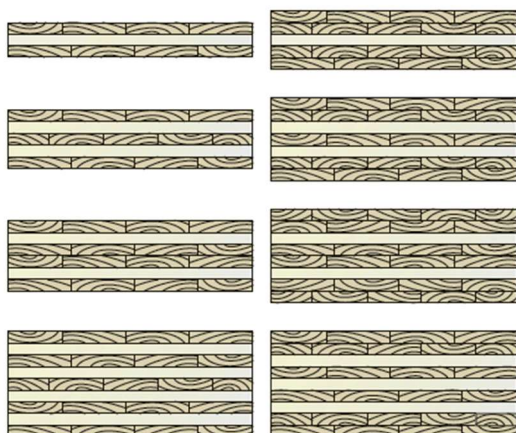
Panely z CLT, neboli křížem vrstveného dřeva, jsou 2D prvky složené z nejčastěji lichého počtu vzájemně kolmých vrstev. Panely jsou složeny minimálně ze tří vrstev. Maximální počet vrstev bývá sedm (viz obr. 1) [1].



Obr.1 Skladba CLT panelu [2]

Jednotlivé vrstvy jsou složeny z nekonečných lamel tvořených prkny spojenými zubovým (klínovým) spojem (viz obr. 3). Průřez lamel bývá rozměru $b_l \times h_l = (80 \div 240) \times (10 \div 45)$ mm [3]. Poměr b_l/h_l by se měl pohybovat kolem hodnoty 0,25. Volba poměru stran má vliv na únosnost příčně orientované vrstvy v kroucení. Šířka lamel v jedné vrstvě se může lišit, dále se může lišit i tloušťka jednotlivých vrstev v jednom panelu. Průřezy panelů bývají nejčastěji symetrické, možné je vytvářet i panely s nesymetrickým průřezem, například panely s vrstvami s vyšší tloušťkou na vnější straně směřující do interiéru, a to z důvodu zvýšení požární odolnosti panelu [2]. Také je možné vytvářet průřezy s částí vrstev paralelních

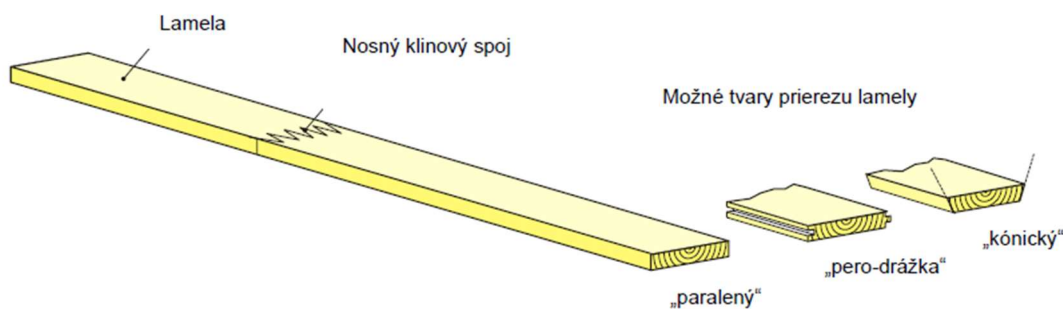
s vazbami sousedními (viz obr.2). Jednotlivé vrstvy CLT panelu jsou k sobě spojeny buď lepidlem, nebo vruty. Tloušťka průřezu se standardně pohybuje do 500 mm [3].



Obr.2 Příklady příčných řezů CLT panelů [2]

Lamely se vyrábějí nejčastěji z měkkého dřeva, a to hlavně ze dřeva smrkového, používá se ale i dřevo z jedle, borovice, modřínu a douglasky. Do budoucna se nejspíše začne využívat i tvrdé dřevo [4]. Pevnost jednotlivých lamel dosahuje zpravidla minimálně třídy GL24h [3]. Pevnostní třída dřeva v jednotlivých vrstvách se může lišit. Nabízí se například ve středu průřezu panelu, který je méně namáhán normálovou silou od ohybu, využít méně únosné dřevo, a naopak na vnějších stranách průřezu použít dřevo únosnější [2].

Jednotlivé lamely v jedné vrstvě jsou na boční straně tvarovány kónicky, paralelně, či jako pero-drážka (viz obr. 3) [3]. Lamely mohou být na bočních stranách jedna ke druhé přilepeny, tím lze dosáhnout vyšší únosnosti a difuzního odporu panelu. Z důvodu vyšší náročnosti výroby to ale nebývá časté řešení [2].



Obr.3 Tvary jednotlivých lamel [3]

Rozměry panelů jsou závislé na rozměrech stavby, výrobní linky a také možnosti dopravy panelů na místo stavby. Panely bývají vysoké do 3 m a dlouhé do 16÷18 m. Panely je možné stavět jak na výšku, tak na délku. Panely jsou vyráběny na zakázku. Technologie výroby nevyžaduje dodržování žádné modulové řady, to dává velkou volnost architektům. V panelech je možné ve výrobě CNC stroji vytvářet výřezy například pro okna či dveře, a zářezy, například pro vedení instalací [1].

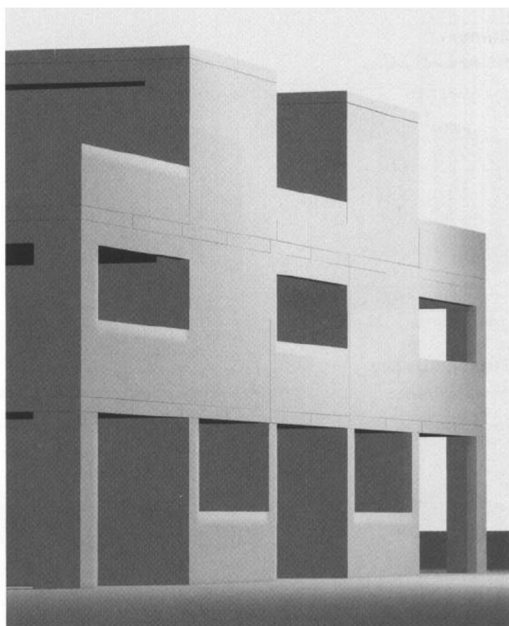
Panely je možné vytvářet i se zakřiveným tvarem, poloměr křivosti panelu by měl být větší než r_{min} [4].

$$r_{min} = 250d_{i,max} \quad (1)$$

kde r_{min} minimální poloměr křivosti panelu
 $d_{i,max}$ tloušťka nejtlustší vrstvy v panelu

2.1.2 Konstrukční systém z CLT

Stavby z panelů CLT se řadí do skupiny masivních dřevostaveb. Jejich nosná konstrukce se skládá ze vzájemně spojených plošných dílců tvořících stěny, stropy, střechy (viz obr.4). Tyto stavby mívají stěnový konstrukční systém. Důležitou částí konstrukce bývá nosné ztužující jádro. Panely CLT mohou přenášet smyk a je možné je s dobrými výsledky využít pro tvorbu ztužujících stěn [5].



Obr.4 Schématický obrázek nosné konstrukce z CLT [5]

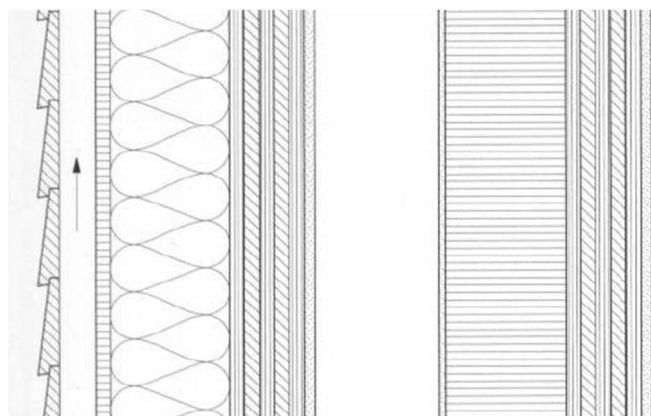
Z CLT se v současné době staví jak rodinné, tak i vícepodlažní bytové a kancelářské objekty. V České republice zatím dominují rodinné domy. U rodinných domů se konstrukce v porovnání s 2by4 systémem cenově nevyplácí, na druhou stranu jsou u CLT systému lehce proveditelné detaily a u zejména pasivních domů se rozdíl v ceně stavby snižuje. U rodinných domů se oproti 2by4 použije při stavbě CLT technologií více dřeva, u takto malých objektů bývají panely pevnostně velmi málo využity. Největší potenciál křížem vrstveného dřeva se nejspíše nachází ve vícepodlažní výstavbě, protože CLT panely vykazují vysokou únosnost a jsou schopny dodat objektu potřebnou tuhost, a to jak stropních tabulí, tak i stěn. Další pozitivum je vysoká rychlost výstavby umožněná dopravou velkých dílců, které se na stavbě již jen spojují suchým procesem, u rozsáhlejších objektů se tato vlastnost výrazněji projevuje. Ze stavby z velkých dílců na druhou stranu vznikají dvě negativa: prvním je náročnost dopravy dílců na místo stavby a druhým je nutnost jeřábu při výstavbě. Díky absenci mokrého procesu při výstavbě nosné konstrukce je teoreticky možné stavět i v zimním období [1].

Výšku staveb z CLT v současné době omezují požární předpisy. Dřevostavby, jakožto stavby z konstrukcí druhu v nejlepším případě DP2, se řadí mezi hořlavé konstrukční systémy. S takovým konstrukčním systémem lze podle současné legislativy stavět maximálně do požární výšky 9 m či 12 m. Do 12 m lze stavět pouze v případě, že je ve stavbě chráněná

úniková cesta z konstrukcí DP1 [6]. Postupem času lze ale očekávat úpravu předpisů a umožnění stavby vyšších objektů, například v Kanadě se již před několika lety legislativně povolila výstavba dřevostaveb do výšky šesti podlaží v případě využití samozhášivé technologie sprinklerů [1].

V současné době dochází v oblasti dřevostaveb ke kombinacím jednotlivých konstrukčních systémů. Příkladem kombinovaného konstrukčního systému je stavba tvořená stěnami z CLT panelů a trémovými stropy. Tato kombinace je výhodná z pohledu efektivity vodorovné nosné konstrukce, neboť hmotnost stropních CLT panelů, díky smykově nevyužití hmotě jádra, se zvyšujícím se rozponem výrazně narůstá. Je možné a často i nutné a výhodné kombinovat nosné konstrukce z různých materiálů. Například využít železobetonové jádro zajišťující, vyjma tuhosti konstrukce, i chráněnou únikovou cestu pro případ vypuknutí požáru. Z železobetonu lze postavit podzemní podlaží a přízemí. Podzemní podlaží je vždy nutné stavět z jiného materiálu než dřeva, stavbou 1.NP ze železobetonu lze předejít disproportionálnímu kolapsu objektu. Možné a často využívané je i nahrazení dřeva ocelí, například u hodně namáhaných sloupů nebo průvlaků [5].

Co se týče teplené techniky, konstrukce z CLT jakožto masivní konstrukce vykazují lepší akumulaci tepla než konstrukce sloupkového systému. To snižuje riziko přehřívání interiéru v letních měsících. Další výhodou je jednoduchost skladby obvodových stěn. Tepelná izolace se z pravidla umísťuje na vnější líc panelů, skladba obvodových stěn se tedy velmi podobá skladbě stěn tvořených například železobetonovou nebo zděnou konstrukcí (viz obr.5). Nejčastěji se z CLT panelů vytvářejí difuzně otevřené konstrukce. Při vhodném návrhu nedochází ke kondenzaci par v konstrukci a na jejím povrchu. Pokud má panel na bočních stěnách vzájemně slepované lamely, či je pěti a více vrstvý, vykazuje dobrý difuzní odpor. Difuzně otevřená skladba má tu výhodu, že není třeba instalovat parozábranu, jejíž náchylnost na poruchy a špatné provedení montáže bývá velmi rizikovým místem v difuzně uzavřených skladbách [1].



Obr.5 Schéma skladby obvodové stěny s kontaktním zateplení s provětrávanou (vlevo) a kompaktní (vpravo) fasádou [5]

Výhodou CLT panelů je vyšší objemová stálost způsobená rozdílným směřováním jednotlivých vrstev [1]. Dřevo se smršťuje a bobtná méně ve směru rovnoběžném s vlákny, vrstvy podélných lamel jsou připojeny k vrstvám příčných lamel a snižují možnost smršťování ve směru kolmo na vlákna. Daní za snížení objemových změn ve směru kolmém na vlákna je vznik napětí a následně výsušných trhlin. Nekontrolovatelným výsušným trhlinám lze předcházet vytvořením drážek v lamelách, které dovolují jejich smršťování (toho se využívá u širokých lamel, nebo u CLT s vrstvami k sobě na bocích slepených lamel) [2].

2.2 Statický návrh prvků CLT

Pro návrh CLT neexistuje v současné době žádná evropská norma. Existuje několik přístupů, jak návrh prvků provádět. Výrobci mívají tabulky únosnosti, dále je možné užít ručních výpočtů, existují i výpočty které využívají obecných statických softwarů a metodu konečných prvků. V současné době již existují i specializované softwary nebo moduly v obecných statických softwarech, pomocí kterých lze CLT navrhovat.

Následující kapitoly se zabývají chováním různých prvků z CLT při různých statických zatíženích. Kapitoly si kladou za cíl schematicky popsat možnosti statického výpočtu CLT. Důraz je kladen spíše na popis mechanismů přenosu zatížení a jejich odraz do výpočetních vztahů než na detailní popis postupu výpočtu až k finální nerovnici ověřující, zda konstrukce vyhovuje požadavkům. Postupy obsažené v následujících kapitolách jsou kompatibilní s normami řad ČSN EN 1990, ČSN EN 1991 a ČSN EN 1995. Z těchto norem vychází nejen filozofie navrhování, požadavky na konstrukce a způsob určování materiálových charakteristik, ale z norem řady ČSN EN 1995 vychází i řada návrhových postupů, které jsou pro CLT jen modifikovány.

2.2.1 Specifika návrhu prvků CLT

Panely CLT jsou kompozitní plošné prvky vykazující ortotropní vlastnost stejně jako vrstvy, ze kterých jsou složeny. Ačkoliv jsou panely CLT 2D prvky, často bývají jednosměrně pnuté a lze je modelovat jako prutové prvky. CLT prvky schopné roznášet zatížení do dvou směrů je již vhodné modelovat jako stěny, desky nebo rošty.

Dřevo je ortotropní materiál a při zatížení kolmo na směr vláken vykazuje násobně horší mechanické vlastnosti než ve směru rovnoběžně s vlákny. Při zatížení vnika ve vrstvách kolmých na směr pnutí valivý smyk (*viz. kapitola 2.2.1.1.*). Tyto vrstvy vykazují výrazně nižší tuhost než vrstvy orientované shodně se směrem pnutí. Vliv na únosnost a tuhost příčných vrstev mají i rozměry lamel a jejich spojení. Pokud nejsou lamely spojeny, uvažuje se modul pružnosti příčných vrstev $E_{90,mean} = 0$ [7].

Zásadní otázkou pro návrh je, jak zjistit průřezové charakteristiky. Průřez není homogenní, skládá se z různě orientovaných vrstev. Jednotlivé vrstvy mohou být spojeny poddajně (vruty), či nepoddajně (lepidlem). V případě poddajného spojení vrstev je nutné stanovit prokluz mezi vrstvami, který bude snižovat tuhost průřezu. Nejčastěji se CLT popisuje pomocí efektivních průřezových charakteristik, kterými se kompozitní průřez CLT přepočítává na homogenní průřez.

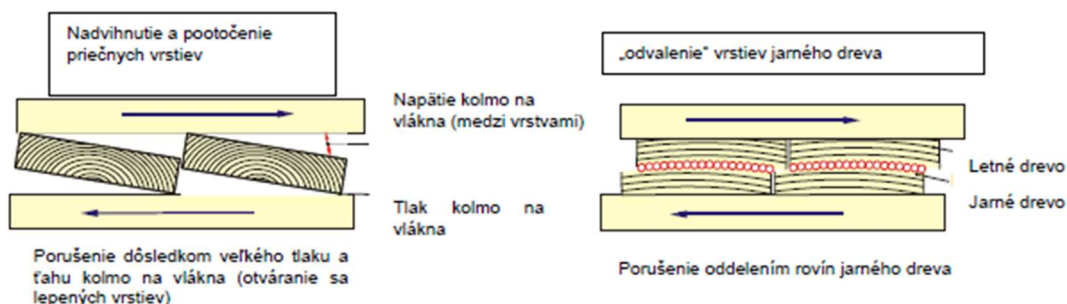
Naprostě specifickým mechanismem přenáší CLT smykové zatížení ve vlastní rovině (*viz. kapitola 2.2.3.4.*). Při tomto zatížení vzniká nejen smykové napětí v průřezech jednotlivých lamel, ale i smykové napětí na rozhraní mezi vrstvami od lokálních krouticích momentů [4].

Pro CLT jsou v jednotlivých státech stanoveny rozdílné součinitele spolehlivosti γ_M . V současné době se nejčastěji užívají stejné součinitele jako pro rostlé dřevo ($\gamma_M = 1,3$) nebo jako pro lepené lamelové dřevo ($\gamma_M = 1,25$) [7].

2.2.1.1. Valivý smyk a tuhost příčných vrstev

Dřevo vykazuje ve směru kolmém na vlákna výrazně nižší pevnost a tuhost než ve směru rovnoběžném s vlákny. Tato vlastnost se projevuje ve vrstvách kolmých na směr pnutí panelu (neboli příčných vrstvách). V příčných vrstvách vzniká vlivem působení zatížení smyk v tangenciální a radiální rovině jednotlivých lamel, toto zatížení se nazývá valivý smyk [3].

Mechanismus porušení se skládá ze dvou částí. Zatížené příčné lamely mají tendenci pootáčet. Jarní a letní dřevo má tendenci se v rámci lamel oddělovat a vzájemně posouvat (viz obr.6) [3].



Obr.6 Mechanismus porušení příčných vrstev CLT panelu (nalevo pootáčení lamel, napravo oddělování letního a jarního dřeva) [3]

Mechanismus valivého smyku je složitý, ale v inženýrské praxi se celá problematika zjednodušuje na posouzení smykové pevnosti a určení smykové deformace za pomoci průměrného modulu pružnosti ve valivém smyku $G_{R,mean}$. Přičemž:

$$f_{v,R,k} \cong \left(\frac{1}{3} \div \frac{1}{2}\right) f_{v,k} \quad (2)$$

kde: $f_{v,R,k}$ pevnost ve valivém smyku

$f_{v,k}$ smyková pevnost při zatížení rovnoběžně s vlákny

$$G_{R,mean} \cong \frac{G_{mean}}{10} \quad (3)$$

kde: $G_{R,mean}$ průměrný modul pružnosti ve valivém smyku

G_{mean} průměrný smykový modul pružnosti

Modul pružnosti ve valivém smyku je také možné uvažovat jako $G_{R,mean} = 50 \text{ N/mm}^2$ [2].

Pevnost a tuhost ve valivém smyku ale obecně není jen materiálovým parametrem, valivý smyk je závislý na mnoha faktorech (viz tab. 1).

Parametre ovplyvňujúce vlastnosti „valivého šmyku“	pozitívne \longrightarrow negatívne
Rozmery dosiek v priečnej vrstve	
Poloha dosky v kmeni	
Šírka letokruhu (Podiel jamé drevo:letné drevo)	
Výroba Tlak Typ lepidla	
Typ zaťaženia	

Tab.1 Parametry ovlivňující valivý smyk [3]

Smyková deformace příčných vrstev má významný vliv na tuhost průřezu. Vlivem této deformace dochází k vzájemnému posouvání jednotlivých podélných vrstev, to se projevuje negativně na pevnosti a průhybu panelů [4]. Vliv smykové deformace na průhyb od rovnoměrného zatížení lze zanedbat v případě, kdy je:

$$\frac{l}{H} > 20 \text{ nebo } 30 \quad (4)$$

kde l rozpětí panelu

H tloušťka panelu

(tyto hodnoty jsou smluvní, literatuře se uvádějí obě) [2]

Vliv chování příčných vrstev je možné ve výpočtech zahrnout například pomocí účinných průřezových charakteristik (viz *Gama metoda kap. 2.2.2.1*). Dalším způsobem je rozdělení konstrukce na dvě části – jednu zohledňující čistě jen vliv smykové deformace a polotuhého spojení vrstev a druhou zohledňující vliv ohybu samostatných vrstev. Následnou superpozicí lze získat chování skutečné konstrukce (viz *Metoda smykové analogie kap. 2.2.2.3*).

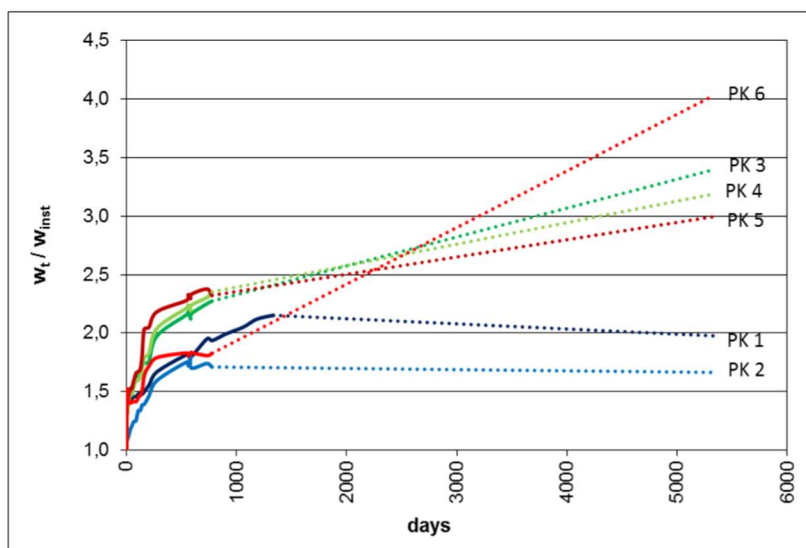
2.2.1.2. Dlouhodobé chování prvků z CLT

Pevnost a tuhost dřeva je závislá na délce trvání zatížení a vlhkosti dřeva (zásadní je obsah vody v buněčných stěnách dřeva). S vyšší vlhkostí a delším trváním zatížení se jak tuhost, tak pevnost dřeva snižuje. Délka trvání zatížení je v ČSN EN 1995-1-1 popsána pěti třídami trvání zatížení. Pro kombinace zatížení určuje třídu trvání zatížení, to zatížení, které má nejnižší třídu trvání v kombinaci. Pro popis vlhkostních parametrů prostředí, kterému je konstrukce vystavena, udává ČSN EN 1995-1-1 tři třídy provozu [8], přičemž CLT se zatím používá v místech s třídou provozu 1 a 2 [7].

V závislosti na třídě provozu, materiálu a třídě trvání zatížení definuje ČSN EN 1995-1-1 modifikační součinitel k_{mod} a deformační součinitel k_{def} , kterými se do výpočtů zavádí vliv dlouhodobého chování. Součinitel k_{mod} zavádí vliv dlouhodobého chování do výpočtů únosnosti a součinitel k_{def} do výpočtů deformace [8]. Současný Eurokód 5 neobsahuje součinitele k_{mod} a k_{def} pro prvky z CLT. Hodnoty součinitelů uvádějí katalogy výrobců nebo je lze ale najít v Příloze F v normě ČSN 73 1702. Tato norma ale nerozlišuje chování rostlého, lepeného lamelového dřeva a dalších dřevěných materiálů s čistě podélnou orientací vláken od chování CLT [9]. To je velmi velké zjednodušení problematiky a je otázkou, zda je na straně bezpečné. Provedené studie uvádí, že součinitel deformace pro CLT je o desítky procent větší než pro lepené lamelové dřevo [10].

Vývoj pevnosti materiálu se popisuje součiniteli k_{mod} . Modifikační součinitele k_{mod} pro CLT lze uvažovat stejně velké, jako pro rostlé a lepené lamelové dřevo uvedené v ČSN EN 1995-1-1 [7].

Deformace, okamžitá a dlouhodobá, je ve většině případů určujícím parametrem pro návrh deskových prvků, jako jsou například stropy nebo střešní panely. Dlouhodobá deformace se určuje pro kvazi-stálou kombinaci zatížení a zjistí se vynásobením příslušných složek okamžité deformace od různých zatěžovacích stavů příslušnými deformačními součiniteli (viz vztahy 2.2 až 2.5 v ČSN EN 1995-1-1) [8]. Zásadní vliv na deformaci CLT má dlouhodobá deformace příčných vrstev vlivem působení valivého smyku. Deformace způsobená ohybovým namáháním se po několika měsících ustálí na určité hodnotě, zatímco smyková deformace i po několika měsících stále narůstá. Velikost dlouhodobé deformace tedy závisí i na tom, jestli deformaci způsobuje posouvací síla, nebo ohybový moment (viz graf 1) [11].



