



ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

Fakulta stavební

Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí

Numerické a analytické modely tesařských spojů

Numerical and Analytical Models of Traditional Carpentry Joints

DISERTAČNÍ PRÁCE

Ing. Martin Hataj

Doktorský studijní program: Stavební inženýrství

Studijní obor: Pozemní stavby

Školitel: Doc. Ing. Petr Kuklík, CSc.

Praha, 2019



ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

Fakulta stavební

Thákurova 7, 166 29 Praha 6

PROHLÁŠENÍ

Jméno doktoranda: Ing. Martin Hataj

Název disertační práce: Numerické a analytické modely tesařských spojů

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

Použitou literaturu a další materiály uvádím v seznamu použité literatury.

Disertační práce vznikla v souvislosti s řešením projektu: SGS14/178/OHK1/3T/11 – Analýza tesařských spojů

V Praze dne 2. dubna 2019

.....
podpis

Poděkování

Poděkování patří zejména mému školiteli Petru Kuklíkovi, docentu ČVUT v Praze, pod jehož vedením jsem mohl provádět práci v těch nejlepších podmínkách a jehož rady a poznámky v průběhu celého studia byly pro celou práci klíčové. Poděkování patří také ostatním členům Katedry ocelových a dřevěných konstrukcí. Za poskytnutí dobrých podmínek k sepsání práce děkuji jmenovitě Ing. Janu Vídenskému, Ph.D., Ing. Anně Kuklíkové, Ph.D., Ing. Robertu Járovi, Ph.D., Ing. Haně Hasníkové, Ph.D. a Ing. Janu Poštovi, Ph.D.

Všechny zkoušky a měření byly prováděny v Experimentálním centru FSv a laboratoři Katedry ocelových a dřevěných konstrukcí, FSv, ČVUT v Praze. Děkuji také Ing. Jiřímu Kuneckému, Ph.D. z Ústavu teoretické a aplikované mechaniky AV ČR, v. v. i. za odborné rady v souvislosti se softwarem Ansys a skriptovacím jazykem APDL. Závěrem je nezbytné poděkovat také za finanční podporu interních grantů ČVUT SGS14/178/OHK1/3T/11 - Analýza tesařských spojů, SGS12/120/OHK1/2T/11 - Srovnání destruktivního a ne-destruktivního zkoušení konstrukčního dřeva a podporu Evropské unie, projektu OP VaVpI č. CZ.1.05/2.1.00/03.0091 – Univerzitní centrum energeticky efektivních budov.

Za stálou podporu a motivaci děkuji své manželce Veronice.

Acknowledgements

Prof. Dr.-Ing. Stefan Winter supervised my research during my six-month's stay at Technische Universität München in 2015 and I am grateful to him for the great opportunity to study at the college and for all his kind guidance and good points to my work. He gave me encouragement to following research.

Also, I would like to thank to the students and staff at Technische Universität München, in particular: Philipp Dietsch, Martin Gräfe, Peter Glaser, Elisabeth Bukowska-Suchy, Cornelia Lutz-Mastrojanni, Mao Ono, Ulrich Münchow, Patrik Aondio, Martin Danzer, Samuel Ebert, Andreas Gamper, Yuan Jiang, Miriam Kleinhenz, Stefan Loebus and Jörg Schaffrath for their support and kindness.

Abstrakt

Disertační práce je zaměřena na popis tradičních tesařských spojů a možnosti výpočtu jejich mechanického chování a únosnosti při statickém zatížení. Návrh tesařských spojů v minulosti vycházel z empirických vztahů, které byly definovány na základě předávání řemeslných zkušeností mezi tesaři. V současné době jsou tyto vztahy nedostačující a je potřeba stanovit únosnosti jednotlivých spojů. Bohužel aktuální normativní systém neposkytuje dostatečnou podporu pro návrh a posouzení těchto tesařských detailů. Je proto potřeba nalézt vhodný způsob pro popsání mechanického chování a stanovení únosnosti tesařských spojů. V disertační práci jsou kromě popisu problematiky tesařských detailů navrženy také vhodné výpočetní modely popsání mechanického chování tesařských spojů, které jsou hlavním cílem této práce. Modely jsou ověřeny experimentálními výsledky vybraných spojů.

Klíčová slova

Dřevěné konstrukce, tesařské spoje, historické konstrukce, numerické modely, analytické modely, mechanické chování, únosnost

Abstract

The thesis is focused on the description of traditional carpentry joints and the calculation possibilities of their structural behaviour and load-bearing capacity during static loads. The design of carpentry joints was based on empirical relations that were defined by the handing over of craftsmanship between carpenters. Currently, these relations are insufficient and it's necessary to determine load-bearing capacity of individual joints. Unfortunately, current normative system does not provide sufficient support for the design and assessment of these carpentry details. Therefore, it is necessary to find a suitable method for describing structural behaviour and determining the load-bearing capacity of carpentry joints. In the thesis, besides the description of the carpentry details are design suitable computational models for describing the mechanical behaviour of carpentry joints. It is the main aim of this thesis. The models are verified by the experimental results of the selected joints.

Key words

Timber structures, carpentry joints, historical structures, numerical models, analytical models, structural behaviour, load-bearing capacity

Obsah

1) Úvod	1
2) Současný stav problematiky	3
2.1) Rozdělení tesařských spojů	3
2.2) Popis jednotlivých druhů spojů	6
2.2.1) Spoje na sraz (butt joints)	6
2.2.2) Plátované spoje (lap joints).....	7
2.2.3) Lípnuté spoje (butt joints)	11
2.2.4) Zapuštěné spoje (abutment joints)	13
2.2.5) Čepované spoje (mortise and tenon joints)	17
2.2.6) Překlátované spoje (halving joints)	30
2.2.7) Kampové spoje (notching joints).....	35
2.2.8) Osedlané spoje (birdsmouth joints)	38
2.3) Tlak kolmo k vláknům.....	41
2.4) Tlak šikmo k vláknům	44
2.5) Vybrané tesařské detaily.....	45
3) Cíle práce.....	47
3.1) Experimentální část	47
3.2) Numerický model.....	47
3.3) Analytický model.....	47
4) Experimenty	48
4.1) Materiálové zkoušky	48
4.2) Zkoušky spojů.....	53
5) Numerické modely	61
5.1) Materiálový model dřeva	61
5.1.1) Pružný model dřeva	62
5.1.2) Pružno-plastický model dřeva	64
5.2) Pozadí tvorby numerického modelu.....	66

5.3)	Citlivostní analýza konečně-prvkové sítě	67
5.4)	Výsledky numerických modelů	71
6)	Analytické modely	76
6.1)	Poklesový efekt	77
6.2)	Analytický model pružného chování spojů.....	78
6.3)	Analytický model pružno-plastického chování spojů.....	86
7)	Celkové vyhodnocení výpočetních modelů	92
8)	Parametrická studie.....	93
9)	Aplikace modelů pro čepové spoje	94
10)	Závěr	101
10.1)	Shrnutí výsledků.....	101
10.1.1)	Obecné shrnutí.....	101
10.1.2)	Experimentální část	101
10.1.3)	Část numerických modelů	101
10.1.4)	Část analytických modelů	102
10.2)	Shrnutí dosažených cílů	102
10.3)	Náměty pro další výzkum	