Graf 1 Graf výsledků dlouhodobého měření CLT desek umístěných v prostředí s třídou provozu 2 (na svislé ose je poměr stálé ku okamžité deformaci, na vodorovné ose je čas v dnech) (vzorky PK1 a PK2-prosté nosníky zatížené konstantním ohybovým momentem bez posouvací síly; vzorky PK1 a PK2-prosté nosníky zatížené čtyřbodovým ohybem; vzorky PK1 a PK2-prosté nosníky zatížené osamělou silou ve středu rozpětí). Na grafu je patrné, že u vzorků zatížených jen ohybovým momentem přestává po několika měsících narůstat deformace [11]

Aby bylo možné co nejpřesněji popsat dlouhodobou deformaci CLT, bylo by nutné určit dva deformační součinitele: $k_{def,V}$ (součinitel pro deformaci vlivem posouvací síly) a $k_{def,M}$ (součinitel pro deformaci vlivem ohybového momentu). Celková konečná deformace by se spočítala jako součet deformací od posouvací síly a ohybového momentu [11]. Vliv smykové deformace na celkovou deformaci klesá se zvyšující se štíhlostí prvku. Stropní a střešní panely bývají štíhlé prvky, proto je přípustné i zjednodušení ve formě výpočtu pomocí jednoho součinitele. K popisu deformace jedním součinitelem je možné využít deformační součinitele pro překližku nacházející se v ČSN EN 1995-1-1. Překližka se podobá CLT tím, že je také složena z vrstev orientovaných v různých směrech. Pro získání přesnějších výsledků je třeba u CLT se sedmi a méně vrstvami deformační součinitele pro překližku zvětšit o 10 % [10].

2.2.2 Statický výpočet stropních prvků

Stropní desky z CLT mohou být jednosměrně i obousměrně pnuté. Je možné je pnout i přes více polí a vytvořit tak stropní konstrukci o statickém schématu spojitého nosníku, a tím zvýšit statickou účinnost konstrukce. Panely jsou orientovány tak, aby byly lamely jejich krajních vrstev rovnoběžné se směrem pnutí. Stropní desky z CLT jsou schopné dobře přenášet zatížení působící v rovině panelu do svislých ztužujících konstrukcí, jsou tužší než klasické trámové stropy [1].

Stropní panely bývají větších tlouštěk než stěnové panely. Užití samotných panelů je efektivní do rozponů 6÷7 m. Statická účinnost je ovlivněna hmotností středu panelu, jehož pevnost není působícím zatížením využita. Pro větší rozpony se vyplatí využít jinou konstrukci, například kombinace desky z CLT s nosným roštem z trámů z lepeného lamelového dřeva. Tato konstrukce se vyrábí ve formě panelů, které se na stavbě již jen osadí [1]. Při dobře vyřešeném spojení trámů s deskou lze uvažovat, že deska s trámy spolupůsobí

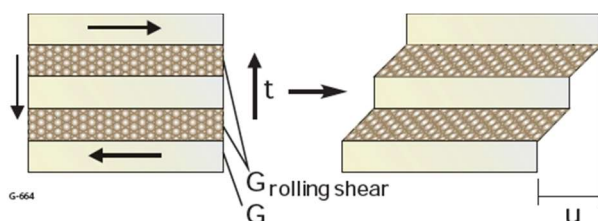
(vytvoření T-průřezu) [12]. Možné je vytvářet i dřevo-betonové stropy, tedy spráhnout CLT panel s železobetonovou deskou [7].

Při návrhu stropních panelů většinou nerozhoduje jejich únosnost, ale limitní deformace a kmitání. Při dodržení požadavků na deformace a kmitání bývají panely využity na méně než 50 % své pevnosti [7]. Oproti ostatním dřevěným konstrukcím má na průhyb větší vliv smyková deformace, to je způsobeno velmi malou smykovou tuhostí příčných vrstev.

2.2.2.1 Modifikovaná Gama metoda

Modifikovaná Gama metoda (dále jen Gama metoda) poskytuje jednoduché, a pro většinu inženýrských aplikací, postačující přiblížení se chování CLT. Tento postup návrhu byl již prověřen ve stavební praxi mnoha úspěšnými realizacemi. Nevýhodou Gama metody je závislost hodnot průřezových charakteristik na průběhu vnitřních sil v konstrukci [4].

Jedná se o modifikaci zjednodušené analýzy mechanicky spojovaných nosníků uvedené v Příloze B ČSN EN 1995-1-1. Tato metoda předpokládá, že je zatížení přenášeno pouze podélnými vrstvami lamel. Příčné vrstvy fungují jen jako spojovací prostředky, mají modul pružnosti $E_{90,mean}=0$. Příčné vrstvy spojují podélné vrstvy, ale zároveň dovolují, analogicky ke spojovacím prostředkům, vzájemný posun podélných vrstev. Vzniká tedy složený průřez tvořený z nedokonalě smykově spřažených podélných vrstev. Příčné vrstvy vykazují smykovou deformaci závislou na tloušťce vrstvy a velikosti modulu pružnosti ve valivém smyku $G_{R,mean}$ (viz obr. 7) [2].



Obr. 7 Schéma smykové deformace příčně orientované vrstvy (rolling shear – valivý smyk) [2]

Vliv nedokonalého spřažení podélných vrstev, v důsledku smykové deformace vrstev příčných, se do výpočtu zavádí součiniteli γ_i . Tyto součinitele snižují velikost Steinerových doplňků ve výpočtu ohybové tuhosti průřezu. Po zjištění součinitelů γ_i lze vypočítat efektivní ohybovou tuhost průřezu $(EI)_{ef}$. Díky zjištění efektivní ohybové tuhosti je možné vypočítat napětí a průhyb konstrukce [2].

Metoda, v podobě, ve které je zde představována, lze použít pro CLT s rozličnou skladbou vrstev spojených lepením i mechanickými spojovacími prostředky. U lepení se neočekává prokluz ve spoji vrstev, pouze deformace příčné vrstvy vlivem působení valivého smyku. Tento postup poskytuje přesné výsledky pro prostě podepřené prvky zatížené parabolickým, či sinusovým momentem. Pro ostatní typy momentu vykazuje odchylky, ale takové velikosti, že je možné tento výpočet v inženýrské praxi využít i na ostatní typy zatížení a statických schémata. Gama metoda zanedbává vliv smykové deformace podélných vrstev a vliv smykové deformace příčných vrstev zavádí jen nepřímo. Vliv smykové deformace na průhyb prvku se projevuje u masivnějších prvků. Uvádí se, že u prvků zatížených rovnoměrným zatížením s poměrem $l/d \geq 20 \div 30$ (kde: l rozpětí, d tloušťka panelu), je možné vliv smykové deformace na průhyb pro inženýrské aplikace zanedbat [2].

Postup výpočtu Gama metodou začíná výpočtem efektivní ohybové tuhosti průřezu:

$$(EI)_{ef} = \sum_{i=1}^n (E_i I_i + \gamma_i E_i A_i a_i^2) \quad (5)$$

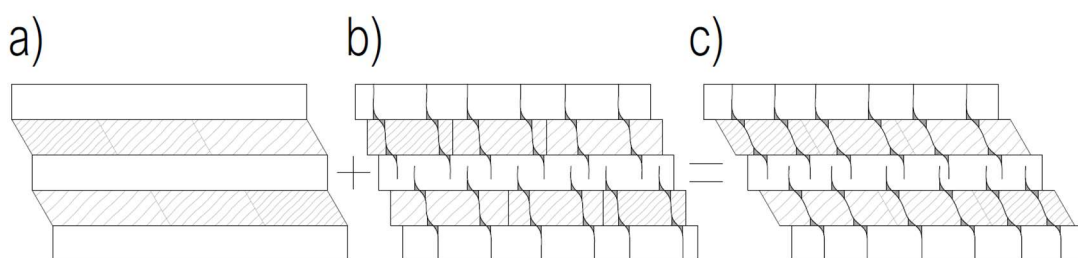
- kde $(EI)_{ef}$ efektivní ohybová tuhost průřezu
 E_i modul pružnosti i -té vrstvy
 I_i moment setrvačnosti i -té vrstvy
 γ_i součinitel gama (vliv prokluzu jednotlivých podélných vrstev)
 A_i plocha i -té vrstvy
 a_i vzdálenost těžiště i -té vrstvy od těžiště průřezu

Výpočet součinitele γ_i :

$$\gamma_i = [1 + (\pi^2 E_{i,mean} A_i (\frac{s_{90,i}}{K_{90,i}} + 2 \frac{s_i}{K_i}) \frac{1}{l^2})]^{-1} \quad (6)$$

- kde s_i vzdálenost spojovacích prostředků
 K_i modul prokluzu spojovacího prostředku
 $\frac{s_{90,i}}{K_{90,i}}$ poddajnost příčné vrstvy (vliv smykové deformace)
 $\frac{s_i}{K_i}$ poddajnost mechanických spojovacích prostředků (u lepeného CLT je rovna nule)
 l vzdálenost mezi nulovými body momentové čáry (inflexními body)

Poddajnost spojení podélných vrstev se skládá ze součtu poddajností příčné vrstvy a mechanických spojovacích prostředků (viz obr.8). Protože lze u každého mechanického spojovacího prostředku očekávat prokluz na obou rozhraních příčné vrstvy a sousedních podélných vrstev, násobí se poddajnost spojovacích prostředků, vypočtená z empirických vzorců v ČSN EN 1995-1-1, dvěma.



Obr.8 Schéma ilustrující výpočet poddajnosti spojení podélných vrstev: a) smyková deformace příčných vrstev b) prokluz spojovacích prostředků c) výsledná poddajnost spojení podélných vrstev

Hodnota l je dána vzdáleností nulových momentů. Pro prostý nosník rovnoměrně svisle zatížený je tedy rovna rozpětí nosníku. Pro spojitý nosník lze l uvažovat jako 0,8násobek rozpětí nosníku. U konzol je l rovno dvojnásobku délky konzoly [8].

Pro spojitý nosník lze l určit přesněji iterativním výpočtem. Začíná počítat s hodnotou l rovnou 0,8násobku rozpětí nosníku. Po získání $(EI)_{ef}$ se vypočítá moment na spojitém nosníku o ohybové tuhosti $(EI)_{ef}$. Ze vzdálenosti nulových bodů momentové čáry se zjistí nové

přesnější l . Tento postup se opakuje až do chvíle, kdy se hodnota $(EI)_{ef}$ zanedbatelně odlišuje od vypočtené hodnoty v předešlém kroku iterace [2].

Modifikací Gama metody uvedené v Eurokódu je vyjádření smykové poddajnosti příčné vrstvy zlomkem $s_{90,i}/K_{90,i}$, kterým se v Eurokódu původně počítá poddajnost spoje provedeného mechanickými spojovacími prostředky vztažená na metr běžný spoje. Poddajnost příčné vrstvy se vypočítá tímto vzorcem:

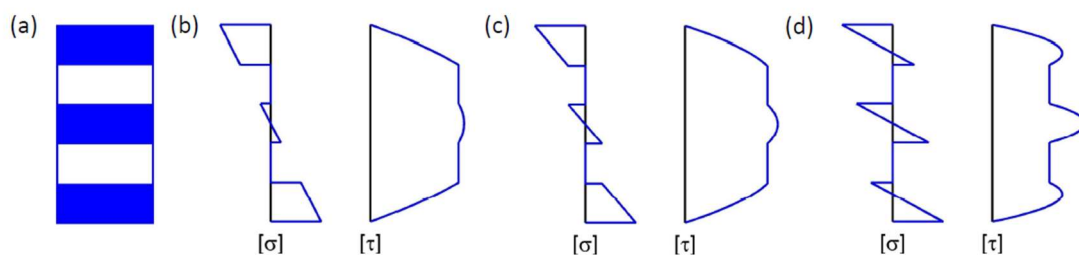
$$\frac{s_{90,i}}{K_{90,i}} = h_{90,i}/(G_{R,mean}b) \quad (7)$$

kde $h_{90,i}$ výška i -té vrstvy kolmé ke směru pnutí

b šířka panelu

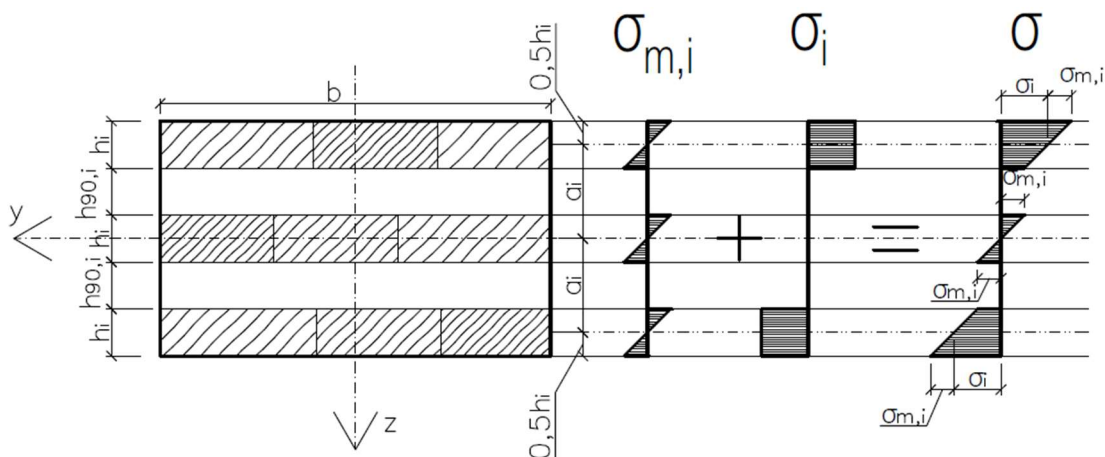
$G_{R,mean}$ průměrný modul pružnosti ve valivém smyku

Při znalosti efektivní ohybové tuhosti průřezu, je možné spočítat vznikající normálová napětí. V závislosti na hodnotě součinitelů γ_i se průřez chová více, či méně jako celistvý. Při zvyšování tuhosti spojení vrstev se průběh napětí přibližuje průběhu napětí v celistvém průřezu (viz obr.9).



Obr.9 Schéma průběhu napětí v závislosti na hodnotě součinitelů γ_i : b) $\gamma_i = 1$ c) $\gamma_i = 0,5$ d) $\gamma_i = 0,1$ (a – schéma průřezu, jedná se o pětivrstvý průřez, podélné vrstvy jsou vybarveny) [13]

Normálové napětí se skládá ze složek σ_i a $\sigma_{m,i}$. Velikost složky σ_i je ovlivněna excentricitou dané vrstvy, se snižující vzdáleností těžiště vrstvy od těžiště průřezu a snižujícím se γ_i se σ_i zmenšuje. Složka normálového napětí $\sigma_{m,i}$ vzniká ohybem jednotlivých samostatných vrstev a je závislá na velikosti momentu setrvačnosti dané vrstvy vztaženému k těžišti vrstvy. Součtem jednotlivých složek normálových napětí se získá výsledné normálové napětí v daném bodě průřezu (viz obr.10) [8].



Obr. 11 Příklad složení normálového napětí od ohybu u CLT panelu sestaveného z pěti vrstev

Jednotlivé složky normálového napětí se vypočítají:

$$\sigma_i = \frac{\gamma_i E_i a_i M}{(EI)_{ef}} \quad (8)$$

kde M ohybový moment ve vyšetřovaném místě konstrukce

a_i vzdálenost těžiště i -té vrstvy od těžiště průřezu

$$\sigma_{m,i} = \pm \frac{0,5 E_i h_i M}{(EI)_{ef}} \quad (9)$$

kde h_i výška i -té vrstvy

Výsledné napětí se poté vypočítá takto:

$$\sigma = \sigma_i + \sigma_{m,i} \quad (10)$$

V dalším kroku výpočtu se zjistí velikost smykového napětí působícího v průřezu. Platí, že největší smyková napětí se nacházejí v místech nulového normálového napětí. V symetrických průřezích se tedy napětí prověřuje v místě těžišťové osy průřezu y (viz obr. 11) [2]. Pro panely, které jsou složeny z pěti a více lamel, je nutné prověřit i velikost smykového napětí působícího v příčné vrstvě. Důvodem je výrazně nižší pevnost příčné vrstvy oproti podélné. V příčné vrstvě totiž figuruje valivý smyk. V důsledku toho bývá únosnost prvku ve smyku závislá právě na únosnosti příčné vrstvy [7].

Velikost smykového napětí lze získat užitím tohoto vzorce:

$$\tau = \frac{V(EQ)}{(EI)_{ef}b_{ef}} \quad (11)$$

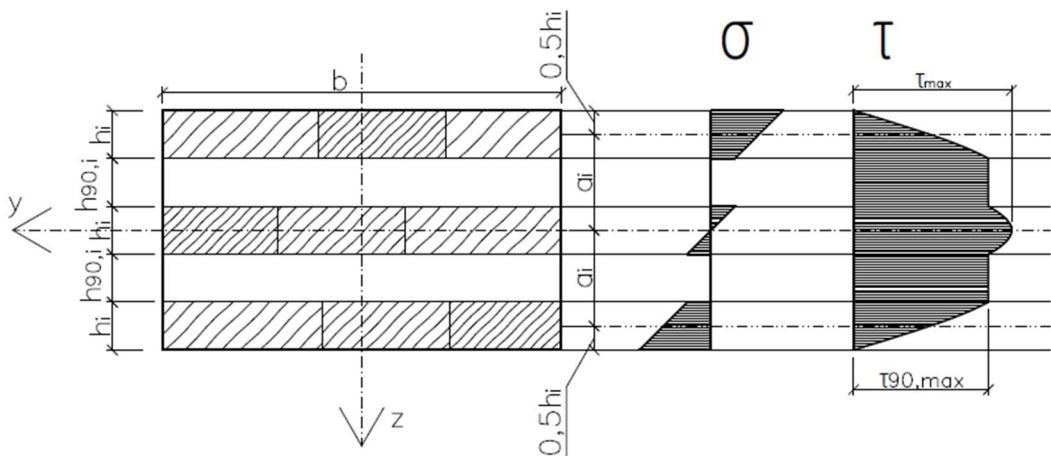
kde V smyková síla působící na prvek

(EQ) modul pružnosti vynásobený momentem setrvačnosti části průřezu nad myšleným řezem, ve kterém je zjišťována velikost smykového napětí (počítá se tak, že se sečtou E_iQ_i jednotlivých vrstev nad řezem)

b_{ef} efektivní šířka prvku ovlivněná výsušnými trhlinami

$$b_{ef} = k_{cr}b \quad (12)$$

kde k_{cr} součinitel vlivu trhlin (u lepeného CLT je možné uvažovat $k_{cr}=1$, protože sousední příčné vrstvy zamezují rozvoji trhlin [7]. Pro šroubované CLT, kde dochází k prokluzu na rozhraní vrstev, je vhodnější uvažovat $k_{cr}=0,67$)



Obr.11 Příklad smykového napětí na CLT panelu složeném z pěti vrstev

Pro návrh CLT v statickém softwaru pomocí Gama metody je praktické modelovat průřez jako homogenní za pomoci efektivního výpočtového průřezu o rozměrech $b_{pc}xh$ (viz obr.12) [4].

$$b_{pc} = b \frac{I_{ef}}{I_{br}} \quad (13)$$

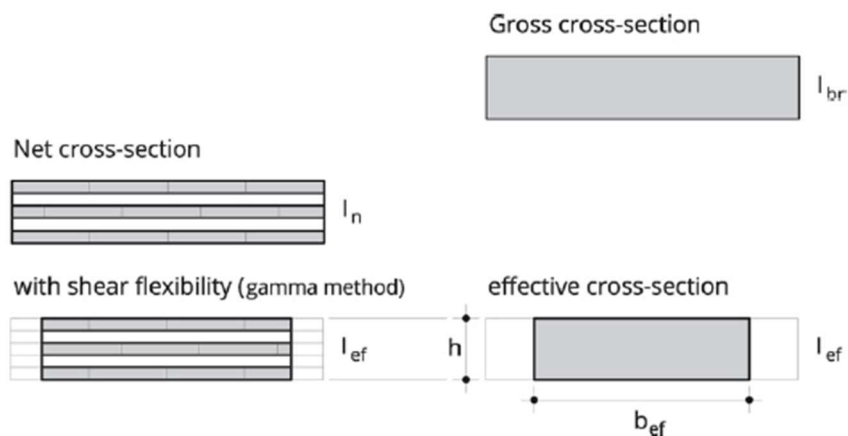
kde b_{pc} efektivní šířka průřezu

b výpočtová šířka průřezu používaná v předešlých výpočtech (většinou 1 000 mm)

h celková výška průřezu prvku CLT

I_{ef} efektivní moment setrvačnosti průřezu zjištěný výpočtem Gama metodou

I_{br} celkový moment setrvačnosti průřezu bez uvážení rozdílných vlastností příčných vrstev a vzájemného prokluzu sousedních vrstev



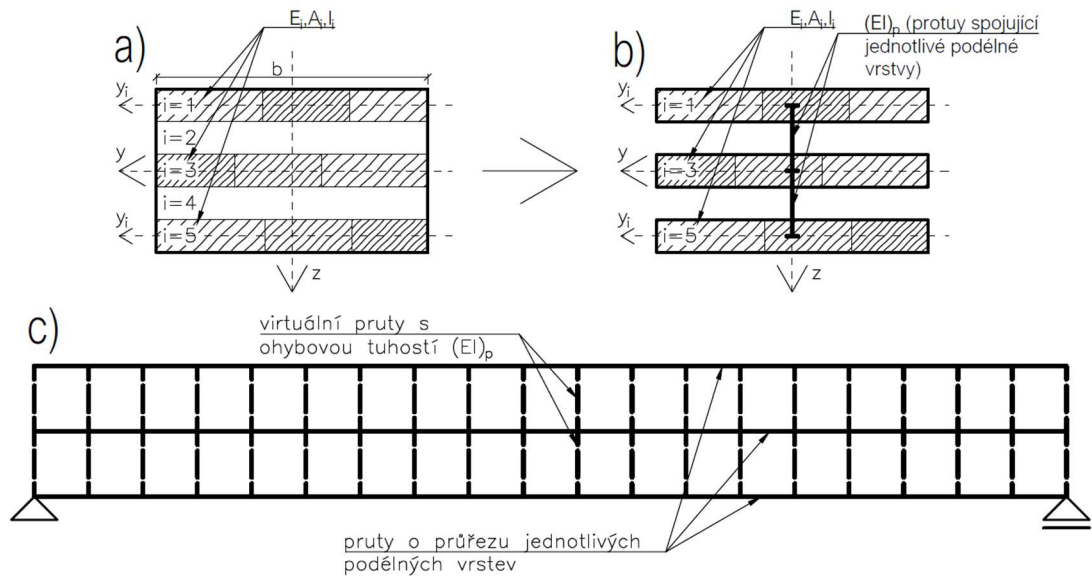
Obr.12 Modelování průřezu CLT pomocí efektivního homogenního průřezu (gross cross-section-celková průřezová plocha, net cross-section – efektivní průřez, net cross-section with shear flexibility – efektivní průřez se započítaným vlivem smykové poddajnosti) [4]

Důležité je při výpočtu vnitřních sil nezapomenout manuálně zadat zatížení od vlastní tíhy, protože efektivní výpočtový průřez je menších rozměrů než průřez skutečný [4].

Další možnost, jak zadat efektivní parametry průřezu představuje vytvoření prutu s definovanou tuhostí, u kterého je možné přímo zadat tuhosti daného průřezu.

2.2.2.2 Modifikovaná Gama metodou pro metodu konečných prvků

Tato metoda vychází z Gama metody, také uvažuje příčnou vrstvu jako myšlený spojovací prostředek. Na rozdíl od Modifikované Gama metody nezavádí vliv poddajnosti spojení podélných vrstev pomocí součinitelů γ_i , ale modeluje spoj podélných vrstev pruty vetknutí – vetknutí s definovanou ohybovou tuhostí $(EI)_p$ (viz obr. 13), která nahrazuje tuhost spojení podélných vrstev (tedy vlivy smykové deformace příčných vrstev a případného prokluzu spojovacích prostředků u šroubovaného CLT) [14]. Nevýhodou této metody je to, že vyžaduje využití statického programu. Výhodou je nezávislost průřezových charakteristik na průběhu ohybového momentu a jednoduchost výpočtu průřezových charakteristik a napětí.



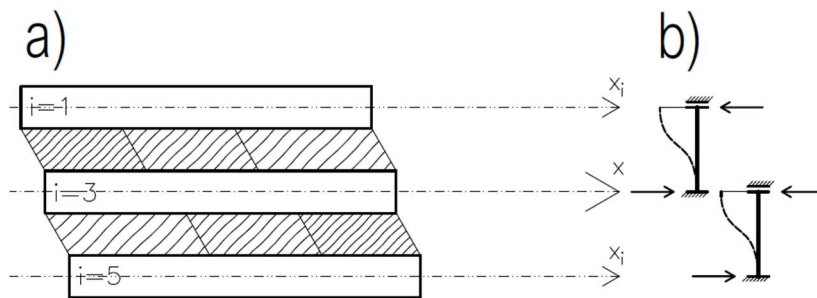
Obr.13 Příklad modelování pětivrstvého CLT panelu: a) Pětivrstvý průřez CLT b) Modelování průřezu jako vrstvy podélných lamel spojených virtuálními pruty c) Příklad statického schématu prostého nosníku modelovaného touto metodou

Prvek se modeluje jako soustava prutů o průřezích jednotlivých podélných vrstev (viz obr.13). Pruty zastupující jednotlivé podélné vrstvy jsou vzájemně spojeny virtuálními pruty o ohybové tuhosti $(EI)_p$. Při výpočtu ohybové tuhosti se virtuální prut považuje za vetknutý na obou stranách, působí na něj osamělá příčná síla v místě uložení (v ose podélné vrstvy lamel). Tuto sílu prut přenáší ohybem do sousední vrstvy podélných lamel (viz obr.14). Ohybová tuhost $(EI)_p$ se vypočítá:

$$(EI)_p = \frac{K}{24} \cdot [(h_{(i-1)} + h_i)^3 + (h_i + h_{(i+1)})^3] \quad (14)$$

kde K modul prokluzu příčné vrstvy a spojovacích prostředků (vypočítá se stejně jako u Modifikované Gama metody (viz kap.2.2.2.1))

h_i výška i -té vrstvy



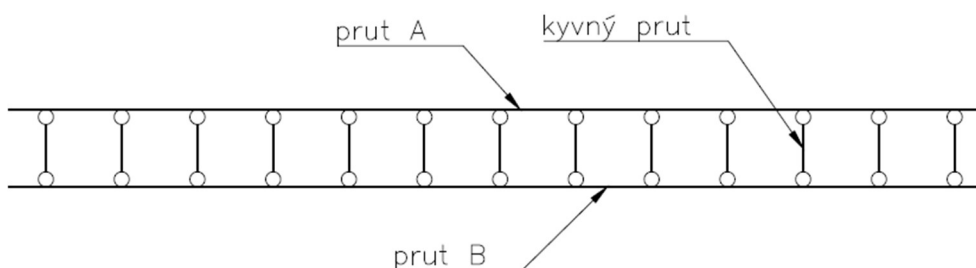
Obr.14 a) předpokládaná deformace příčných vrstev b) Statické schéma virtuálních prutů s naznačením jejich předpokládaného zatížení a deformace

Po výpočtu vnitřních sil se zjistí normálové napětí v jednotlivých vrstvách stejně, jako by se zjišťovalo na samostatných prutech. Smykové napětí se vypočítá tak, že se sečtou posouvací síly v jednotlivých vrstvách a následně se užije vzorec stejný jako u Modifikované Gama metody (viz kap.2.2.2.1).

2.2.2.3 Metoda smykové analogie

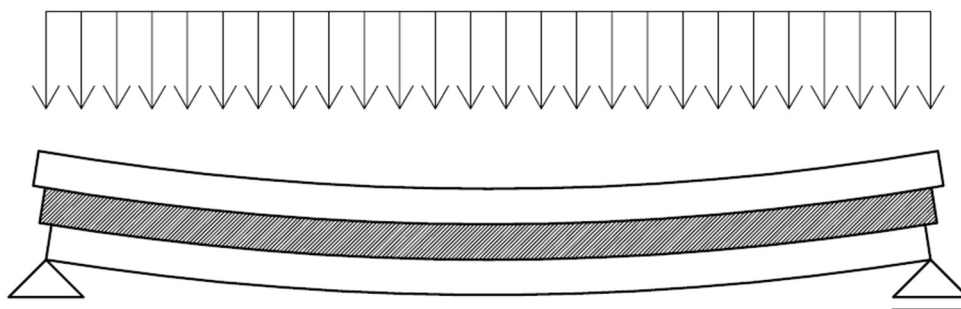
Jedná se o velmi přesnou metodu návrhu CLT, zohledňuje totiž všechny části smykové deformace kompozitního průřezu. K přesnosti výpočtu přispívá i to, že metoda smykové analogie nezanedbává působení žádných vrstev, uvažuje že i vrstva příčně orientovaných lamel jako schopná přenášet zatížení. Pokud k sobě lamely nejsou na boku spleené, uvažuje se, že tato vrstva v příčném směru není schopna přenášet normálové napětí, a bere se do výpočtu $E_{90,mean}=0$. Tato metoda vyžaduje využití statického softwaru pro získání vnitřních sil. Výhodou metody smykové analogie je, vyjma její přesnosti, i univerzálnost. Lze pomocí ní počítat jak CLT s vrstvami spojovanými lepením, tak i šroubované CLT (a jiné konstrukční prvky s kompozitním průřezem, jako například dřevo-plastové panely). Další pozitivum této metody je, že průřezové charakteristiky nejsou závislé na průběhu vnitřních sil na konstrukci, jako je tomu u Gama metody. Daní za přesnost a univerzálnost je náročnost výpočtu a nutnost využití statického softwaru pro výpočet vnitřních sil. Protože jsou ale v literatuře uvedeny vztahy pro výpočet průhybu, který bývá pro návrh horizontálních rozhodující, lze u některých statických schémata výpočet provést celý ručně bez nutnosti použít software [2].

Základní myšlenkou je rozdělení vyšetřovaného prutu na dva virtuální pruty: prut A a prut B. Při výpočtu vnitřních sil je nutné zajistit stejnou deformaci obou prutů, to lze udělat například spojením prutů A a B nekonečně tuhými kyvnými pruty (viz obr.15). Složením působení obou prutů se získá výsledné působení prvku s kompozitním průřezem [2].



Obr.15 Modelování prutu s kompozitním průřezem pomocí dvojice virtuálních prutů

Virtuální prut A si lze představit jako smykově nespojené, vzájemně se posouvající vrstvy působící jako samostatné pruty se shodnou deformací (viz obr.16). Prut A je uvažován jako smykově nekonečně tuhý [4].



Obr.16 Deformace vrstev virtuálního prutu A od rovnoměrného zatížení (zde příklad prostého nosníku z třívrstvého CLT)

Ohybová tuhost průřezu prutu A se vypočítá pomocí vzorce:

$$(EI)_A = \sum_{i=1}^n E_i I_i = \sum_{i=1}^n E_i b_i \frac{h_i^3}{12} \quad (15)$$

kde: I_i moment setrvačnosti i-té vrstvy
 E_i modul pružnosti i-té vrstvy (u podélných vrstev $E_i = E_{0,mean}$, u příčných vrstev $E_i = E_{90,mean}$)
 b_i šířka i-té vrstvy (většinou počítáno na 1m šířky panelu)
 h_i výška i-té vrstvy

Smyková tuhost průřezu prutu A:

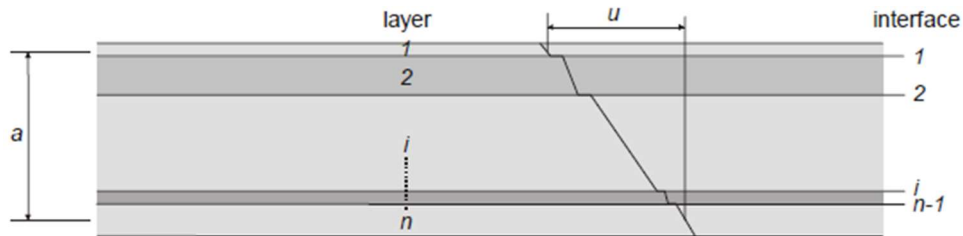
$$(GA)_A = \infty \quad (16)$$

Přes virtuální prut B se vnáší do výpočtu vliv společného působení jednotlivých vrstev, včetně vlivu možného vzájemného posunu vrstev (je nutné s ním uvažovat u šroubovaného CLT), dále také vliv smykové deformace kompozitního průřezu. Ohybová tuhost prutu B se skládá ze Steinerových doplňků jednotlivých vrstev k momentu setrvačnosti kompozitního průřezu [2] a vypočítá se takto:

$$(EI)_B = \sum_{i=1}^n E_i A_i a_i^2 \quad (17)$$

kde: A_i plocha i-té vrstvy
 a_i vzdálenost mezi těžištěm i-té vrstvy a těžištěm celého průřezu

Teorie předpokládá lineární průběh smykové deformace průřezu. Smyková tuhost průřezu je závislá na celkovém vzájemném posunu těžišť krajních vrstev (viz obr. 17).



Obr. 17 Příklad průběhu smykové deformace průřezu (layer – vrstva, interface – rozhraní) [15]

Smyková tuhost průřezu $(GA)_B$ se počítá dle následujícího vzorce:

$$\frac{1}{(GA)_B} = \frac{1}{a^2} \left[\sum_{i=1}^{n-1} \frac{1}{k_i} + \frac{h_1}{2G_1b_1} + \sum_{i=2}^{n-1} \frac{h_i}{G_i b_i} + \frac{h_n}{2G_n b_n} \right] \quad (18)$$

kde:

a	vzdálenost těžišť první a poslední vrstvy
k_i	modul prokluzu spoje sousedních vrstev
h_1	výška 1. vrstvy
G_1	smykový modul pružnosti 1. vrstvy
b_1	šířka 1. vrstvy
h_i	výška i -té vrstvy
G_i	smykový modul pružnosti i -té vrstvy
b_i	šířka i -té vrstvy
h_n	výška n -té (poslední) vrstvy
G_n	smykový modul pružnosti n -té (poslední) vrstvy
b_n	šířka n -té (poslední) vrstvy

U příčných vrstev se počítá s modulem pružnosti ve valivém smyku $G_{R,mean}$, u podélných vrstev se smykovým modulem pružnosti podélně s vlákny G_{mean} .

První člen ve vzorci v hranaté závorce je poddajnost spojů, další členy jsou smykové poddajnosti jednotlivých vrstev. Protože je pro tuto metodu zásadní deformace mezi těžišti krajních vrstev, násobí se smyková poddajnost těchto vrstev ve vzorci 0,5 [15]. Modul prokluzu spojů jednotlivých vrstev se vypočítá:

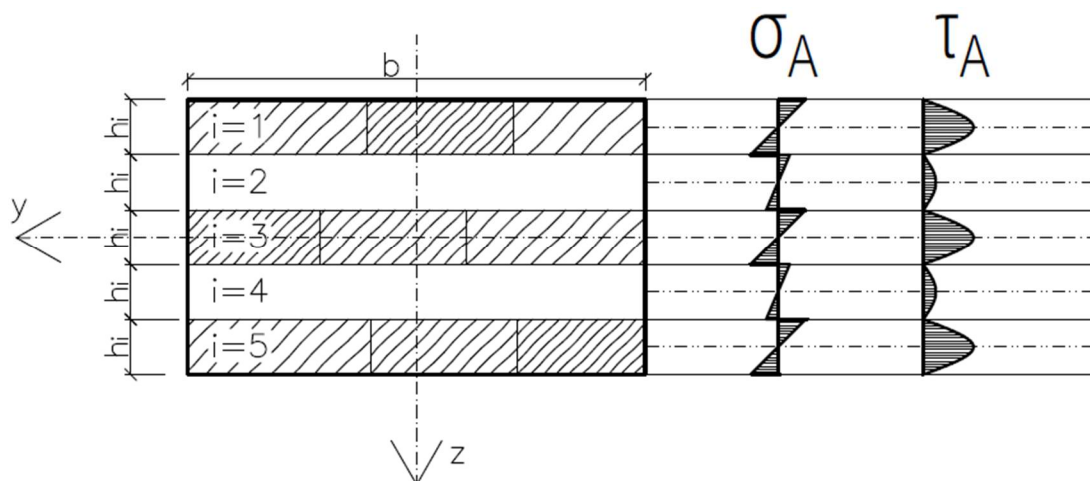
$$k_i = \frac{n_i K_i}{s_i} \quad (19)$$

kde

K_i	modul prokluzu jednoho spojovacího prostředku (pro mezní stav únosnosti se počítá s modulem $K_i=K_u$, pro mezní stav použitelnosti s $K_i=K_{ser}$, moduly lze vypočítat ze vzorců uvedených v ČSN EN 1995-1-1)
n_i	počet řad spojovacích prostředků na šířku prvku
s_i	rozteč spojovacích prostředků ve směru prnutí prutu

Následně se s pomocí softwaru zjistí vnitřní síly od zatížení působící na virtuální prut A (označovány dolním indexem A) a virtuální prut B (označovány dolním indexem B). Z vnitřních sil se získá napětí na virtuálních prutech [15].

U virtuálního prutu A se nejdříve zjistí, jakou část zatížení přenáší daná vrstva. Zatížení se přenáší úměrně k tuhostem jednotlivých vrstev. Poté se počítá napětí od vnitřních sil působících v dané vrstvě. Protože jednotlivé vrstvy u virtuálního prutu A nejsou nijak smykově spřaženy, bude průběh napětí v jednotlivých vrstvách odpovídat průběhu napětí v celistvých samostatných průřezech, tedy parabolický průběh smykového napětí a lineární nepřerušovaný průběh normálového napětí (viz obr. 18) [15].



Obr. 18 Průběh napětí na virtuálním prutu A (příklad pěti vrstvého CLT panelu)

Vnitřní síly v jednotlivých vrstvách se spočítají těmito vzorci:

Pro ohybový moment:

$$M_{A,i} = \frac{E_i I_i}{(EI)_A} M_A \quad (20)$$

kde M_A ohybový moment působící na virtuální prutu A

Pro posouvací sílu:

$$V_{A,i} = \frac{E_i I_i}{(EI)_A} V_A \quad (21)$$

kde V_A posouvací síla působící na virtuální prutu A

Při znalosti vnitřních sil působících v jednotlivých vrstvách je možné spočítat napětí v jednotlivých vrstvách užitím standartních vzorců známých pro výpočet napětí v homogenních průřezích:

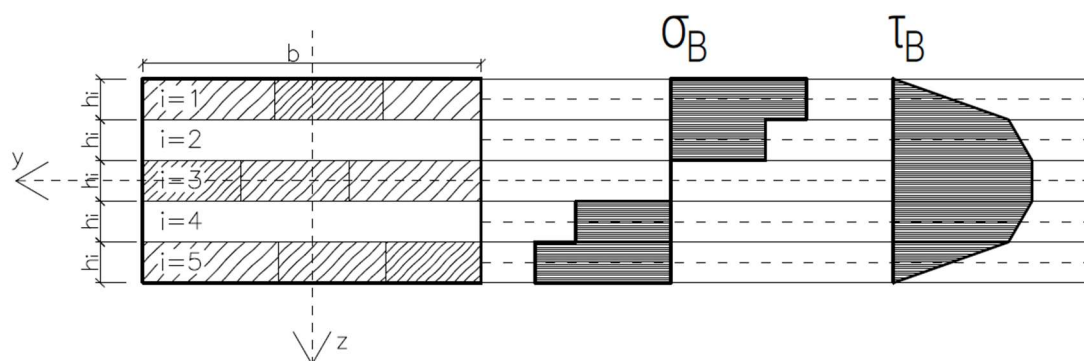
Pro normálové napětí:

$$\sigma_{A,i} = \pm \frac{M_{A,i}}{I_i} \cdot \frac{h_i}{2} \quad (22)$$

Pro smykové napětí:

$$\tau_{A,i} = 1,5 \frac{V_{A,i}}{b_i \cdot h_i} \quad (23)$$

Ve virtuálním nosníku B se ohybový moment přenáší působením normálových sil v jednotlivých vrstvách, normálové napětí od normálové síly má poté v jednotlivých vrstvách konstantní průběh. Smykové napětí má v jednotlivých vrstvách průběh lineární (viz obr. 19) [2].



Obr. 19 Průběh napětí na virtuálním prutu B (příklad pěti vrstvého CLT panelu)

Normálová síla v jednotlivých vrstvách se spočítá:

$$N_{B,i} = \frac{E_i A_i a_i}{(EI)_B} M_B \quad (24)$$

kde a_i souřadnice těžiště i -té vrstvy

M_B ohybový moment na virtuálním nosníku B

Normálové napětí v jednotlivých vrstvách se získá prostým vydělením normálové síly plochou vrstvy:

$$\sigma_{B,i} = \frac{N_{B,i}}{b_i h_i} \quad (25)$$

Pro výpočet smykového napětí se užije vzorec:

$$\tau_{B,i+1} = \frac{V_B}{b_i (EI)_B} \sum_{j=i+1}^n (E_j A_j a_j) \quad (26)$$

kde V_B posouvací síla na virtuálním prutu B

E_j modul pružnosti j -té vrstvy

A_j plocha j -té vrstvy

a_j souřadnice těžiště j -té vrstvy

Součtem napětí v průřezích virtuálních prutů A a B se získá napětí v jednotlivých bodech průřezu skutečného prvku CLT:

Výpočet normálového napětí:

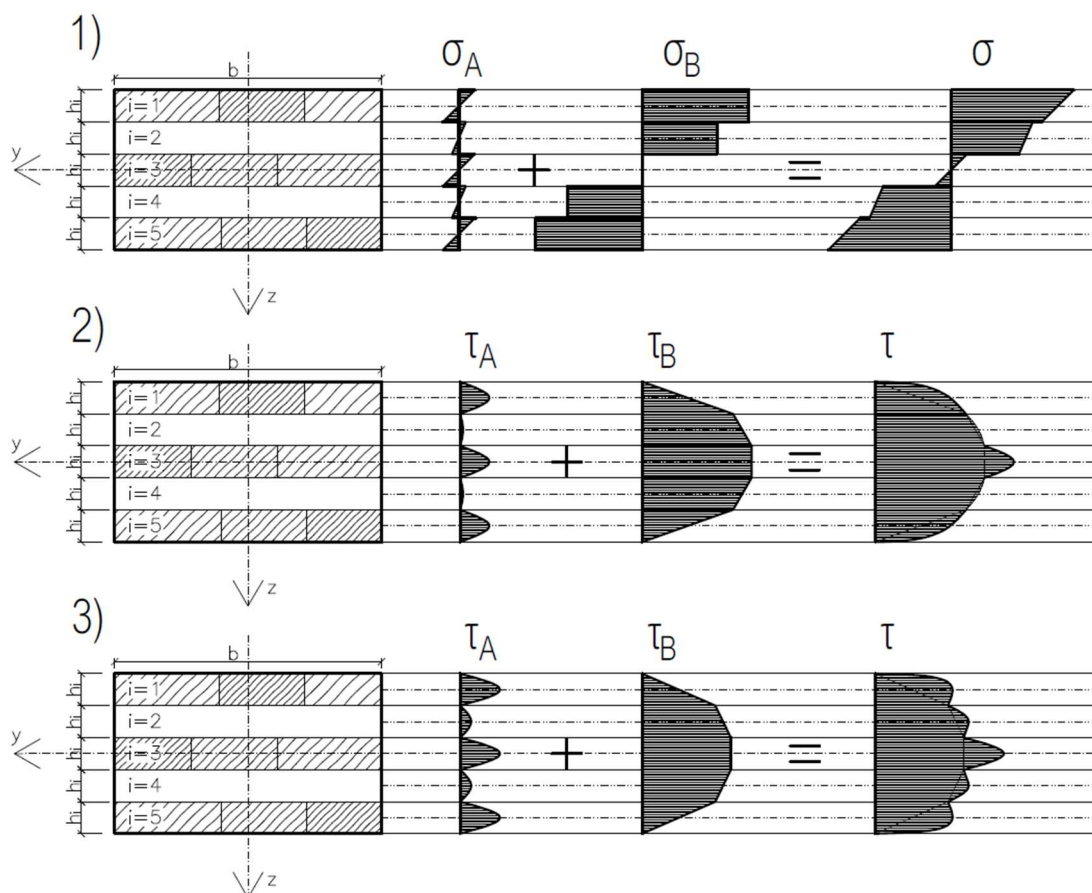
$$\sigma = \sigma_A + \sigma_B \quad (27)$$

Výpočet smykového napětí:

$$\tau = \tau_A + \tau_B \quad (28)$$

Pokud jsou jednotlivé vrstvy spojeny lepidlem, předpokládá se, že nedochází k prokluzu na rozhraní vrstev. Největší smykové napětí vzniká v těžišti průřezu, průběh smykového napětí nevykazuje žádné lokální extrémy. Jsou-li jednotlivé vrstvy spojeny mechanickými spojovacími prostředky, dochází k prokluzu ve spoji a poklesu hodnoty smykového napětí, mohou tedy vzniknout lokální extrémy smykového napětí v místě těžiště jednotlivých vrstev (viz obr.20). V závislosti na tuhosti spojení se mění velikost vnitřních sil v jednotlivých virtuálních prutech. Pokud dochází k velkému prokluzu na rozhraní vrstev,

prut B bude vykazovat malou tuhost, větší část zatížení přeneše prut A. Průběh napětí v kompozitním průřezu se bude více blížit průběhu napětí v průřezu samostatného prutu A.



Obr.20 Průběh napětí v reálném průřezu vzniklý sčítáním průběhů napětí v průřezích prutů A, B (příklad pěti vrstvého CLT panelu): 1) normálové napětí 2) smykové napětí v CLT se slepovanými vrstvami 3) smykové napětí v CLT s vrstvami spojovanými mechanickými spojovacími prostředky

2.2.2.4 K-metoda

Výhodou této metody je jednoduchost výpočtu. K-metoda zanedbává smykovou deformaci prvku. Při výpočtu pomocí K-metody je nutné využít tabulky, a ty obsahují jen několik statických schémat, to omezuje metodu na využití jen u jednoduchých základních aplikací [2]. K-metoda je také, díky rychlosti a jednoduchosti výpočtu, vhodná k rámcovému ověření správnosti výpočtu složitější komplexnější metodou.

Napětí se počítají na průřezových charakteristikách celkového průřezu, bez uvážení vlivu příčných vrstev na hodnoty průřezových charakteristik. To, že CLT díky dvojímu směru kladení vrstev a jejich případnému poddajnému spojení, ve skutečnosti nemá homogenní průřez, zohledňují součinitele k_i , kterými se násobí materiálové charakteristiky prvku. Součinitele k_i lze zjistit z tabulky v závislosti na statickém schématu [2].

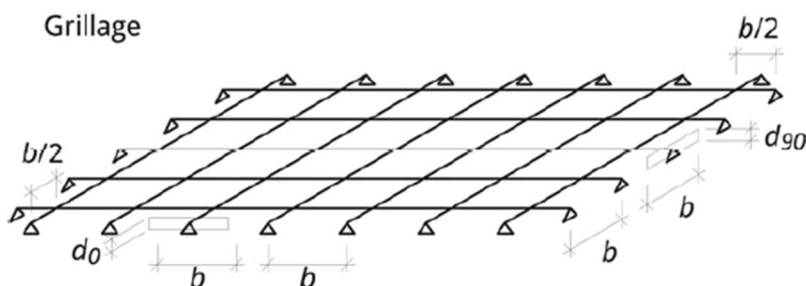
2.2.2.5 Statický výpočet obousměrně pnuté desky z CLT

Jedním ze specifíků CLT je, že je umožněn roznos zatížení do dvou směrů. Pokud konstrukce dokáže roznášet zatížení nejen jednosměrně, stává se efektivnější a je možné jí

navrhnout subtilnější. Aby desky mohly roznášet zatížení do dvou směrů, musí být podepřeny bodově či liniově minimálně po třech stranách. S pnutím ve dvou směrech lze při výpočtu uvažovat u desek o minimálním počtu pěti vrstev a rozměru pole $(L/B) \leq 2$ (L je délka pole, B je šířka pole). Pokud by byla náročnost výpočtu větší než výsledný získaný efekt, je možné uvažovat jednosměrné roznášení zatížení, takový výpočet je na straně bezpečné [2].

K výpočtu napětí u obousměrně pnutých desek je možné přistoupit několika způsoby. Jedním možným postupem je vytvoření desko-stěnového statického modelu, který bude roznášení zatížení do více směru zohledňovat. Některé známé obecné statické softwary mají moduly pro výpočet plošných elementů z CLT, je tedy možné počítat křížem pnuté desky metodou konečných prvků rovnou se zadáním průřezu prvku do statického programu (viz kap. 2.2.6.1). Pokud statický program nemá speciální modul pro výpočet CLT, lze si ručně vypočítat matici tuhosti daného konstrukčního prvku (viz obr.38 v kap. 2.2.6.1) a poté definovat v obecném statickém programu vlastnosti plošného prvku maticí tuhosti. Takový model bude poskytovat přesné výsledky zohledňující i vznik kroutících momentů v desce [16].

Dalším modelem pro výpočet křížem pnutých desek z CLT je roštový model (viz obr. 21). Rošt je sestavený z jednotlivých prutů širokých ideálně $b=40\div 80$ cm. Prutům je přiřazen efektivní průřez vypočtený například Modifikovanou Gama metodou (viz kap. 2.2.2.1), je důležité nezapomenout na to, že efektivní průřez je rozdílný pro oba směry (pro přenos zatížení je vždy dominantní vrstva rovnoběžná se směrem pnutí). Roštový model prakticky zanedbává vliv kroucení, kroutící moment se přenáší mezi prvky jen přes tuhé styčníky, toto zanedbání je ale na straně bezpečné, navíc CLT panel má obecně malou tuhost v kroucení, takže se roštový model od reality příliš neodlišuje [4].



Obr. 21 Roštový model po obvodě lineárně kloubově podepřené desky (d_0 – výpočtová tloušťka panelu v hlavním směru pnutí, d_{90} – výpočtová tloušťka panelu ve směru kolmém na hlavní směr pnutí; grillage – rošt) [4]

2.2.3 Statický výpočet stěnových prvků

Stěnové panely z CLT bývají díky své vysoké únosnosti velmi štíhlé, jejich tloušťky se pohybují mezi $60\div 300$ mm. Stěnové panely vykazují vysokou tuhost při působení zatížení ve vlastní rovině a jsou schopny sloužit jako ztužující stěny i pro vyšší objekty. Do panelů je možné vyřezávat otvory pro okna či dveře. Je dosud nevyřešenou otázkou, jak se distribuuje napětí prvkem s otvory [1].

Stěny z CLT jsou zatíženy většinou primárně svislým zatížením. Z dominantního směru působení zatížení vychází i směřování lamel, vnější lamely bývají orientovány svisle. Svislá orientace lamel je výhodná z pohledu plochy efektivního průřezu působící proti svislému zatížení a také má vliv na velikost ohybové tuhosti (kde napomáhá nejen velká efektivní průřezová plocha, ale i to, že jsou vrstvy účinné proti působícímu zatížení umístěné co nejdál od těžiště průřezu). Protože jsou stěny štíhlými prvky, zásadní pro ně bývá stabilitní kolaps, je tedy nutné je posoudit na vzpěrný tlak. U únosnosti na vzpěr je zásadní ohybová

tuhost prvku. Obvodové stěny mohou být příčně zatíženy větrem, příčné zatížení může vzniknout i excentricitou uložení stropů. Dále mohou být stěny zatížené smykem a ohybem ve vlastní rovině, a to v případě že se jedná o stěny ztužující. U nižších objektů bude dominantním zatížením smyk, u vysokých objektů se bude více projevovat i momentové zatížení. Zatížení ve vlastní rovině je dominantní i u stěnových nosníků, které lze z CLT také vytvořit.

Následující kapitoly popisují mechanismy přenosu zatížení specifické pro stěnové prvky a schematicky popisují výpočty z těchto mechanismů vycházející.

2.2.3.1 Výpočet únosnosti na prostý tlak

Při výpočtu napětí od prostého tlaku nebo tahu lze pro přenos zatížení uvažovat jen vrstvy rovnoběžné se zatížením. Je to z důvodu, že u CLT s k sobě na bocích neslepanými lamelami budou mezi jednotlivými lamelami mezery. U CLT s lamelami k sobě slepenými na bocích se zase mohou vyskytovat výsušné trhliny. Trhliny nebo mezery v příčné vrstvě narušují kontinuitu vrstvy a zamezují přenosu normálového napětí. Uvažuje se, že se normálová síla rozdělí do podélných vrstev úměrně jejich tuhosti [17]. V současné době se vyrábějí v naprosté většině panely ze stejného dřeva ve všech vrstvách, v takovém případě je normálové napětí ve všech podélných vrstvách stejné a spočítá se vzorcem:

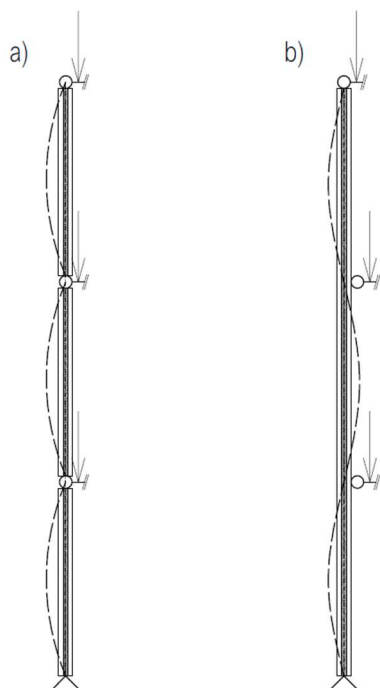
$$\sigma_{x,i} = \frac{n_x}{\sum_{i=1}^n t_{i,0}} \quad (29)$$

kde n_x normálová síla působící ve směru x
 $\sigma_{x,i}$ normálové napětí v i -té vrstvě působící ve směru x
 $t_{i,0}$ tloušťka i -té vrstvy rovnoběžné s působením normálové síly

POZN: (uvedený vzorec slouží pro výpočet napětí od normálové síly ve směru x , při normálové síle působící ve směru y by se napětí počítalo analogicky)

2.2.3.2 Výpočet vzpěrné únosnosti pomocí Eurokódu 5

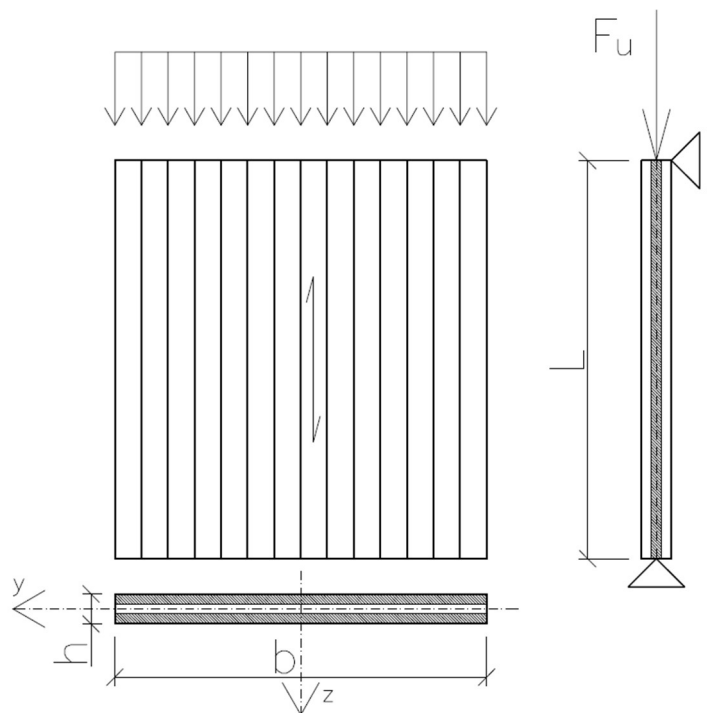
V praxi se pro stěny používají dva typy panelů. Stěnové panely o výšce jednoho podlaží položené na šířku, na které jsou položeny stropní konstrukce. Dále potom stěnové panely průběžné přes více podlaží umístěné na výšku, do kterých jsou stropní desky zavěšeny. Vzpěrnou délku průběžné stěny zkracuje připojení ke stropním tabulím, které přenášejí příčné zatížení do svislého ztužení objektu (*viz obr.22*) [1].



Obr.22 Obvodová stěna a možný způsob vybočení: a) stěnové panely vysoké přes jedno podlaží zatížené stropními konstrukcemi b) stěnový panel průběžný přes více podlaží zatížený stropními konstrukcemi

V závislosti na detailu uložení může od zatížení stropem vznikat vlivem excentricity uložení stropu přídavný moment ve stěnách, větší excentricitu v uložení mají zavěšené stropní desky. Excentricita v uložení bude mít větší vliv na obvodové stěny, které jsou zatíženy stropy jen z jedné strany. Další zatížení, které vnáší ohybový moment do stěn může být zatížení větrem. Moment do reálné konstrukce vnáší i její imperfekce, ty jsou v metodě zde představované, zohledněny samotnými vzpěrnými křivkami.

Pro výpočet vzpěrné únosnosti lze využít Přílohu C „Složené a členěné tlačené pruty“ nacházející se v ČSN EN 1995-1-1. Metoda popsaná v Příloze C předpokládá kloubově uložený prut vytvořený po délce z jednoho kusu (viz obr.23). K výpočtu se využívá efektivní ohybová tuhost $(EI)_{ef}$ vypočtená Modifikovanou Gama metodou (viz kap.2.2.2.1) [8]. Protože se u CLT jedná o stěnové prvky, jejich tuhost k ose kolmé na rovinu prvku (ose z) je výrazně větší než k druhé ose (ose y), lze tedy očekávat vybočení ve směru kolmém k rovině stěny.



Obr.23 Kloubově uložený panel CLT namáhaný osovým tlakem

Postup výpočtu (za předpokladu vybočení k ose y):

Nejprve se spočítá efektivní moment setrvačnosti k ose y dle vzorce:

$$I_{ef,y} = \frac{(EI)_{ef,y}}{E_{0,mean}} \quad (30)$$

kde: $(EI)_{ef,y}$ efektivní ohybová tuhost průřezu

$E_{0,mean}$ střední hodnota modulu pružnosti rovnoběžně s vlákny vrstvy rovnoběžné s působícím zatížením

Dále se vypočítá celková plocha podélných vrstev v průřezu $A_{0,net}$ (s přenosem tlaku příčnými vrstvami nelze při výpočtu uvažovat (viz kap.2.2.3.1)) [7]:

$$A_{0,net} = b \sum_{i=1}^n h_{0,i} \quad (31)$$

kde: b šířka průřezu (u stěn nejčastěji uvažována jako 1 000 mm)

$h_{0,i}$ výška i -té podélné vrstvy

V následujícím kroku se vypočítá účinná štíhlost prvku $\lambda_{ef,y}$:

$$\lambda_{ef,y} = l \sqrt{\frac{A_{0,net}}{I_{ef,y}}} \quad (32)$$

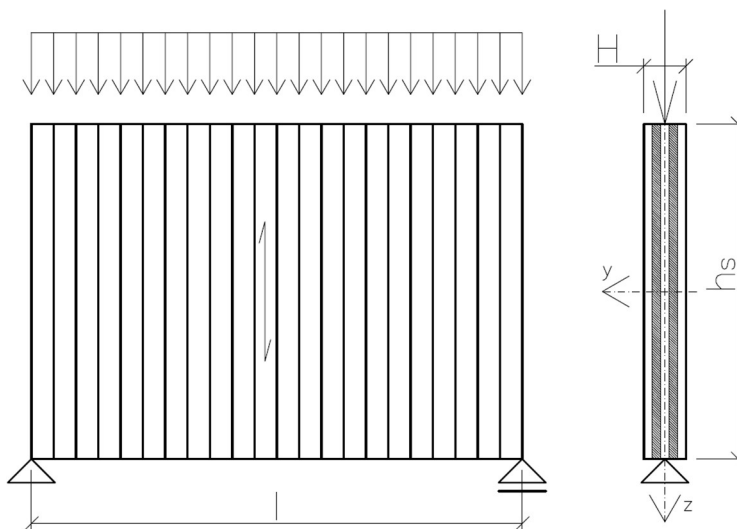
kde: l vzpěrná délka, odpovídá vzdálenosti inflexních bodů (u kloubově uloženého sloupu je rovna jeho délce)

Poté lze spočítat hodnotu vzpěrného součinitele k_c snižujícího prostou tlakovou únosnost prvku. Součinitel k_c zavádí do výpočtu vliv vzpěru a imperfekcí reálného prutu. Vzpěrný součinitel pro prvky z CLT lze spočítat stejně jako pro ostatní dřevěné prvky se kterými uvažuje ČSN EN 1995-1-1, jedinou změnou je dosazení účinné štíhlosti [7].

Další metodou využitelnou pro výpočet vzpěrné únosnosti je výpočet vnitřních sil podle teorie 2.řádu na imperfektním prutu.

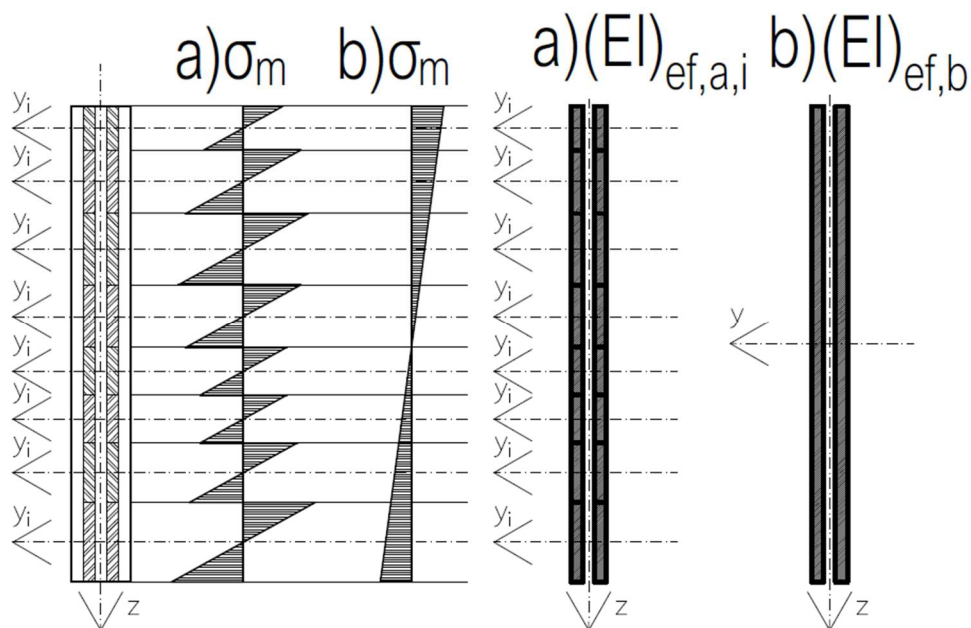
2.2.3.3 Ohyb panelu ve vlastní rovině

Toto namáhání se vyskytuje u stěnových nosníků, či například nosných parapetů nebo překladů. Zásadní pro volbu výpočtového modelu je spojení jednotlivých lamel a poměr h_s/l (viz obr.24), tedy poměr výšky panelu k jeho rozpětí. Uvažuje se, že zatížení přenášejí jenom vrstvy rovnoběžné se směrem pnutí rozpětí [4].



Obr.24 prostě podepřený panel CLT namáhaný ohybem ve vlastní rovině

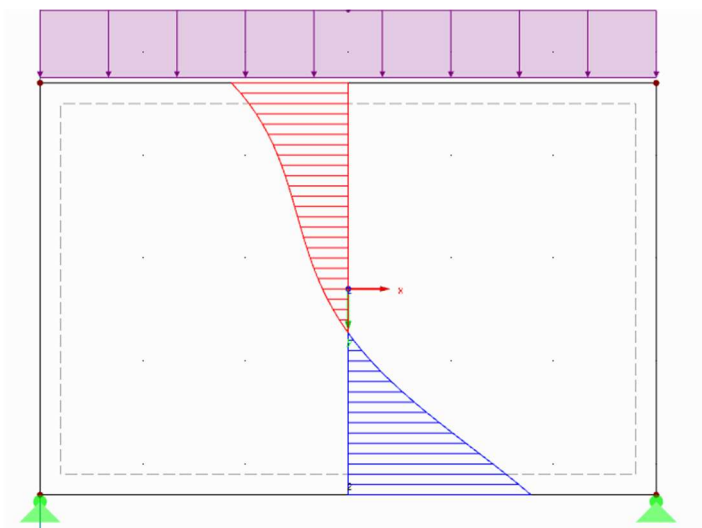
Pokud jsou jednotlivé lamely navzájem na bocích smykově tuze spojeny (lepidlem), jednotlivé lamely prakticky plně spolupůsobí. Průřez stěnového panelu se blíží působení celistvého průřezu (viz obr. 25(b)). Pokud jsou lamely na bocích neslepené, lamely se chovají spíše jako samostatně působící pruty vykazující, vlivem spojení příčnými vrstvami, stejnou deformaci. Zatížení se u takového modelu mezi jednotlivé lamely přerozděluje v poměru jejich tuhostí (viz obr. 25(a)) [2]



Obr.25 Efektivní průřezy a průběh normálového napětí od ohybového momentu po průřezu panelu modelovaného jako prut: a) panel se vzájemně smykově nespojenými lamelami b) panel se smykově vzájemně spojenými lamelami

U prvního modelu (viz obr. 25(a)) je podceněno spojení jednotlivých lamel v podélných vrstvách vrstvami příčnými. U druhého modelu (viz obr. 25(b)) je otázkou, do jaké míry lze podélnou vrstvu, s na bocích slepovanými lamelami, uvažovat po výšce jako kontinuální. Může být totiž rozdělena výsušnými trhlinami [2]. Oba modely představují extrémy v chování CLT. První model je optimistický, druhý konzervativní, reálná konstrukce se bude nejspíše chovat jako kombinace obou modelů.

V závislosti na poměru h_s/l se u panelů se smykově vzájemně spojenými lamelami volí výpočtový model prvku. Pokud je $h_s/l \leq 0,25$, lze modelovat panel jako prutovou konstrukci s lineárním rozdělením normálového napětí po výšce průřezu, je-li poměr $h_s/l \geq 0,25$, je třeba modelovat panel jako stěnu, normálové napětí není po výšce stěny rozděleno lineárně (viz obr.26). U stěnového prvku má na napětí v prvku vliv i místo působení zatížení (jiné napětí vzniká při zatížení působící na prvek při jeho horním okraji a jiné při dolním okraji) [4].



Obr.26 Průběh normálového napětí σ_x od svislého rovnoměrného ztížení panelu o $h_s/l=2/3 \approx 0,667 \geq 0,25$ uvažovaného jako stěnový prvek

Pro výpočet vnitřních sil se užijí efektivní průřezové charakteristiky. Pokud se uvažuje panel jako prutový prvek a jednotlivé lamely v podélných vrstvách jsou k sobě smykově tuze spojeny (slepením na bocích), vypočítá se ohybová tuhost průřezu takto:

$$(EI)_{ef,y} = E_{0,mean} \frac{h_{net} h_s^3}{12} \quad (33)$$

kde h_{net} součet tloušťek vrstev kolmých na směr zatížení

h_s výška panelu

$E_{0,mean}$ průměrný modul pružnosti podélné vrstvy

Maximální normálové napětí od ohybového momentu se spočítá:

$$\sigma_{m,y} = M_y \cdot z_c \frac{E_{0,mean}}{(EI)_{ef,y}} \quad (34)$$

kde z_c vzdálenost kraje průřezu od těžiště průřezu

M_y ohybový moment

Pokud se jedná o panel s nespojenými lamelami, spočítá se celková ohybová tuhost panelu takto:

$$(EI)_{ef,y} = \sum_{i=1}^n E_{0,mean,i} I_{i,y} \quad (35)$$

kde $E_{0,mean,i}$ modul pružnosti i -té lamely

$I_{i,y}$ moment setrvačnosti i -té lamely

Ohybový moment působící na jednotlivé lamely se spočítá:

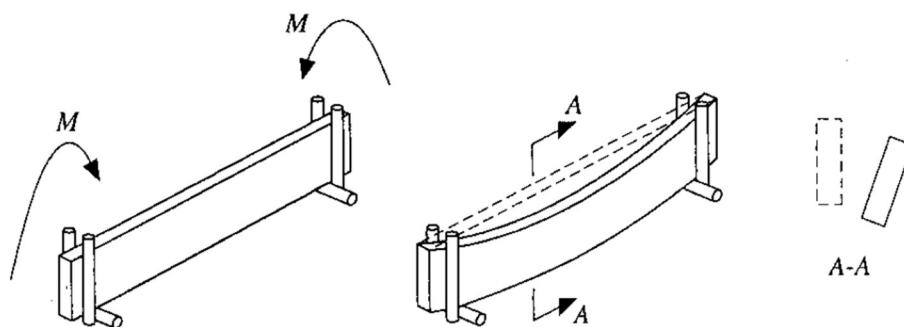
$$M_{i,y} = M_y \frac{E_i I_{i,y}}{\sum_{i=1}^n E_i I_{i,y}} \quad (36)$$

Normálové napětí v jednotlivých lamelách se poté spočítá:

$$\sigma_{m,i,y} = \frac{M_{i,y}}{I_{i,y}} 0,5b_i \quad (37)$$

kde b_i šířka i -té lamely

U prvků, u kterých není dostatečně přidržen jejich tlačný okraj po celé své délce, může dojít ke ztrátě příčné a torzní stability. U gravitační zatížených nosníků se tlačná část nachází v horní části nosníků uprostřed rozpětí, a u spojitého nosníku navíc ještě v jejich dolní části v místě podpor. U CLT lze využít výpočtu uvedeném v ČSN EN 1995-1-1 [4]. Eurokód zavádí vliv stability do výpočtu pomocí součinitele příčné a torzní stability k_{crit} redukujícího pevnost prvku v ohybu. Výpočet v ČSN EN 1995-1-1 je sestaven pro prutové prvky zajištěné v podporách proti kroucení (viz obr.27) [8]. Takovými podporami jsou v reálné konstrukci například příčné stěny spojené s posuzovanou stěnou).



Obr.27 Ztráta příčné torzní stability prostého nosníku drženého ve vidlicových podporách bránících kroucení nosníku [3]

Pro výpočet k_{crit} je nutné znát kritické napětí $\sigma_{m,crit}$, které se vypočítá z klasické teorie stability [8]:

$$\sigma_{m,crit} = \frac{M_{y,crit}}{W_{y,ef}} = \frac{\pi \sqrt{E_{0,05} I_{z,ef} G_{0,05} I_{tor,ef}}}{l_{ef} W_{y,ef}} \quad (38)$$

kde	$M_{y,crit}$ teorie	teoretický kritický ohybový moment, při kterém dle klasické pružnosti dochází ke ztrátě příčné a torzní stability prutu
	$E_{0,05}$	hodnota 5% kvantilu modulu pružnosti rovnoběžně s vlákny
	$G_{0,05}$ rovnoběžně s vlákny	hodnota 5% kvantilu modulu pružnosti ve smyku
	$I_{z,ef}$	efektivní moment setrvačnosti k měkké ose (osa z průřezu), lze spočítat například za pomoci Modifikované Gama metody (viz. kap.2.2.2.1), která je také založena na výpočtech obsažených v ČSN EN 1995-1-1
	$W_{y,ef}$	efektivní průřezový modul k ohybově tužší ose (tedy ose y). (pro výpočet lze využít modely efektivního průřezu zobrazené v této kapitole)
	$I_{tor,ef}$	efektivní moment setrvačnosti průřezu v kroucení
	l_{ef}	účinná délka nosníku, závisí na podmínkách uložení a na tom, jak je uspořádané zatížení na prvku a v jakém místě nosníku zatížení působí (Její výpočet se řídí tabulkou 6.1 v ČSN EN 1995-1-1)

Při znalosti $\sigma_{m,crit}$ lze spočítat poměrnou štíhlost v ohybu $\lambda_{rel,m}$:

$$\lambda_{rel,m} = \sqrt{\frac{f_{m,k}}{\sigma_{m,crit}}} \quad (39)$$

kde $f_{m,k}$ charakteristická pevnost v ohybu rovnoběžně s vlákny

V závislosti na hodnotě $\lambda_{rel,m}$ se zjistí k_{crit} podle vztahů:

$$k_{crit} = \begin{cases} 1 & \text{pro } \lambda_{rel,m} \leq 0,75 \\ 1,56 - 0,75 \lambda_{rel,m} & \text{pro } 0,75 \leq \lambda_{rel,m} \leq 1,4 \\ \frac{1}{\lambda_{rel,m}^2} & \text{pro } 1,4 < \lambda_{rel,m} \end{cases} \quad (40)$$

V posouzení se zavede vliv možné ztráty příčné a torzní stability pomocí součinitele k_{crit} takto:

$$\sigma_{m,d} \leq k_{crit} f_{m,d} \quad (41)$$

kde $\sigma_{m,d}$ návrhové normálové napětí od ohybového momentu

$f_{m,d}$ návrhová pevnost v ohybu rovnoběžně vlákny

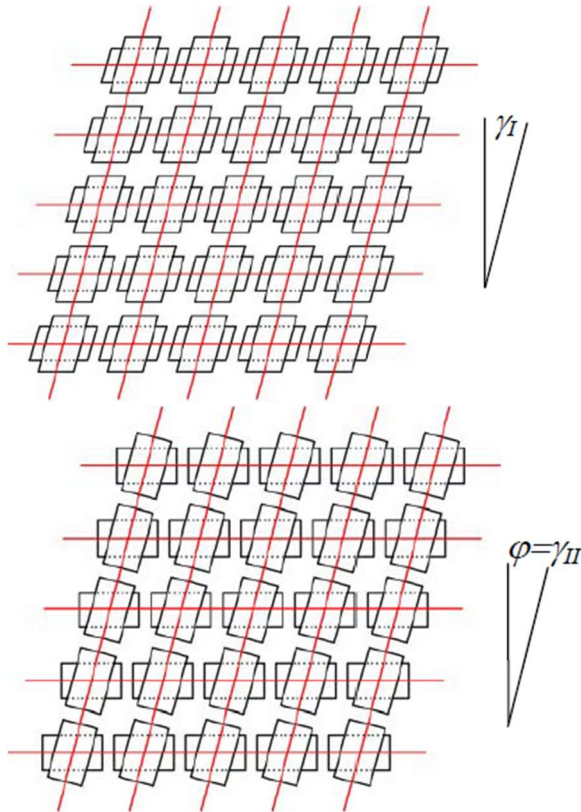
2.2.3.4 Působení smyku v rovině panelu

Smyková vnitřní síla n_{xy} působící v rovině stěnových prvků, je integrací smykového napětí a způsobuje smykové zkosení stěny označované jako γ . U CLT panelů je způsob přenosu zatížení rozdílný od konstrukcí s jednotnou orientací vláken, smyk je v rovině panelu přenášen specifickým mechanismem skládajícím se ze dvou dílčí mechanismů. Pro výpočet smyku je třeba zohlednit, že u panelů s na bocích vzájemně slepovanými, i neslepovanými lamelami, vznikají mezery napříč jednotlivými vrstvami. Mezery se přirozeně vyskytují mezi, na bocích neslepovanými lamelami, dále vznikají vlivem smršťování dřeva, a to i ve vrstvách se vzájemně na bocích slepenými lamelami. U některých panelů je v suchém prostředí v lamelách předcházeno podélnými zářezy – v takovém případě je nutné i zářezy uvažovat ve výpočtu jako mezery dělící vrstvu na části. Panel, se vzájemně na bocích slepenými lamelami, se chová zprvu jako spojitý průřez, napětí by bylo možné v tomto stavu spočítat jako napětí na efektivním homogenním průřezu (viz obr. 25(b)). Jenže vlivem změn vlhkosti dochází, k již zmiňovanému, vzniku podélných trhlin. Postupem času se chování panelu s na bocích slepovanými lamelami přibližuje chování panelu s na bocích neslepovanými lamelami. Zavádí se rozměr a , který udává šířku jednotlivých částí rozdělených mezerou. Jako a se u rozdílně širokých částí uvažuje průměrná šířka částí rozdělených mezerou [17]. U panelu s na bocích neslepovanými lamelami se a rovná průměrné šířce lamel, pokud není šířka lamel známá, uvažuje se 80 mm [7].

Mezery neumožňují kontinuální přenosu smyku v dané vrstvě. To, že se jednotlivé části oddělené mezerami nechovají nezávisle, zajišťují sousední příčné vrstvy [17].

Mechanismus 1 je mechanismem smykového působení stěny s celistvým průřezem. Jednotlivé lamely se smykově deformují, přičemž nedochází k žádnému natáčení nebo posouvání lamel (viz obr. 28). Dochází ke smykovému zkosení γ_I a vzniku smykového napětí τ_0 . Vlivem mezer rovnoběžných s vlákny se prvek nechová jako spojitý průřez. Na bocích mezerami rozdělených částí vrstev je nulové smykové napětí. Zatížení se přenáší z jednotlivých částí do sousedních částí vrstvy za pomoci mechanismu 2. Mechanismus 2 zahrnuje do výpočtu vliv vzájemného natáčení sousedních vrstev φ a tím vznik smykového zkosení γ_{II} (viz obr. 28) a lokálních kroutících momentů působících na rozhraních jednotlivých

vrstev (viz obr.31). Lokální kroutící momenty způsobují smykové napětí τ_T působící na rozhraní vrstev. Toto napětí je přenášeno lepidlem, či mechanickými spojovacími prostředky spojujícími jednotlivé vrstvy [17].

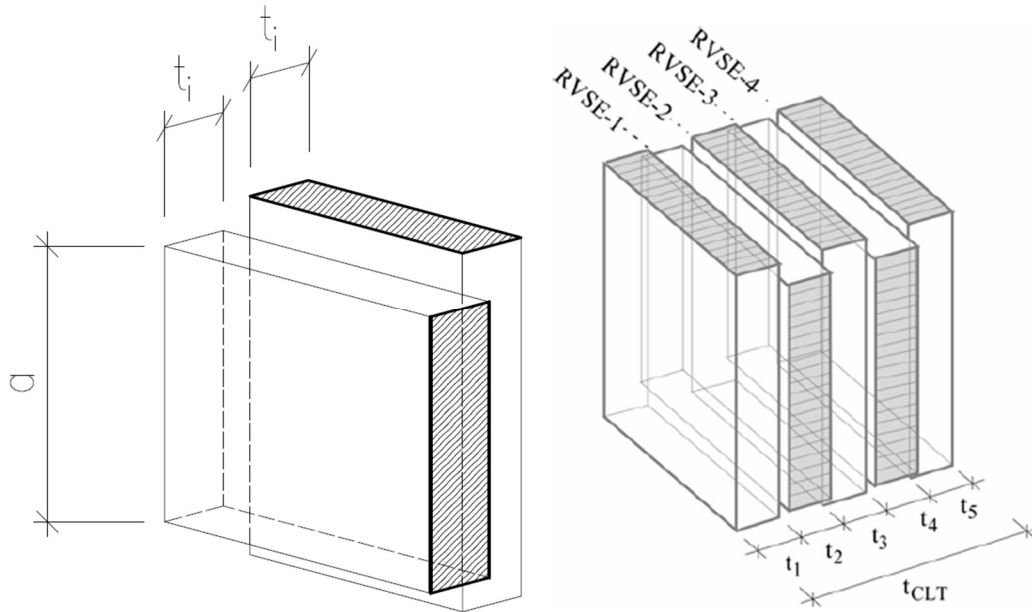


Obr.28 Schéma mechanismů přenosu smyku (vlevo: Mechanismus 1; vpravo: Mechanismus 2) [17]

Pokud složíme dohromady oba mechanismy, získáme výsledné chování prvku z CLT. Smykové zkosení γ CLT prvku můžeme tedy spočítat jako [17]:

$$\gamma = \gamma_I + \gamma_{II} \quad (42)$$

Pro výpočet smykové deformace a napětí v panelu se využívá rozložení panelu na myšlené elementy nazývané RVSE. Jeden element RVSE znázorňuje překrytí podélné a příčné vrstvy (viz obr.29) [17].



Obr.29 Vlevo zobrazení jednoho elementu RVSE, vpravo rozložení průřezu pětivrstvého panelu na čtyři elementy RVSE [17]

Tloušťka t_i^* i -tého elementu RVSE, se kterou se dále uvažuje ve výpočtech, se určuje různě pro vnější a pro vnitřní element:

$$t_{vnějši}^* = \min (2t_{vnějši}; t_i) \quad (43)$$

Kde $t_{vnějši}$ tloušťka vnější vrstvy
 t_i tloušťka i -té vrstvy

$$t_{i,vnitřni}^* = \min (t_i; t_{i+1}) \quad (44)$$

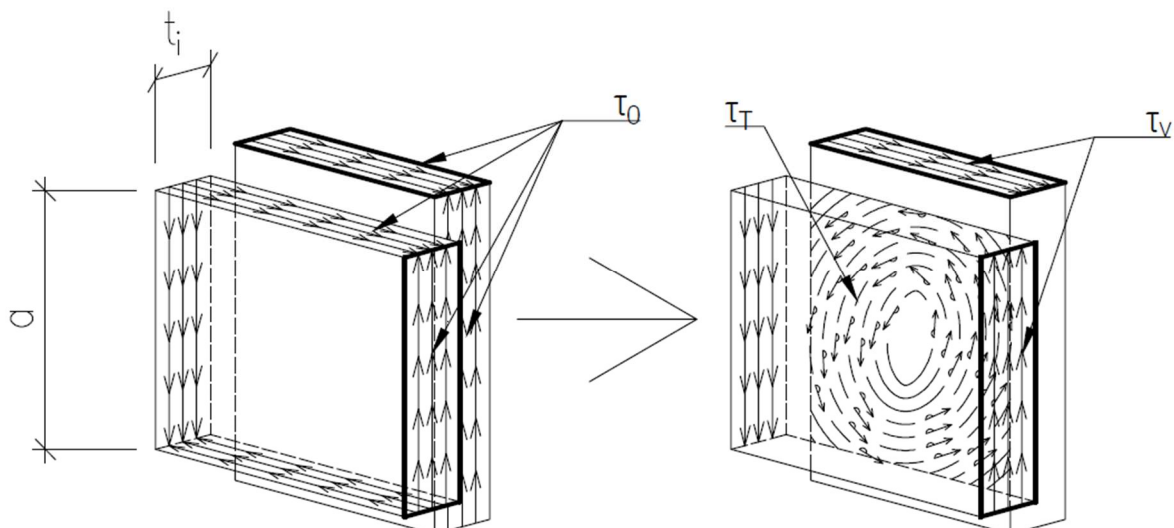
Při vyjádření a složení vzorců pro dílčí smyková zkosení lze získat vzorec pro výpočet výpočtového smykového modulu pružnosti G^* pro CLT, který zahrnuje oba mechanismy smykové deformace CLT a lze pomocí něj určovat smykovou tuhost panelů ve vlastní rovině. Pro zpřesnění vzorce byl zaveden korekční součinitel vzešlý z výpočtů metodou konečných prvků $\alpha_{FE-FIT,ortho}$ [17]:

$$G^* = \frac{G_{0,mean}}{1+6\alpha_{FE-FIT,ortho,i}\left(\frac{t}{a}\right)^2} \quad (45)$$

kde $G_{0,mean}$ průměrný smykový modul pružnosti rovnoběžně s vlákny
 t průměrná tloušťka elementů RVSE
 a průměrná šířka elementů RVSE

$$\alpha_{FE-FIT,ortho,i} = 0,32\left(\frac{t}{a}\right)^{-0,77} \quad (46)$$

Smykovou sílu n_{xy} lze přepočítat na myšlené smykové napětí τ_0 , pokud se zohlední nehomogenita panelu, lze získat smykové napětí τ_v působící v průřezech lamel (viz obr.30). U napětí τ_v se předpokládá konstantní průběh po průřezech lamel, či částí oddělených trhlinami [17].



Obr.30 Vlevo: element RVSE zatížený n_{xy} , u kterého se neuvažuje nehomogenní chování CLT; vpravo: element RVSE zatížený stejnou vnitřní silou, kde je nehomogenita CLT uvažována

Uvažuje se, že se na jednotlivé RVSE elementy, dvořící průřez, přenesou smyková síla velká úměrně jejich tloušťce. Protože je smyková vnitřní síla n_{xy} integrací myšleného smykového napětí τ_0 vykazujícího konstantní průběh po průřezích RVSE elementů, lze smykové napětí τ_0 spočítat jako [17]:

$$\tau_0 = \frac{n_{xy}}{\sum_{i=1}^{n-1} t_i^*} \quad (47)$$

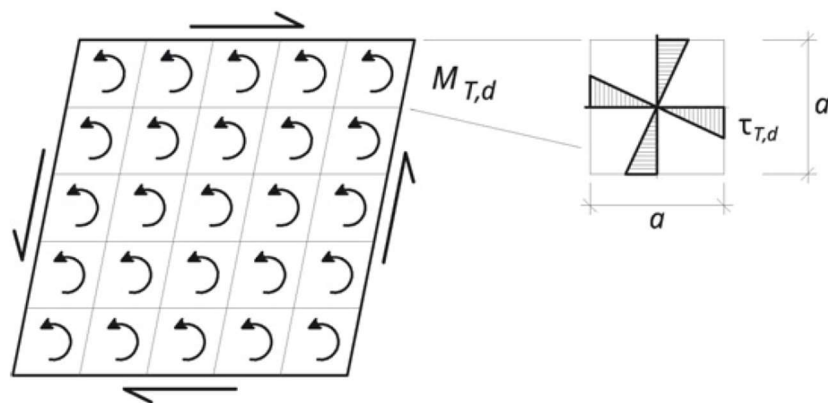
kde t_i^* tloušťka i -tého elementu RVSE

Při znalosti napětí τ_0 lze vypočítat smykové napětí τ_v :

$$\tau_v = 2\tau_0 \quad (48)$$

Velikost smykového napětí τ_v je stejná ve všech elementech RVSE tvořících průřez. Charakteristickou pevnost CLT ve smyku v průřezích lamel $f_{v,k}$ lze konzervativně uvažovat stejnou hodnotou jako pro lepené lamelové dřevo, dosavadní provedené testy naznačují, že je ve skutečnosti větší [17].

Napětí τ_v způsobuje lokální kroutící momenty M_T , které působí na lepidlo, či mechanické spojovací prostředky, spojující jednotlivé vrstvy. Kroutící moment M_T je integrací smykového napětí τ_T (viz obr. 30 a obr. 31) [17].



Obr.31 Schéma působení lokálních kroutících momentů M_T a průběh smykového napětí τ_T na ploše elementu RVSE [4]

Výpočet smykového napětí v i -tém elementu RVSE $\tau_{T,i}$:

$$\tau_{T,i} = \frac{M_T}{W_{P,i}} = 3\tau_0 \frac{t_i^*}{a_i} \quad (49)$$

kde $W_{P,i}$ průřezový modul v kroucení plošek rozhraní vrstev

a_i šířka i -tého elementu RVSE

Charakteristickou únosnost CLT ve smyku vlivem kroutících momentů působících na rozhraní vrstev je možné uvažovat hodnotou $f_{T,k}=2,5 \text{ N/mm}^2$ [17].

Chování prvků z CLT ovlivňuje poměr a/t . Z pohledu velikosti smykového napětí τ_T je výhodnější, aby byl panel složen z více tenkých vrstev a širších lamel. Velikost τ_v je ovlivněna jen celkovou průřezovou plochou panelu, velikost τ_v (a v důsledku toho i napětí τ_T) lze snížit zvětšením průřezové plochy panelu. Poměr a/t ovlivňuje i smykovou tuhost panelu, panely s vyšší hodnotou poměru a/t jsou smykově tužší. Tuhost panelu je závislá také na smykovém modulu pružnosti dřeva $G_{0,mean}$ [17].

2.2.4 Návrh prvků z CLT na účinky požáru

Pro jednotlivé konstrukce vystavené účinkům požáru se určuje jejich požární odolnost REI, která udává dobu v minutách, po kterou je konstrukce schopna odolávat požáru při zachování požadovaných funkcí, které jsou: dělicí funkce (kritérium E), izolační funkce (kritérium I) a nosná funkce (kritérium R) [18]. Tato kapitola se zabývá určením délky zachování nosné funkce konstrukce. Návrh CLT na účinky požáru vychází z ČSN EN 1995-1-2.

Stěnové panely z CLT jsou schopny dosahovat požární odolnosti až REI 60 bez použití požární ochrany, s požární ochranou i REI 120. Stropní panely jsou schopné dosáhnout bez použití požární ochrany až hodnoty REI 90 [19].

Dřevo je hořlavý materiál, který při vzplanutí postupně odhořívá [3]. Norma ČSN EN 1995-1-2 uvažuje lineární průběh odhořívání, a tudíž konstantní rychlost hoření, která se v jistých případech skokově mění [18]. Na povrchu dřeva vzniká vlivem odhořívání zuhelnatělá vrstva a pod ní vrstva pyrolýzy, která vykazuje snížené mechanické vlastnosti. Díky nízké tepelné vodivosti zuhelnatělé vrstvy, se pod vrstvou pyrolýzy nachází vysokou teplotou neporušené dřevo schopné nadále plnit nosnou funkci [3]. V důsledku vzniku zuhelnatělé vrstvy chrání dřevo proti účinkům požáru se snižuje rychlost odhořívání prvku. Tento jev je zahrnut do části křivek průběhu zuhelnatění prvků zpočátku chráněných proti účinkům požáru pomocí dvojí rychlosti hoření. V ČSN EN 1995-1-2 se za dostatečnou vrstvu

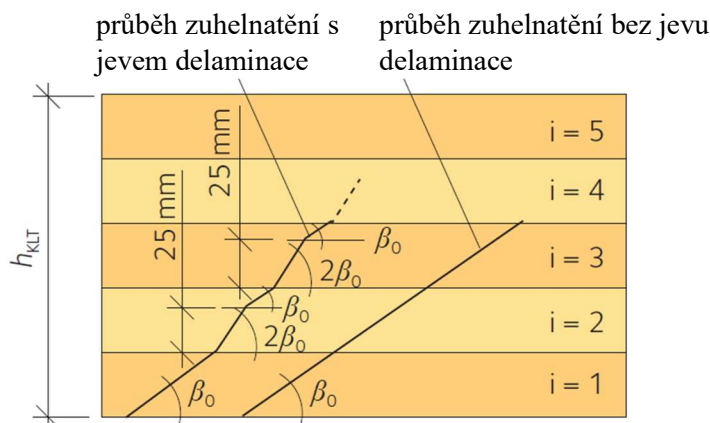
zuhelnatělého dřeva, která dokáže brzdit proces zuhelnatění, považuje vrstva tloušťky 25 mm [18]. Díky dobrým izolačním schopnostem zuhelnatělé vrstvy se není třeba zabývat změnou teploty prvku a z ní vycházejícím snížením mechanických vlastností. Pro únosnost dřevěných konstrukcí je zásadní to, jak hodně se vlivem odhořívání zmenšil jejich průřez [3].

Požární odolnost prvku lze určit požárními zkouškami, požárními zkouškami v kombinaci s výpočty nebo výpočtem [18]. Výpočet únosnosti prvku v požární situaci je založen na stanovení snížených vlastností konstrukce v dané minutě požáru a následném porovnání návrhové únosnosti oslabené konstrukce a návrhového zatížení v požární situaci. Pro popsání oslabení konstrukce vlivem požáru lze použít dvě metody: metodu redukovaného průřezu, která zavádí vliv odhořívání průřezu a snížených vlastností prvku tak, že redukuje odpovídajícím způsobem rozměry průřezu. Druhou metodu je metoda redukovaných vlastností, která zavádí vliv požáru na prvek pomocí modifikačního součinitele pro požár $k_{mod,fi}$ [18].

2.2.4.1 Stanovení hloubky zuhelnatění

Pro CLT s na bocích slepovanými lamelami, nebo s mezerami mezi lamelami menšími než 2 mm lze uvažovat jednorozměrné zuhelnatění, pro návrhovou rychlost zuhelnatění tudíž uvažovat s hodnotami β_0 . Pro CLT s mezerami mezi lamelami o velikosti 2÷6 mm je nutné jejich vliv zahrnout, mezery se zohlední tak, že se místo hodnoty návrhové rychlosti zuhelnatění β_0 se počítá s hodnotami β_n [7].

Průběh zuhelnatění prvku je závislý na jeho umístění a případné ochranné vrstvě. Lepidlo spojující jednotlivé vrstvy může, v závislosti na typu, vlivem teploty snižovat své adhezní schopnosti a může docházet k delaminaci. Delaminace se týká hlavně stropních prvků, kde vlivem snížených vlastností lepidla a gravitace dochází k odpadávání jednotlivých vrstev. Tento jev se projeví na tvaru křivek průběhu zuhelnatění. Kvůli procesu delaminace se urychluje hoření prvku, protože se musí vždy znovu po odpadnutí vytvářet zuhelnatělá vrstva zpomalující proces hoření (viz obr. 32). Je otázkou, zda bude proces delaminace probíhat i u vertikálních prvků, u kterých delaminaci nepřispívá gravitace. U stěn se nejčastěji používají modely, které s delaminací nepočítají. (viz obr. 32) [19] [2]. Delaminace se také neprojevuje u šroubovaného CLT [20].



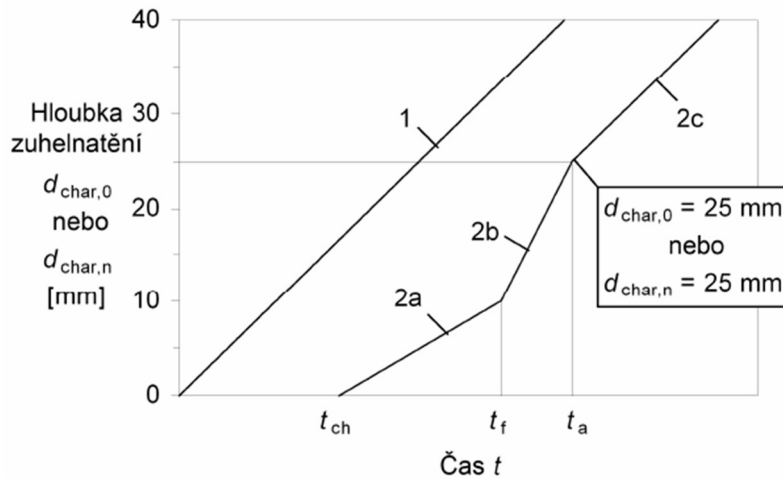
Obr.32 Průběh zuhelnatění nechráněného prvku: Vlevo křivka průběhu zuhelnatění s uvažováním jevu delaminace. Vpravo křivka průběhu zuhelnatění bez uvažování jevu delaminace [7].

Hodnoty návrhových rychlostí zuhelnatění se uvažují stejné jako pro rostlé jehličnaté dřevo [7], tedy $\beta_0=0,65$ a $\beta_n=0,8$ [18].

Pokud má konstrukční prvek požární ochranu (například v podobě sádkartonové desky), změní se časový průběh zuhelnatění prvku. Vliv požární ochrany na rychlost zuhelnatění se projeví do hloubky zuhelnatění $d_{char}=25$ mm. Průběh zuhelnatění prvku do hloubky zuhelnatění $d_{char}=25$ mm se skládá ze 4 fází (viz graf 2) [18]:

- 1) v čase $0 \leq t \leq t_{ch}$ obklad plně ochraňuje konstrukci před uhelnatěním.
- 2) v čase $t_{ch} \leq t \leq t_f$ dochází k pomalému procesu uhelnatění konstrukce pod obkladem, v čase t_f dochází ke kolapsu obkladu (v pravém grafu na grafu 2 tato fáze označena 2a)
- 3) v čase $t_f \leq t \leq t_a$ dochází k zrychlenému odhořívání konstrukce (v pravém grafu na grafu 2 tato fáze označena 2b)
- 4) po čase $t \geq t_a$ se rychlost zuhelnatění rovná rychlosti uhelnatění, kterou by vykazovala stejná konstrukce bez požární ochrany (v pravém grafu na grafu 2 tato fáze označena 2c)

Do čtvrté fáze se většinou CLT panel dostane při odhořívání první či druhé vrstvy lamel, neboť jednotlivé vrstvy bývají tloušťky 10÷45 mm [3].



Graf 2 Pravý graf zobrazuje průběh uhelnatění konstrukce bez požární ochrany bez vlivu delaminace. Levý graf zobrazuje průběh uhelnatění konstrukce s požární ochranou bez vlivu delaminace (t_{ch} -čas kdy začíná uhelnatět konstrukce, t_f -čas kolapsu obkladu, t_a -čas kdy dojde k vytvoření dostatečná zuhelnatělá vrstva a snížení rychlosti zuhelnatění) [18]

Rychlosti zuhelnatění v různých fázích zobrazených v v pravém grafu na grafu 2 se získají úpravou návrhové rychlosti zuhelnatění β součinitelem k_i [18]:

$$\beta_i = \beta k_i \quad (50)$$

kde β_i návrhová rychlost zuhelnatění v i -té fázi procesu zuhelnatění

β návrhová rychlost zuhelnatění (dosazuje se β_0 , nebo β_n , podle charakteru prvku)

k_i součinitel rychlosti zuhelnatění v i -té fázi procesu zuhelnatění

Pro čas $t_{ch} \leq t \leq t_f$ je určen součinitel k_2 , který závislý na typu a tloušťce obkladu. V čase $t_f \leq t \leq t_a$ se uvažuje s dvojnásobnou rychlostí zuhelnatění, tedy součinitel $k_3=2$. Po čase t_a se rychlost zuhelnatění rovná rychlosti zuhelnatění prvku bez požární ochrany, tudíž $k_4=1$. Některé časy t_{ch} , t_f , t_a je možné pro základní případy (sádkartonové desky, izolace z minerálních vláken, desky na bázi dřeva) stanovit pomocí vztahů v ČSN EN 1995-1-2, pro další je nutné vycházet z podkladů výrobců [18].

2.2.4.2 Stanovení rozměrů redukovaného průřezu

U CLT panelů se uvažuje jednostranné zuhelnatění. V závislosti na velikosti mezer mezi lamelami se vypočítá tloušťka zuhelnatělé vrstvy $d_{char,0}$, nebo $d_{char,n}$, výpočet se liší jen návrhovou rychlostí zuhelnatění, která se rovná buď β_0 nebo β_n [18]. Tloušťka zuhelnatění se vypočítá:

$$d_{char} = \beta t \quad (51)$$

kde β rychlost uhelnatění (β_0 nebo β_n)

t čas, po který má konstrukce splňovat kritéria požární odolnosti

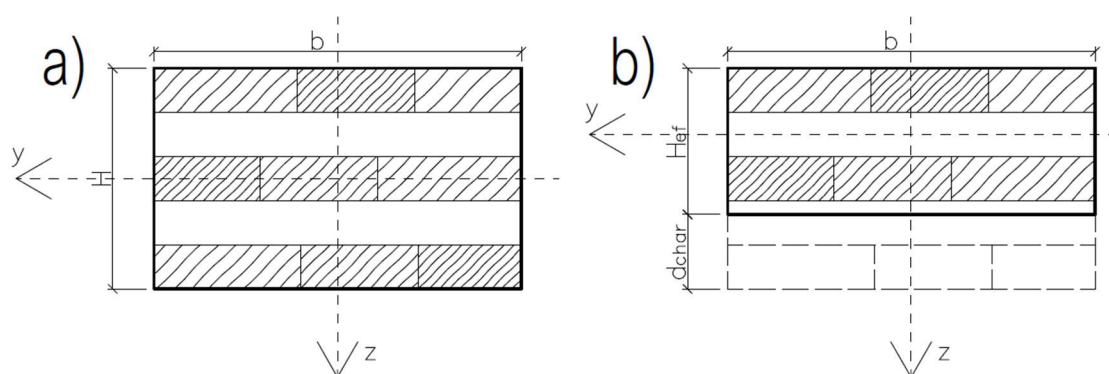
Protože se pod zuhelnatělou vrstvou nachází vrstva pyrolýzy, která vykazuje zhoršené mechanické vlastnosti, zavádí se účinná hloubka zuhelnatění d_{ef} :

$$d_{ef} = d_{char} + k_0 d_0 \quad (52)$$

kde $d_0 = 7 \text{ mm}$ vrstva nulové pevnosti [18]

k_0 součinitel (hodnoty lze určit podle kapitoly 4.2.2 v ČSN EN 1995-1-2)

Při znalosti účinné hloubky zuhelnatění lze spočítat rozměry redukovaného průřezu (viz obr.33). Redukované průřezové charakteristiky se poté počítají za pomoci stejných modelů chování CLT, jako za normální teploty. Pokud je tloušťka vrstvy ztenčené zuhelnatěním menší než 3 mm, ve výpočtu redukovaných průřezových charakteristik se s ní neuvažuje [19].



Obr.33 Příklad jednostranného zuhelnatění průřezu a redukce průřezu vlivem zuhelnatění: a) původní průřez b) redukovaný průřez

Následuje posouzení, zda prvek dosahuje požadované požární odolnosti. Posouzení se provede postupem podle ČSN EN 1995-1-2, který se běžně užívá i u jiných dřevěných konstrukcí. Při výpočtu je důležité nezapomenout brát zřetel na možný vznik excentrického momentu od zatížení vlivem posunu neutrální osy průřezu při jednostranném zuhelnatění.

2.2.5 Horizontální zatížení objektů z CLT

Vysoká prostorová tuhost konstrukčního systému CLT je jednou z jeho velkých výhod a umožňuje do budoucna stavbu vysokých objektů z CLT, u kterých s rostoucí výškou objektu nabývá vliv horizontálních sil na významu. Svislé ztužení objektů z CLT je obvykle tvořeno ztužujícími stěnami [1].

Pro výpočet ztužení objektu je důležité určit, jak stropní tabule distribuuje zatížení do jednotlivých svislých ztužujících prvků. Následně zjistit únosnost a deformaci svislých ztužujících prvků od působícího zatížení. Posledním úkolem je zjištění síly v založení svislých ztužujících prvků (hlavně síly v kotevních prvcích).

2.2.5.1 Distribuce zatížení do ztužujících prvků

Zatížení větrem se přenáší ze střešní konstrukce a obvodových stěn do stropních tabulí. Obvodové stěny jsou zatíženy kolmo ke své rovině, pro toto zatížení je lze modelovat jako nosníky s pružnými podporami, a to buď jako spojité nosníky (stěnové panely průběžné přes více pater) nebo prosté nosníky (stěnové panely o výšce jednoho patra). Pružné podpory obvodových stěn jsou tvořeny stropními tabulemi. Do jednotlivých stropních tabulí se zatížení z obvodových stěn roznáší podle zatěžovacích šířek. Například u stěny o výšce jednoho

podlaží zatížené rovnoměrným zatížením se jedna polovina zatížení přenáší do horní stopní konstrukce a druhá polovina do spodní stropní tabule [4].

Stropní tabule jsou tvořeny diafragmaty z CLT panelů, která se reálně chovají jako polotuhá. Protože výstižný jednoduchý analytický popis polotuhého chování diafragmat z CLT není v současné době k dispozici, je nejbezpečnější počítat stropní tabuli zároveň jako tuhou i netuhou. Tím se získají oba extrémy v chování stropní konstrukce, chování reálné konstrukce se nachází někde mezi těmito dvěma extrémy. To, jestli je stropní tabule tuhá, nebo netuhá, určuje obecně poměr maximální deformace k průměrné deformaci stropní tabule, pokud je tento poměr blízko jedné, jedná se o tuhou stropní tabuli [21]. U modelu tuhé stropní tabule se uvažuje, že se stropní tabule pod zatížením posouvá a rotuje jako celek. Distribuce zatížení do jednotlivých ztužujících stěn závisí na poměru jejich tuhostí a směru jejich umístění (stěny umístěné kolmo k zatížení se chovají jako kyvné pruty a žádná zatížení nepřebírají). Při nerovnoměrném zatížení nebo rozmístění ztužidel dochází nejen k posunu, ale i k rotaci stropní tabule. V takovém případě závisí velikost sil působících na jednotlivá ztužidla i na velikosti ramen sil ve ztužujících stěnách počítaných k celkovému těžišti ztužidel [4]. U netuhé stropní tabule se zatížení rozděluje do jednotlivých ztužidel v závislosti na jejich zatěžovacích šířkách. Po výpočtu zatížení ztužujících stěn pomocí obou modelů, se u dalších výpočtů uvažuje nejméně příznivý výsledek. Pokud se výsledky z jednotlivých výpočetních modelů liší o více než 15 %, je vhodné vytvořit obálku zatížení jednotlivých stěn získanou z výsledků obou výpočetních modelů a následně počítat s ní [21].

Tuhost jednotlivých stěn závisí na jejich rozměrech, skladbě průřezu a prokluzu spojovacích prostředků, které stěny připojují ke stropním tabulím. Pro prvotní odhad, sloužící pro výpočet přerozdělení zatížení do ztužujících stěn, lze uvažovat tuhost stěn:

$$K_i = l_i^{1,5} \quad (53)$$

kde K_i tuhost i -té výztužné stěny
 l délka i -té výztužné stěny

Pro detailnější výpočet se nabízí využití vztahu poddajnosti a tuhosti:

$$K_i = \frac{1}{\delta_i} \quad (54)$$

kde K_i tuhost i -té stěny
 δ_i poddajnost i -té stěny

Poddajnost stěny lze zjistit tak, že se zatíží jednotkovou silou a zjistí se její deformace (*výpočet deformace stěny viz kapitola 2.2.5.3*). Poddajnost konstrukce je rovna deformaci konstrukce od jednotkové síly. Poddajnost i -té smykové stěny se vypočítá:

$$\delta_i = w_{1k, i} \quad (55)$$

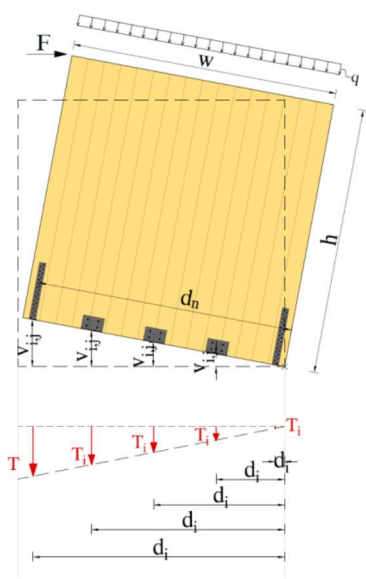
kde $w_{1k, i}$ deformace i -té smykové stěny od jednotkového zatížení

2.2.5.2 Únosnost smykové stěny

Smykové stěny působí jako svislé konzoly, ke kterým jsou kloubově připojeny stropní tabule. Ve stěnách působí převážně smyková síla v rovině stěny, s rostoucí výškou stěny může převládat vliv ohybového momentu působícího společně se smykovou silou. Únosnost smykové stěny je závislá na třech parametrech: únosnosti samotného stěnového prvku, únosnosti kotevních prvků spojujících stěnu se stropními konstrukcemi a únosnosti kotevních prvků kotvících stěnu k základové konstrukci. Únosnost kotevních prvků bývá často

rozhodujícím parametrem. U návrhu stěnových prvků CLT většinou rozhoduje spíše vzpěrná únosnost [21]. Výpočet únosnosti stěny se smyku ve vlastní rovině je rozebrán v kapitole 2.2.3.4, únosnost stěny v ohybu ve vlastní rovině v kapitole 2.2.3.3.

Aby bylo možné navrhnout kotevní prvky, je nejdříve nutné určit výpočetní model roznosu zatížení do jednotlivých prvků. Bylo publikováno velké množství výpočetních modelů, zde je představen jeden model, který vykazoval při testech [21] mírně nižší únosnosti než testovaná stěna, je tedy na straně bezpečnosti a přitom neposkytuje, dle výsledků testů, příliš konzervativní výsledky. Tento výpočetní model uvažuje panel jako nekonečně tuhý prvek, který je horizontální silou natáčen kolem svého rohu, překlopení panelu brání síla v kotvách. (Pro obecnost obsahuje příklad roznosu zatížení na obrázku jak tahové, tak (převážně) smykové kotvy. Tahové kotvy jsou umístěny při rozích, kde vznikají největší tahy od momentu v uložení vzniklého působícím příčným zatížením. Smykové kotvy lze umístit mezi kotvy tahové, protože horizontální síla v ložení se rozkládá, vlivem uvažování nekonečně tuhému panelu, úměrně tuhostem spojovacích prostředků. Nezáleží tedy na jejich umístění.). Protože je panel tuhý, lze předpokládat, že se při natočení vlivem působení horizontální síly vzdálenost spodní hrany panelu od základu lineárně zvětšuje od rohu, ve kterém je střed otáčení panelu (*viz obr.34*) [21].



Obr.34 Schéma působení horizontální síly na panel, natočení panelu a následného vzniku tahových sil v kotvách [21].

Z předpokladu lineárního průběhu odklonu panelu od roviny kotev vychází i výpočet síly v jednotlivých kotvách. Nejprve se zjistí síla T v tahové kotvě na kraji panelu, která je rovna únosnosti dané kotvy. Poté se zjistí protažení této kotvy $v_{i,j}$ vlivem síly T . Po vypočtení protažení krajní tahové kotvy se zjistí, za předpokladu lineárního průběhu odklonu panelu, protažení ostatních kotev. Z protažení ostatních kotev se spočítá síla, kterou kotvy přenáší [21]:

$$T_i = v_{i,j} K_{T,i} \quad (56)$$

kde $v_{i,j}$ protažení i -té kotvy

$K_{T,i}$ modul prokluzu i -té kotvy v tahu

Následně lze z momentové podmínky rovnováhy k bodu otáčení spočítat sílu F_R :

$$F_R = \frac{1}{h} \left(\frac{qw}{2} d_n + \sum_{i=1}^n T_i d_i \right) \quad (57)$$

kde d_i vzdálenost i -té kotvy od bodu otáčení
 T_i síla v i -té kotvě
 d_n vzdálenost poslední kotvy od bodu otáčení
 q liniové stálé zatížení stěny
 w délka stěny
 h výška stěny

Síla F_R musí být větší nebo rovna horizontální síle F působící na panel. (Při veškerých posouzení je nutné dosazovat do vztahů návrhové hodnoty jednotlivých veličin, protože je posuzován mezní stav únosnosti) [21]

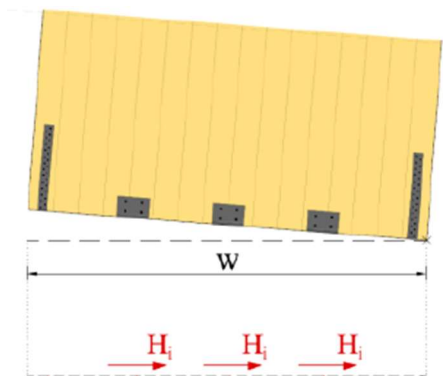
Aby byla splněna vodorovná podmínka rovnováhy konstrukce, musí smykové kotvy přenést sílu F (viz obr.35). Do jednotlivých kotev se síla rozděluje úměrně jejich modulu prokluzu [21]:

$$F = \sum_{i=1}^n H_i \quad (58)$$

kde H_i horizontální síla v i -té kotvě

$$H_i = \frac{K_{V,i}}{\sum_{i=1}^n K_{V,i}} F \quad (59)$$

kde $K_{V,i}$ modul prokluzu i -té kotvy ve vodorovném směru



Obr.35 Schéma přerozdělení horizontální síly do smykových kotev

Následně je třeba zjistit, zda kotvy přenesou vypočítané síly. Protože v části kotev působí jak vertikální, tak horizontální síla, je nutné řešit i vliv interakce těchto sil na únosnost kotvy [21].

2.2.5.3 Deformace smykové stěny

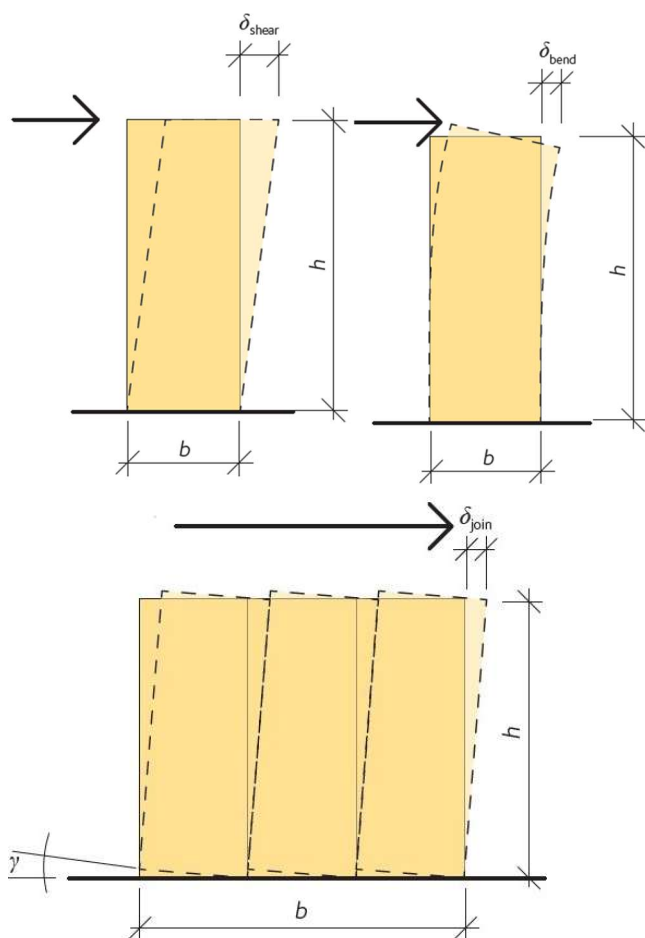
Celková deformace stěny w_{tot} se skládá ze tří dílčích deformací (viz obr.36) [7]:

$$w_{tot} = w_{smyk} + w_{ohyb} + w_{prokluz} \quad (60)$$

kde w_{smyk} smyková deformace

w_{ohyb} ohybová deformace

$w_{prokluz}$ deformace vlivem prokluzu ve spojích



Obr.36 Schéma dílčích deformací: vlevo smyková deformace ($\delta_{shear} = w_{smyk}$), uprostřed ohybová deformace ($\delta_{bend} = w_{ohyb}$), vpravo deformace vlivem prokluzu spojů ($\delta_{join} = w_{prokluz}$) [7]

Jednotlivé deformace s vypočítají:

$$w_{smyk} = \frac{F \cdot h}{(GA)_{ef}} \quad (61)$$

kde F horizontální síla

h výška stěny

$(GA)_{ef}$ účinná smyková tuhost stěny ve vlastní rovině (výpočet efektivního modulu pružnosti ve smyku viz kap.2.2.3.4)

$$w_{ohyb} = \frac{F \cdot h^3}{3(EI)_{ef}} \quad (62)$$

kde $(EI)_{ef}$ účinná ohybová tuhost stěny ve vlastní rovině (viz. kap.2.2.3.3)

$$w_{prokluz} = \frac{F \cdot h}{K_{ser \cdot b}} \quad (63)$$

kde K_{ser} modul prokluzu spojovacích prostředků

Díky vysoké tuhosti CLT bývá dominantní složka prokluzu ve spojích. Deformace stěny by se měla rovnat maximálně 1/300 (doporučeně 1/500) výšky podlaží [4].

2.2.6 Statický výpočet CLT pomocí specializovaných softwarů

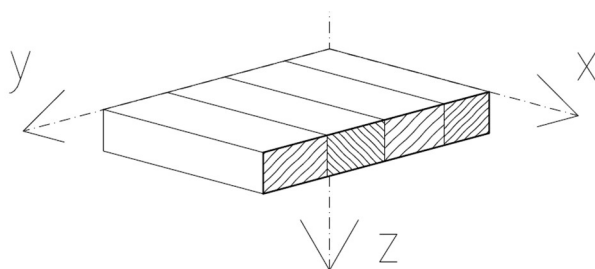
První šířeji používaný software pro návrh CLT s názvem CLT Designer byl vyvinut na TU Graz. CLT Designer nabízí jen návrh jednotlivých prvků. Pro návrh celých konstrukcí z CLT dnes nabízejí obecné statické softwary speciální moduly. Zde bude představen modul RF-Laminate programu Dlubal RFEM 5.

2.2.6.1 Návrh CLT pomocí modulu RF-Laminate

RF-Laminate je modul obecného statického program pro výpočet konstrukcí metodou konečných prvků Dlubalu RFEM 5. Globální analýzu konstrukce provádí Dlubal RFEM 5, modul RF-Laminate vytváří vstupy v podobě mechanických parametrů jednotlivých prvků. RF-Laminate je schopný z vnitřních sil z globální analýzy vypočítat napětí v průřezích a porovnat je s návrhovými pevnostmi, dále také posoudí, zda deformace prvků nepřekračuje stanovenou mez.

Jedná se o obecný modul pro výpočet stěnových a deskových prvků složených z vrstev různých materiálů. Lze počítat jak s izotropním, tak s ortotropními materiály s obecným natočením vrstev. CLT je v naprosté většině případů složené z na sebe kolmých vrstev vykazujících ortotropní vlastnosti, je tedy ideální pro tento modul. Negativum tohoto modulu je, že zatím neumožňuje zadat prokluz mezi vrstvami a je tedy nevhodný pro návrh šroubovaného CLT [16].

V lokálním souřadném systému vrstvy se uvažuje, že je lokální osa x rovnoběžná se směrem vláken (viz obr.37).



Obr.37 Souřadnicový systém jedné vrstvy

Pro plnou specifikaci ortotropního materiálu vrstvy je nutné znát:

1) moduly pružnosti: $E_x = E_{0,mean}$

$$E_y = E_{90,mean}$$

(pokud nejsou lamely na bocích vzájemně slepované, je $E_y=0$, v tomto modulu se ručně nepřepisují parametry materiálu, jen se zaškrtně speciální kolonka)

2) smykové moduly pružnosti: $G_{xz}=G_{mean}$

$$G_{xy}=G_{mean}$$

$$G_{yz}=G_{R,mean} \quad (\text{neboli modul pružnosti ve valivém}$$

smyku)

Poissonovy součinitele μ_{xy}, μ_{yx} , vyjadřující příčné přetvoření desky, lze je dopočítat z modulů pružnosti. Dále je třeba znát objemovou hmotnost materiálu [16].

Do programu se zadávají vlastnosti materiálu vrstvy a její tloušťka. Program následně sestaví matici tuhosti jednotlivých vrstev. Z matic tuhosti jednotlivých vrstev je sestavena matice tuhosti desky (stěny) z vrstev složené (viz obr.38). Matice obsahuje prvky zastupující ohybovou tuhost jednotlivých vrstev, excentrické uložení vrstev (Steinerovy doplňky), smykovou tuhost vrstev a jejich normálovou tuhost (membránové chování). Po tom, co modul RF-Laminate vytvoří matice tuhosti plošných prvků CLT, jsou tyto matice přiřazeny prvkům v modelu [16].

$$\begin{pmatrix} m_x \\ m_y \\ m_{xy} \\ v_x \\ v_y \\ n_x \\ n_y \\ n_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} D_{11} & D_{12} & D_{13} & 0 & 0 & D_{16} & D_{17} & D_{18} \\ & D_{22} & D_{23} & 0 & 0 & \text{sym.} & D_{27} & D_{28} \\ & & D_{33} & 0 & 0 & \text{sym.} & \text{sym.} & D_{38} \\ & & & D_{44} & D_{45} & 0 & 0 & 0 \\ & & & & D_{55} & 0 & 0 & 0 \\ & & \text{sym.} & & & D_{66} & D_{67} & D_{68} \\ & & & & & & D_{77} & D_{78} \\ & & & & & & & D_{88} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \kappa_x \\ \kappa_y \\ \kappa_{xy} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{yz} \\ \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} \quad (2.20)$$

	Ohyb
	Smyk
	Membránové namáhání
	Excentricita

Obr.38 Matice tuhosti desky (stěny) se zvýrazněnými prvky odpovídajícími tuhostem figurujícím při daných namáháním [16]

Modul umožňuje redukovat prvky matice tuhosti redukčními součiniteli tuhosti k_{ii} :

Redukční součinitel tuhosti k_{33} snižuje velikost prvku matice tuhosti D_{33} odpovědného za torzní tuhost desky, součinitel k_{88} zmenšuje prvek matice tuhosti D_{88} a tím smykovou tuhost desky. Tyto součinitele zavádí vliv toho, že k sobě na bocích neslepené lamely nejsou schopny na úzké straně přenášet smyková napětí [21].

Součinitelé smykové tuhosti k_{44} a k_{55} upravují prvky matice tuhosti D_{44} a D_{55} . Součinitele lze použít ke kompenzaci výsledků v případě porovnání výsledků z RF-Laminate s výsledky získanými jinou metodou [21].

Rakouská národní příloha Eurokódu 5 poskytuje vzorce pro výpočet součinitelů k_{33} a k_{88} :

$$k_{33} = \frac{1}{1+6p_D\left(\frac{t_i}{a}\right)^{q_D}} \quad (64)$$

$$k_{88} = \frac{1}{1+6p_S\left(\frac{t_i}{a}\right)^{q_S}} \quad (65)$$

kde t_i tloušťka i -té vrstvy
 a průměrná šířka lamel
 p_d, q_d, p_s, q_s opravné součinitel (viz. tab.1)

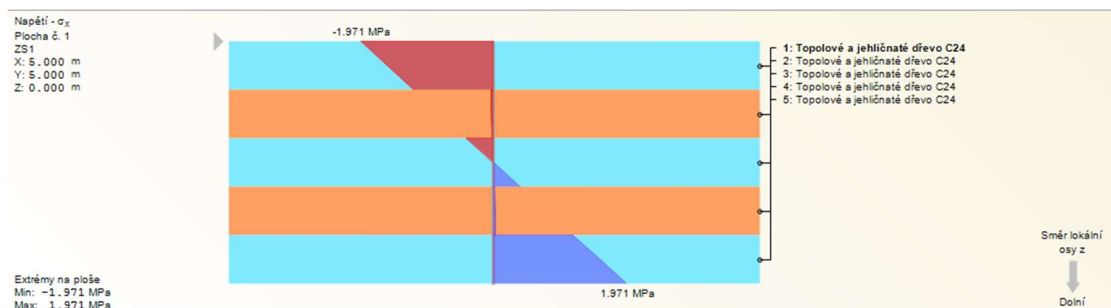
	Number of Layers		
	3	5	7
p_D	0.89	0.67	0.55
q_D	1.33	1.26	1.23
p_S	0.53	0.43	0.43
q_S	1.21	1.21	1.21

Tab.1 Tabulka opravných součinitelů pro výpočet k_{33} a k_{88} (Number of Layers-počet vrstev) [21]

Pokud se do programu zadá průměrná šířka lamel a , umí program posoudit i smyk od zatížení v rovině panelu, kde figurují dvě smyková napětí: smykové napětí působící v průřezích lamel a smykové napětí působící na rozhraní vrstev (viz kap.2.2.3.4) [21].

Po přiřazení příslušných matic tuhosti k CLT prvkům v modelu se může spustit výpočet vnitřních sil. Program Dlubal RFEM 5 nabízí výpočet podle dvou teorií ohybu desek: Mindlinovy a Kirchhoffovy. Kirchhoffova teorie, na rozdíl od Mindlinovy, neuvažuje smykovou deformaci desky. Dřevo je obecně materiál s velmi nízkou smykovou tuhostí. CLT navíc obsahuje příčné vrstvy a smyková tuhost příčných vrstev, kde se projevuje valivý smyk, je přibližně desetinová oproti smykové tuhosti dřeva ve směru vláken, je tedy vhodné počítat pomocí Mindlinovo teorie [16].

Výstupem z výpočtu metodou konečných prvků jsou napětí: $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yz}$. Tato fiktivní napětí následně modul RF-Laminate přepočítá do napětí v jednotlivých vrstvách průřezu (viz obr.39). Modul nabízí i následná posudek prvků na mezní stav použitelnosti a únosnosti podle ČSN EN 1995-1-1 [16].



Obr.39 Příklad grafického výstupu z RF-Laminate: vykreslení průběhu normálového napětí v jednotlivých vrstvách průřezu CLT od zatížení kolmého k rovině panelu

3 PRAKTICKÁ ČÁST

V této části je zpracováno porovnání jednotlivých výpočetních metod, představených v teoretické části, s výsledky zkoušek prováděných na šroubovaném CLT. Byly použity veškeré výpočetní metody představené v teoretické části, které jsou schopny zachytit prokluz mechanických spojovacích prostředků. Prokluz nelze zachytit ve výpočtu K-metodou (tabulky jsou sestaveny pro lepené CLT), ve výpočtu pomocí RF Laminate a ani při výpočtech prováděných softwarem CLT Designer.

3.1 Zkoušky

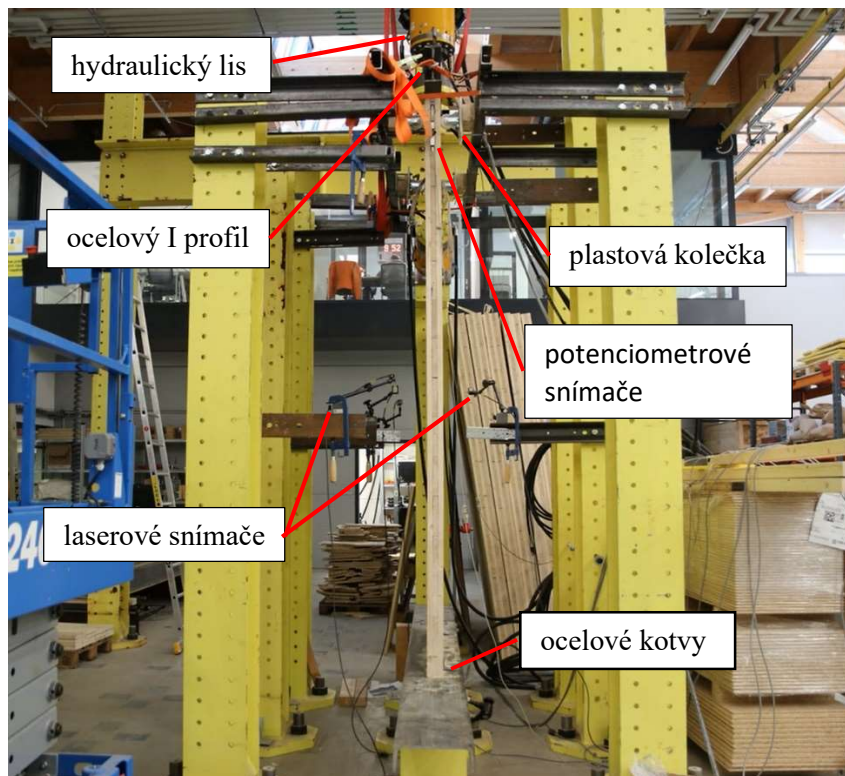
3.1.1 Popis zkoušených vzorků

Zkoušeny byly tři vzorky. Jednalo se o šroubované CLT panely výšky 3 000 mm, šířky 1 500 mm. Panely byly třívrstvé, tloušťky průřezu 81 mm, vrstvy byly tvořeny lamelami tloušťky 27 mm a šířky 200 mm. Ve vnější vrstvě byly lamely orientovány svisle. Pro spojení vrstev byly užity vruty 5x80 mm v počtu dvou na jedno překrytí lamel. Panel byl vyroben z jehličnatého dřeva pevnostní třídy C24.

3.1.2 Popis zkoušky

Zkoušky byly prováděny v Univerzitním centru energeticky efektivních budov ČVUT. Statickým schématem byl kloubově uložený prut zatěžovaný svislou osovou silou. Pro vytvoření neposuvného kloubu v patě vzorku byly užity dvě ocelové kotvy. V hlavě panelu byl předepsán posuvný kloub ve svislém směru, ten byl vytvořen z plastových koleček. Kolečka držela panel v tomto místě proti pohybu v horizontálním směru, ale zároveň dovozovala volnou svislou deformaci vzorku. Panely byly zatěžovány svisle hydraulickým lisem lineárně narůstající silou rychlostí 0,4 kN/s až do porušení vzorku. Aby se zajistilo rovnoměrné zatížení vzorku přes celou jeho délku, lis vzorek zatěžoval přes ocelový I profil, na bocích vyztužený navařenými ocelovými příložkami (*viz. obr. 40*).

Pro sledování deformací vzorků byly použity dva typy snímačů. Na měření průhybu uprostřed vzorku byly použity laserové snímače ILD200. Pro měření svislé deformace vzorku byly nainstalovány potenciometrové snímače TR0075 (*viz. obr. 40*).

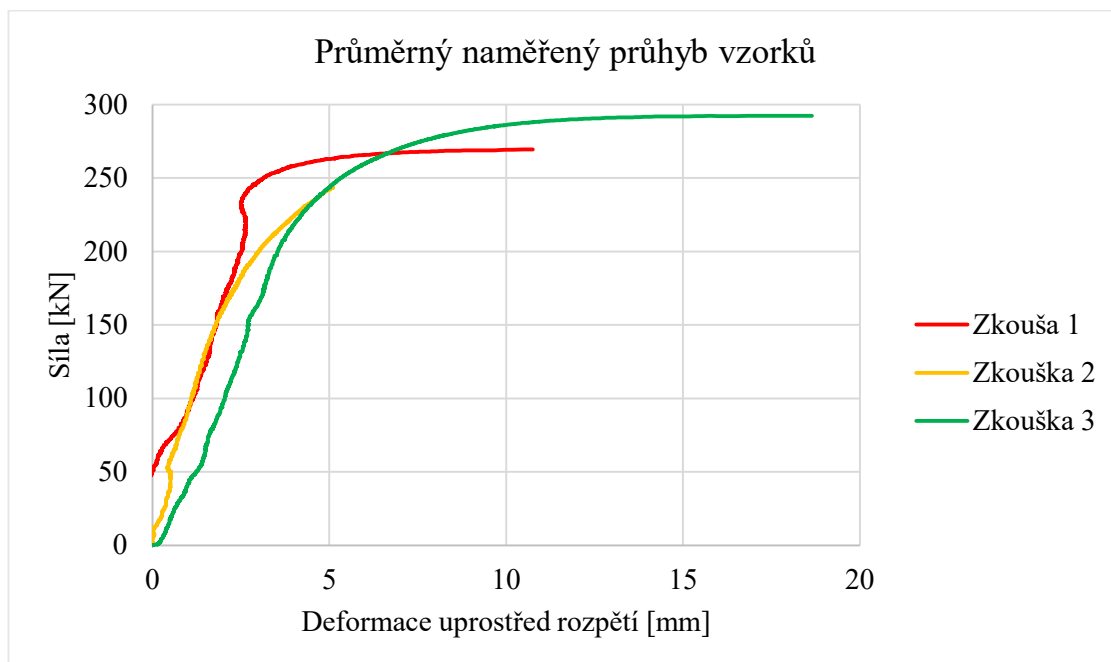


Obr.40 Panel při zatěžovací zkoušce

V průběhu zatěžování začal přibližně ve středu panelů drobně narůstat průhyb. U všech panelů byly vidět již před zkouškou geometrické imperfekce způsobené nejspíše v průběhu výrobního procesu. Tyto imperfekce byly veliké přibližně 4 mm (měřeno uprostřed rozpětí panelu), většinou jen na jedné hraně panelu (panely nebyly rovinné, ale lehce zakřivené). Právě tyto počáteční imperfekce udaly směr nárůstu průhybu prvku po čas zatěžování. Vlivem rozdílných počáteční geometrických imperfekcí v různých částech vzorků docházelo při zatěžování i k jejich kroucení. Průhyb narůstající v průběhu zatěžování byl okem pozorovatelný, ale nedosahoval žádných velikých hodnot (kolem 3 mm). Těsně před dosažením mezní pevnosti vzorku začalo být slyšet praskání (zapříčiněné porušováním lamel na tažené straně). Po dosažení pevnosti následoval rychlý kolaps.

3.1.3 Výsledky zkoušek

Průhyb prvku se v průběhu zatěžování v první fázi zvětšoval přibližně přímo úměrně velikosti síly. Postupně ale začínala narůstat deformace rychleji než velikost zatížení, poté následoval kolaps vzorku (viz graf 3).



Graf 3 Průměrná deformace vzorků uprostřed jejich rozpětí v průběhu zatěžovací zkoušky (křivky jsou ukončeny v momentě, kdy bylo dosaženo největšího zatížení panelu) POZN: Zkušební vzorek 2 musel být zkoušen na dvakrát, protože došlo k porušení zkoušecího zařízení. Na tomto obrázku je graf 2.pokusu, vzorek před jeho začátkem již vykazoval jisté deformace, proto se zde jeví, že výsledně dosáhl menších deformací než ostatní, je to ale tím, že srovnávací nulová deformace byla nastavena na již deformovaném prvku.

Zplošťování křivky lze vysvětlit tak, že nárůst deformace prvku zvyšuje excentricitu působícího zatížení na prvek, tím se v místě deformace zvyšuje zatížení ohybovým momentem, které plodí další, čím dál tím větší deformace.

Na grafu deformace u 2.zkoušky nabýval nejdříve průhyb záporných hodnot, to se dělo až do síly přibližně 50kN. Tento průběh je způsoben nejspíše dosedáním vzorku do zkušebního zařízení.

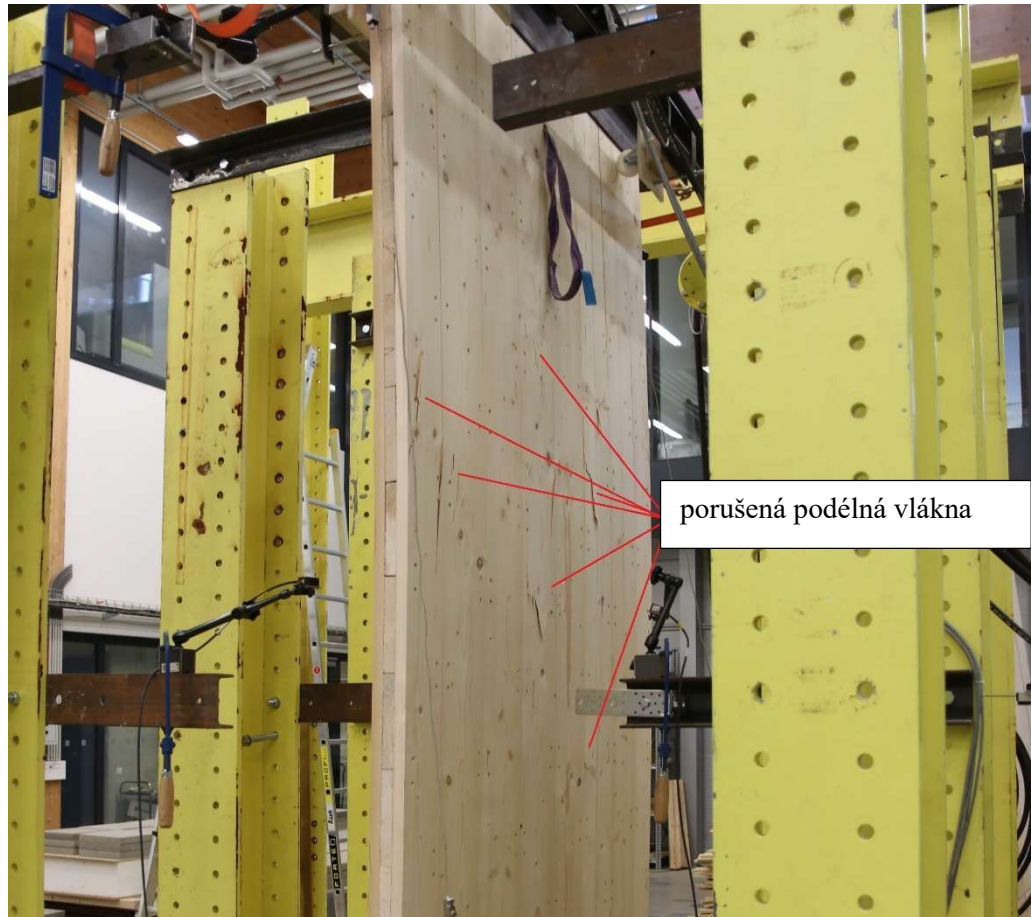
Za dosažení únosnosti byla považována největší síla, které byla v lisu zaznamenána v průběhu zkoušky. Únosnosti jednotlivých vzorků jsou v tabulce 2.

Zkoušky	Únosnost [kN]	Relativní únosnost [%]
Zkouška 1	269,52	100,4
Zkouška 2	243,63	90,7
Zkouška 3	292,42	108,9
Průměr z výsledků zkoušek	268,52	100,0

Tab.2 Únosnosti zkoušených vzorků

U prvních dvou zkoušených vzorků bylo dosaženo porušení na straně tažených vláken. Mělo charakter lokálního odchlípnutí přetržených tažených vláken na povrchu lamel. Jednotlivé odchlípnuté části byly roztroušené ve velké oblasti kolem středu rozpětí panelu (viz obr.41). Porušení dřeva nastalo dříve v tahu než v tlaku nejspíše z důvodu možné plastizace

dřeva v tlaku. V tahu dřevo není schopno plastizovat, a po dosažení pevnosti okamžitě kolabuje (křehký lom). Tahové porušení ukazuje, že zásadní pro únosnost panelu je momentové zatížení, nikoliv normálová síla, která způsobuje v průřezu tlakové napětí. To je způsobeno velkou štíhlostí panelu, tudíž náchylností na stabilitní kolaps.



Obr.41 Foto porušení druhého zkušebního vzorku (foceno po odlehčení vzorku)

Největších deformací bylo na prvních dvou panelech dosaženo těsně po dosažení jejich únosnosti (tyto deformace dosahovaly velikostí, které již nebyly snímače schopny naměřit (do snímačů umístěných ve směru vybočení vzorky dokonce narážely)), po odlehčení se první dva panely do velké míry znovu narovnaly (viz obr.42). Průhyby panelů byl sinusového tvaru, přesně s takovým tvarem deformace se uvažovalo u výpočetních modelů.



Obr.42 Vlevo maximální dosažená deformace zatíženého vzorku, vpravo vzorek po odlehčení (focen zkušební vzorek 2) (POZN: viditelné poškození podélné lamely v tlačené části panelu je způsobeno proražením panelu ocelovou kotvou, která měla chránit snímače, nejedná se o porušení vlivem vzpěru)

U třetího zkoušeného vzorku došlo k jinému porušení. Vzorek se zlomil uprostřed rozpětí, trhlinka procházela skrz celý jeho průřez (viz obr.43). Po odlehčení se deformace vzorku, v důsledku velkého rozsahu poškození, prakticky vůbec nezmenšila. Na druhou stranu vzorek dosahoval ze všech největší deformaci před dosažením pevnosti. Je možné, že u zkušebního vzorku 3 došlo k nahromadění lokálních vad do přibližně jedné linie. Tomu by nasvědčovalo to, že se panel neporušil v místě uprostřed výšky (kde lze očekávat největší zatížení), ale přibližně ve čtvrtině. Poškození bylo lokalizováno do jednoho průřezu, nebylo roztroušeno po délce prvku, jako tomu bylo u zkoušených vzorků 1 a 2. Také bylo vidět, že poškození prochází místem několika suků. Druhou možností je, že nebylo zatěžování zastaveno v čas. Po dosažení pevnosti byl vzorek dále zatěžován a došlo k jeho dolomení (z dat průběhu síly a deformace válce v závislosti na čase je ale vidět, že byl vzorek odlehčen v přibližně stejném čase jako vzorky 1 a 2). Zajímavé je, že vzorek 3 vykazoval nevyšší únosnost, to by mohlo naznačovat, že příčinou nemuselo být nahromadění vad v jednom místě. V takovém případě by totiž tento panel musel být nejúnosnější i s tím, že obsahoval málo únosný průřez, který by podle očekávání vůbec kolabovat neměl.



Obr.43 Zkušební vzorek 3 po ukončení zkoušky

3.2 Výpočty

Pro výpočty únosnosti byly použity čtyři metody se třemi různými postupy výpočtu průřezových charakteristik. Panel byl modelován jako prutový prvek nebo soustava prutových prvků. Pro globální analýzu konstrukce podle teorie 2.řádu použit program Dlubal RFEM 6, který provádí analýzu konstrukcí metodou konečných prvků. Byla použita metoda Newton-Raphson. Imperfekce byla vypočítána dle normy ČSN EN 1995-1-1. Po výpočtu vnitřních sil programem Dlubal RFEM 6 bylo následně vypočteno normálové napětí v průřezu a porovnáno s únosností materiálu.

Výpočty byly prováděny následujícími metodami:

- 1) Modifikovaná Gama metoda s výpočtem vzpěru 1.řádem pomocí vzpěrného součinitele zjištěného postupem dle ČSN EN 1995-1-1 (*teoretický základ viz kap.2.2.2.1 a 2.2.3.2*).
- 2) Modifikovaná Gama metoda, následný výpočet vnitřních sil 2. řádem na imperfektní konstrukci. (*teoretický základ viz kap.2.2.2.1*)
- 3) Modifikovaná Gama metoda pro metodu konečných prvků (*teoretický základ viz kap.2.2.2.2*), vnitřní síly byly vypočítány 2.řádem na imperfektní konstrukci.
- 4) Metoda smykové analogie (*teoretický základ viz kap.2.2.2.3*), výpočet vnitřních sil byl proveden 2. řádem na imperfektní konstrukci.

Aby bylo možné porovnávat výsledky zkoušek s vypočtenými hodnotami, u veškerých materiálových parametrů byla uvažována jejich průměrná hodnota. Průměrná hodnota pevnosti jak v tahu, tak tlaku i ohybu byl uvažována $f_{t,0,mean}=f_{c,0,mean}=f_{m,mean}=50$ N/mm². Bylo uvažováno pružné chování dřeva bez plastické větve, která se reálně může v tlaku vyskytovat. Díky těmto předpokladům bylo možné při výpočtu interakce normálové síly a ohybového momentu v kritickém průřezu (který se nacházel uprostřed rozpětí prvku) použít obecný interakční vzorec pro normálové napětí v průřezu známý z teorie pružnosti. Takto spočítat celkové normálové napětí v jednotlivých částech průřezu, a to následně porovnat s únosností materiálu. Počítalo se s tím, že vzhledem k charakteru působení zatížení, dojde k porušení prvku vlivem normálového napětí, smyková únosnost nebyl posuzována, protože lze očekávat, že prvek na smyk určitě vyhoví. Modul pružnosti příčné vrstvy bylo nutné uvažovat $E_{90,mean}=0$, a to i u metod, které jsou schopny pracovat s vlivem přenosu normálové síly příčnou vrstvou. Bylo to z toho důvodu, že lamely vzorků nebyly na bocích slepeny k sobě, nebylo tedy možné očekávat, že jsou schopny vytvořit kontinuální vrstvu ve svislém směru se schopností přenášet normálové napětí (příčná vrstva sloužila v tomto případě jen jako smykové spřažení podélných vrstev).

Bylo zanedbáno zatížení panelu vlastní tíhou. Vzhledem k vysoké únosnosti panelu by mělo zatížení vlastní tíhou velmi malý vliv, navíc je takto výpočet názornější.

Jednotlivé výpočty jsou zpracovány v přílohách 1, 2, 3, 4.

POZN: při sledování průběhů normálové síly v prutech při výpočtech metodou 2. řádu je zajímavé vidět, že se tato síla po délce prvku mění (to by se u výpočtu 1. řádem nedělo). Je to způsobeno tím, že vlivem deformace prutu nepůsobí proti vnějšímu svislému zatížení jen normálová síla, ale součet svislých složek normálové a posouvací síly.

3.2.1. Porovnání vypočtených výsledků

Výsledky se od sebe lišily do 36,3 %. Jako referenční hodnota byla brána hodnota zjištěná Gama metodou s výpočtem vzpěru 1. řádem, která vychází z metody využívané pro běžné výpočty vzpěrné únosnosti dřevěných prvků v ČSN EN 1995-1-1. Výsledky jsou zpracovány v tabulce 3.

Výpočtová metoda	Únosnost [kN]	Relativní únosnost [%]
1. řád Modifikovaná Gama metoda	107,52	100,0
2. řád Modifikovaná Gama metoda	127,45	118,5
2. řád Modifikovaná gama metoda pro MKP	139,75	130,0
2. řád Metoda smykové analogie	146,55	136,3

Tab.3 Tabulka výpočtových únosností dle jednotlivých metod

Nejvyšší únosnost přisoudil panelu výpočet Metodou smykové analogie (dle dostupné literatury by se mělo jednat o nejpřesnější metodu, která je schopna zachytit i vliv smykové deformace průřezu [2]). Velmi podobně vyšla únosnost panelu výpočtem Modifikovanou Gama metodou pro metodu konečných prvků. Je otázkou, jak by se lišily výsledky těchto dvou metod, kdyby byl posuzován panel s na bocích slepenými lamelami. V metodě Smykové analogie totiž lze, na rozdíl od výpočtů Modifikovanou Gama metodou, uvažovat vliv přenosu normálové síly i příčnou vrstvou. U počítaného panelu to nehraje roli, protože vlivem toho, že lamely nejsou na bocích slepeny, nelze s přenosem normálových sil příčnou vrstvou uvažovat při žádném výpočtu.

Nejmenší únosnost vyšla při výpočtu Gama metodou s výpočtem vzpěrné únosnosti 1. řádem metodou náhradního prutu podle ČSN EN 1995-1-1. Ačkoliv byly vzpěrné křivky, ze kterých vychází výpočet vzpěrné únosnosti, vytvořeny numericky pomocí výpočtů 2. řádem

i s uvažováním plastizace průřezu v tlačené oblasti [22], ukazuje se tato metoda jako konzervativnější. Nejspíše je to tím, že při vytváření této metody bylo snahou poskytnout takový výpočet, který funguje pro rozličné konstrukce z rozličných typů dřeva a materiálů na bázi dřeva. Tento výpočet se používá pro bezpečný návrh reálných konstrukcí, nesmí tedy při jeho použití nastat situace, ve kterých by nadhodnocoval únosnost konstrukcí a nebyl tudíž na straně bezpečné.

3.3 Porovnání výsledků výpočtů a zkoušek

Výpočtová únosnost vychází přibližně poloviční oproti únosnostem získaným zkouškami. Výsledky byly zaznamenány do tabulky 4.

Zkoušky	Únosnost [kN]	Relativní únosnost [%]
Zkouška 1	269,52	100,4
Zkouška 2	243,63	90,7
Zkouška 3	292,42	108,9
Průměr z výsledků zkoušek	268,52	100,0
Výpočtová metoda	Únosnost [kN]	Relativní únosnost [%]
1. řád Gama metoda	107,52	40,0
2. řád Gama metoda	127,45	47,5
2. řád Modifikovaná gama metoda	139,75	52,0
2. řád Metoda smykové analogie	146,55	54,6

Tab.4 Tabulka porovnávací výpočtové únosnosti a únosnosti získané zkouškami

Na nižších výpočtových únosnostech oproti testům je dobré to, že jsou výpočty na straně bezpečné. Problémem je na druhou stranu neefektivnost návrhu.

Příčin, proč se výsledky výpočtů tolik liší od výsledků zkoušek může být několik:

- 1) Při výpočtu byla uvažována počáteční geometrické imperfekce předepsaná normou ČSN EN 1995-1-1. V normě jsou ale uváděny počáteční geometrické imperfekce zastupující nejen geometrické, ale i materiálové a konstrukční odchylky reálné konstrukce od idealizovaného výpočetního modelu. Nabízené hodnoty slouží k bezpečnému návrhu konstrukcí, nikoliv pro dosahování výsledků shodných se skutečností. Lze očekávat, že jsou hodnoty imperfekcí kvůli bezpečnosti oproti realitě nadhodnoceny. Pro zjištění vlivu velikosti imperfekce na únosnost prvku byl proveden výpočet s počátečním průhybem přibližně rovným imperfekcím měřitelným na zkoušených panelech před jejich zatěžováním (tedy imperfekce 4 mm). Výpočet byl proveden metodou smykové analogie a bylo dosaženo únosnosti 149,45kN (tedy o 2% vyšší únosnosti, než s počátečním průhybem dle ČSN EN 1995-1-1). Výpočtová únosnost s uvažováním menšího počátečního průhybu se prakticky neliší od únosnosti s normovým počátečním průhybem. Nejspíše je to tím, že dosažení výpočtové únosnosti prvku nastává až při jeho násobně větších deformacích.
- 2) Dalším možným důvodem odlišnosti reality od výpočetních modelů, který by bylo vhodné dopodrobna prostudovat, je možné podcenění tuhosti spojovacích prostředků. Výpočet tuhosti vrstev se svisle orientovanými lamelami vychází z teorie pružnosti, která je četnými aplikacemi prověřena. Proto lze očekávat že to, co způsobuje rozdíl mezi výpočty a zkouškami, bude spíše určení prokluzu spojovacích prostředků, které nebylo dosud tolik prostudováno. Prokluz spojovacích prostředků je počítán empirickými vzorci uvedenými v ČSN EN 1995-1-1.
- 3) Byl uvažován pružný pracovní diagram materiálu bez plastické větve. Zpřesnit výpočtové metody a zvýšit výpočtovou únosnost by šlo i uvažováním plastizace dřeva

v tlaku. Z výpočtových průběhů normálového napětí v průřezu je zřejmé, že rozhodujícím zatížením je ohybový moment, nikoliv normálová síla. V takovém případě by zavedení pracovního diagramu dřeva s plastickou větví v tlačené oblasti neposkytlo výrazně rozdílné výsledky. Zjistilo-li by se ale, že je podceňována tuhost spojení podélných vrstev. S vyšší tuhostí spojení by se zvýšila tuhost průřezu, zatížení by se přenášelo více normálovými silami v jednotlivých vrstvách, a zavedení plastické větve v pracovním diagramu dřeva by na únosnost mohlo mít větší vliv. Argumentem pro zavedení pracovního diagramu s plastickou větví by mohlo být i porovnání charakteru porušení pozorovatelného u zkoušek s charakterem porušení z výpočtů. Zatímco u zkoušek bylo zřejmé, že se prvek porušil na straně tažených vláken, ve výpočtech vycházelo, že prvek dosahuje pevnosti nejdříve v tlačných vláknech (to je při současném čistě pružném materiálovém modelu logické, protože se sčítá normálové napětí vlivem působení tlakové normálové síly a momentu, přičemž moment vyvolává v symetrickém průřezu stejné tahové i tlakové napětí).

- 4) Hodnota pevnosti dřeva byla při výpočtu jen odhadnuta. Je možné, že by se při měření pevnosti dřeva zkušební vzorku zjistila vyšší únosnost, to by také zvýšilo vzpěrnou únosnost prvku. Vzhledem k tomu, že pevnost nemá vliv na ohybovou tuhost prvku, nelze očekávat velký nárůst únosnosti. Mohlo by se také ukázat, že byl podhodnocen modul pružnosti. Velké odchylky ale nelze považovat za moc pravděpodobné. Průměrná hodnota modulu pružnosti je, na rozdíl od průměrné pevnosti, udávána v normě ČSN EN 338, není ji tedy nutné odhadovat.

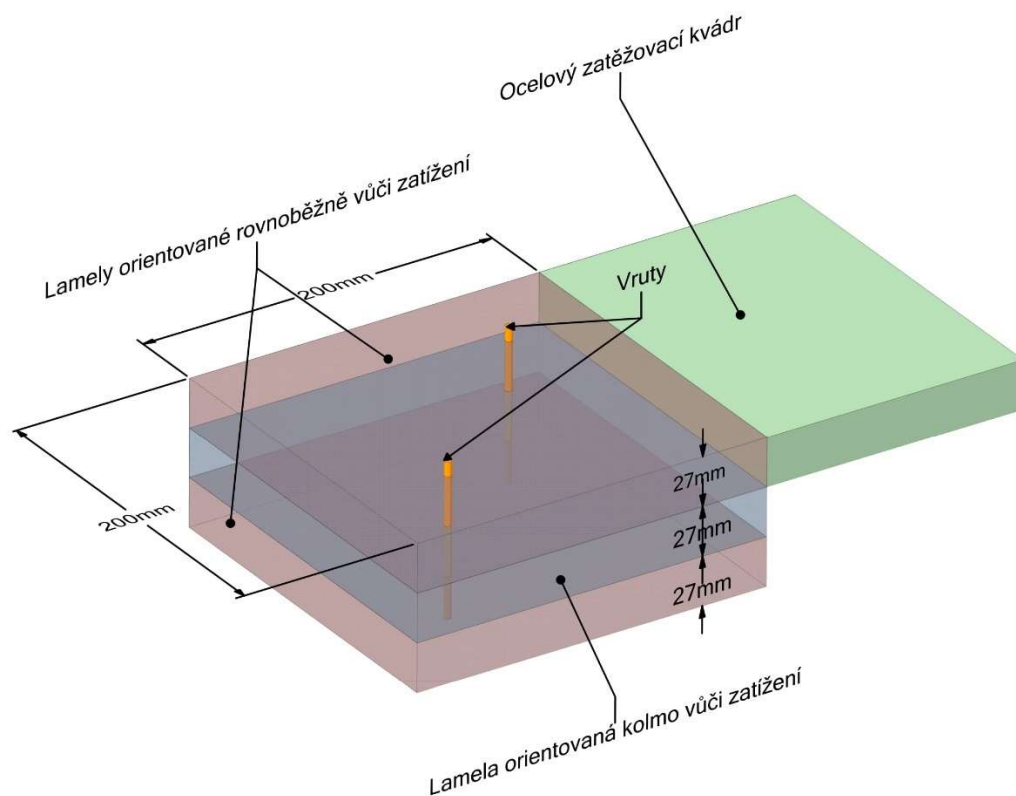
3.3.1 Shrnutí

Výpočtové modely jsou velmi konzervativní. Pozitivní je, že principiálně realitu odráží. Jak u zkoušek, tak u výpočtových modelů došlo k porušení ohybem vlivem stabilitního kolapsu. Největším problémem bude nejspíše správné určení průřezových charakteristik, a to hlavně s přihlédnutím k ohodnocení tuhosti spojení podélných vrstev. Ostatní představená možná zlepšení výpočetních modelů přinesou jistý efekt, ale ten nebude, oproti zvýšení tuhosti průřezu, tak výrazný.

3.4 Výpočet prokluzu spojovacích prostředků

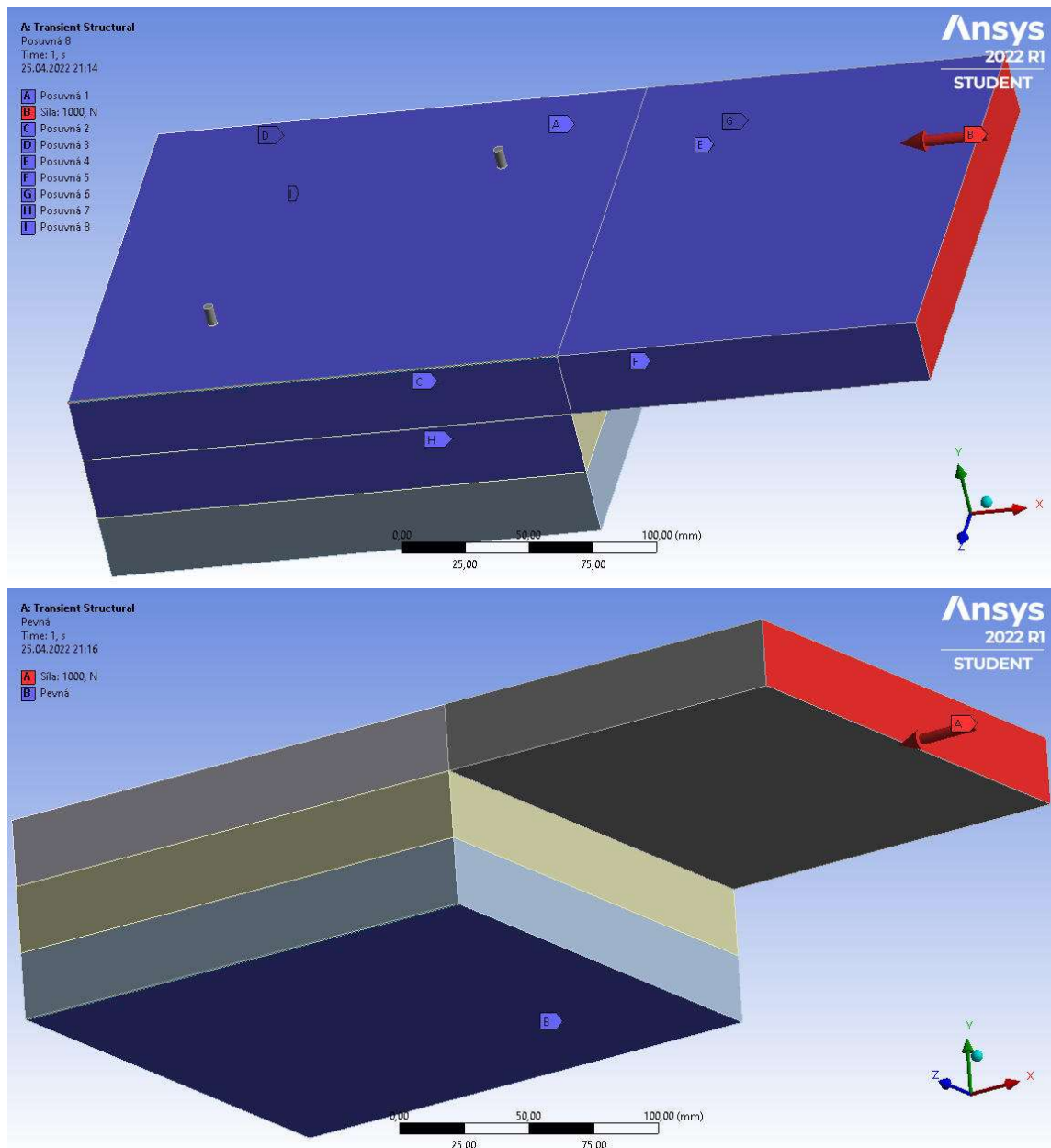
Z porovnání výpočetních modelů s výsledky zkoušek vychází, že zásadní pro odlišnost výpočtových a naměřených výsledků může být ohodnocení prokluzu spojovacích prostředků. Pro ověření této hypotézy byl vytvořen numerický model spoje v programu ANSYS Workbench 2022, který počítá metodou konečných prvků s trojrozměrnými konečnými prvky.

V programu bylo snahou simulovat virtuální protlačovací zkoušku jednoho křížení lamel (tedy výseku konstrukce o rozměrech 200x200x81mm, který obsahuje 2 mechanické spojovací prostředky) (*viz obr. 44*). Tento výsek konstrukce byl zatěžován jednotkovou silou. Z deformace elementu se následně určila poddajnost spoje, která je převrácenou hodnotou jeho tuhosti. Od deformace se neodečítalo stlačení lamel vlivem působení normálové síly v jednotlivých vrstvách, toto stlačení je, v porovnání s deformací způsobenou prokluzem mechanických spojovacích prostředků, zanedbatelně malé.



Obr. 44 Element konstrukce podrobený virtuální protlačovací zkoušce

Byla zatěžována horní lamela elementu. Zatížení bylo do elementu vneseno přes ocelový kvádr (viz obr. 44), který zajistil, že se zatížená plocha lamely nedeformovala. Vnější plocha spodní lamely byla upevněna neposuvně. Aby nedocházelo ke kroucení lamel elementu, byl element kluzně uložen na stranách kolmých na směr zatěžování (viz obr. 45).



Obr. 45 Horní obrázek ukazuje rozmístění posuvných podpor (modře) a zatížení (červeně). Na dolním obrázku je vidět umístění pevné podpory (modře).

Kontakt mezi lamelami byl uvažován jako volný s možností posunu. Proti vzájemnému posunu lamel působila třecí síla, tedy jen v případě, že byl kontakt zatížen tlakem. Součinitel tření lamela-lamela byl uvažován hodnotou 0,65. Kontakt mezi lamelami a vruty byl uvažován stejného typu – jako volný s možností vzniku třecí síly. Protože nebylo možné dohledat, jaký má přesně vliv závit na tření mezi spojovacím prostředkem a lamelou, byl konzervativně uvažován součinitel tření vrut-lamela hodnotou 0,55 (tedy stejně, jako kdyby byl vrut bez závitu).

Dřevo bylo modelováno jako ortotropní materiál. Byly uvažovány jeho rozdílné vlastnosti ve směru vláken a kolmo na směr vláken. Materiál byl uvažován jako lineárně pružný s ideálně plastickou větví v tláčené oblasti. Hodnoty poissonových součinitelů byly brány jako pro smrkové dřevo. Ocel, ze které byly vyrobeny vruty byla uvažována jako izotropní pružný materiál s ideálně plastickou větví po dosažení meze kluzu.

Numerický model chování spoje byl oproti realitě velmi zjednodušen. Byly uvažovány velmi jednoduché materiálové modely. Do modelu nebyl zanesen vliv vad, které dřevo obsahuje. Dále byl zjednodušen spojovací prostředek, který byl uvažovaný jako válec o průměru podstavy rovnému efektivnímu průřezu vrutu. U vrutů byl velmi konzervativně zohledněn jejich kontakt s lamelami. Nebyl uvažován možný efekt zatlačování hlavičky vrutu do dřeva a vzniku osově síly ve vrutu, která má potenciál zvyšovat tuhost spoje. Pokud by bylo snahou získat přesnější hodnoty modulu prokluzu, bylo by také nutné zohlednit možnou plastizaci spoje v oblasti mezního stavu únosnosti a následně z pracovního diagramu spoje dopočítat modul prokluzu K_{II} .

Zjednodušený model slouží k poskytnutí přibližné představy, zda se může prvotní hypotéza zakládat na pravdě. Výpočet modulu prokluzu spoje je v příloze 5.

3.4.1 Výsledky získané z numerického modelu a jejich porovnání

Z numerického modelu vychází tuhost spoje několikanásobně vyšší, než spoji přisuzuje analytický model podle ČSN EN 1995-1-1. Stejně jakou u výpočtu analytického, tak u výpočtu numerického je zásadní pro vzájemný posun podélných vrstev prokluz spojovacích prostředků. Smyková deformace příčné vrstvy má zanedbatelný vliv.

Pokud dosadíme tuhost zjištěnou numerickým modelem do výpočtů vzpěrné únosnosti metodou náhradního prutu podle ČSN EN 1995-1-1 s ohybovou tuhostí prutu vypočtenou Modifikovanou Gama metodou, vyjde vzpěrná únosnost panelu rovna 241,24 kN. To je 89,8 % oproti průměrné únosnosti naměřené při zkouškách. Z toho vyplývá, že lepší ohodnocení prokluz mechanických spojovacích prostředků má opravdu zásadní vliv na únosnost prvku a nejspíše jeho tuhost současné analytické modely značně podhodnocují. Bylo by tudíž vhodné se, pro zlepšení přesnosti návrhů šroubovaného CLT, tímto tématem dále zabývat a do budoucna vytvořit přesnější vzorec pro výpočet prokluzu tohoto spoje.

4 ZÁVĚR

V práci byla popsána specifika chování CLT. Následně byly popsány jednotlivé mechanismy přenášení zatížení prvky a z nich vycházející postupy návrhu. Byly představeny návrhové postupy z literatury a jeden nový postup, který se v dostupné literatuře nenachází. Práce se zabývala navrhováním CLT jak za běžné teploty, tak i za požáru.

Jednotlivé postupy byly následně porovnány mezi sebou a s výsledky zkoušek na případu výpočtu vzpěrné únosnosti šroubovaného panelu CLT skládajícího se ze tří vrstev lamel. Z porovnání výsledků a vyhodnocení možných příčin rozdílů byl učiněn závěr, že rozdílnost výsledků může být způsobena nepřesným ohodnocením prokluzu spojovacích prostředků. Tato hypotéza vedla k numerické modelaci spoje jednoho překryvu lamel. Model byl podroben virtuální protlačovací zkoušce, ze které byl zjištěn nový modul prokluzu spoje. Modul prokluzu spoje zjištěný numericky byl vyšší než získaný analyticky. Na základě těchto výsledků a skutečnosti, že numerické modelování dřeva může přinášet nepřesné výsledky, bylo v závěru praktické části doporučeno prokluz spoje zjistit zkouškou. V čase dokončování bakalářské práce již začaly být prováděny pilotní experimenty pro určení tuhosti tohoto spoje, které by měly do budoucna vést k ohodnocení tuhosti spoje normově podloženou zkouškou.

Seznam zdrojů

- [1] PAVLAS, Marek. Dřevostavby z vrstvených masivních panelů. Grada Publishing a.s. Praha, 2016. ISBN 978-80-271-0055-2
- [2] KARACABEYLI, Erol, DESJARDINS, Richard a kol. CLT Handbook: cross-laminated timber. FPInnovations. Québec, 2011. ISBN 978-0-86488-547-0
- [3] ANGST, Vanessa, AUGUSTIN, Manfred, KUKLÍK, Petr a kol. Příručka 1 Dřevěné konstrukce. TEMTIS. 2008
- [4] WALLNER-NOVAK, Markus, KOPPELHUBER, Josef, POCK, Kurt. Cross-Laminated Timber Structural Design. proHolz Austria. 2014. ISBN 978-3-902926-03-6
- [5] KOBL, Josef. Dřevostavby Systém nosných konstrukcí, obvodové pláště. Grada Publishing a.s. Praha, 2008. ISBN 978-80-247-2275-7
- [6] ČSN 73 0810 Požární bezpečnosti staveb – Společná ustanovení. Český normalizační institut. 2016
- [7] GUSTAFSSON, Anders. The CLT Handbook. Svenskt Trä. Stockholm, 2019. ISBN 978-91-983214-4-3
- [8] ČSN EN 1995-1-1 Eurokód 5: Navrhování dřevěných konstrukcí-Část 1-1: Obecná pravidla pro pozemní stavby. Český normalizační institut. 2006
- [9] ČSN 73 1702 Navrhování, výpočet a posuzování dřevěných stavebních konstrukcí – Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby. Český normalizační institut. 2007
- [10] JOBSTL, SCHICKHOFER. 40-12-3 Comparative examination of creep of GLT and CLT – slabs in bending. CIB-W18 – A review of meeting 1-43
- [11] COLLING, Francois. Creep behavior of cross laminated timber in service class 2. University of Applied Sciences in Augsburg. Augsburg
- [12] CLT Rib Panels by Stora Enso Structural design manual. Stora Enso. 2020
- [13] CHRISTOVASILIS, Ioannis, FOLLESA, Maurisio, BRUNETTI, Michele. Evaluation of the Mechanical Properties of Cross Laminated Timber with Elementary Beam Theories. Construction and Building Materials. 2016. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.06.082
- [14] REHM, Garhard. Alternativa k použití součinitele gamma: Poddajně spojený hybridní nosník jako prutový model. Dlubal. 2021. Dostupné z: <https://www.dlubal.com/cs/podpora-a-skoleni/podpora/database-znalosti/000873>
- [15] TR019 Calculation models for prefabricated wood-based Loadbearing stressed skin panels for use in roofs. European Organisation for Technical Approvals. 2005
- [16] ŠTENBERA, Vítězslav, HOŘIČKOVÁ, Iva, BAUMGARTEL, Markus. Program RF – Laminate – Posouzení vícevrstevných ploch – Popis programu. Ing. Software Dlubal s.r.o. Praha, 2012
- [17] BOGENSPERGER, Thomas, MOOSBRUGGER, Thomas, SILLY, Gregor. Verification of CLT-plates under loads in plane. World Conference on Timber Engineering. Riva del Garda, 2010

- [18] ČSN EN 1995-1-2 Eurokód 5: Navrhování dřevěných konstrukcí-Část 1-2: Obecná pravidla – Navrhování konstrukcí na účinky požáru. Český normalizační institut. 2006
- [19] CLT – Cross Laminated Timber Fire protection. Stora Enso. 2013
- [20] KUKLÍK, Petr, VELEBIL, Lukáš. Křížem vrstvené dřevo s mechanickými spoji. TZB-Info. 2013. Dostupné z: <https://stavba.tzb-info.cz/nosne-systemy-drevostaveb/10738-krizem-vrstvene-drevo-s-mechanickymi-spoji>
- [21] LUKACS, Ildiko, BJORNFOT, Anders, TOMASI, Roberto. Strength and stiffness of cross – laminated timber (CLT) shear walls: State-of-the-art of analytical approaches. Elsevier. 2019. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.05.126
- [21] KUHN, Bastian, HOROLD, Andreas. Webinar: Bemessung von brettsperrholzplatten nach Eurocode 5. Dlubal. 2020. Dostupné z: <https://www.dlubal.com/de/support-und-schulungen/schulungen/webinare/000600>
- [22] KOŽELUH, Bohumil. Dřevěné konstrukce podle Eurokódu 5 STEP 1. KODR. Zlín, 1998

Seznam příloh

- 1 Výpočet vzpěrné únosnosti CLT panelu 1. řádem Modifikovanou Gama metodou
- 2 Výpočet vzpěrné únosnosti CLT panelu 2. řádem Modifikovanou Gama metodou
- 3 Výpočet vzpěrné únosnosti CLT panelu 2. řádem Modifikovanou Gama metodou pro výpočet pomocí MKP
- 4 Výpočet vzpěrné únosnosti CLT panelu 2. řádem Metodou smykové analogie
- 5 Výpočet tuhosti příčné vrstvy pomocí numerického programu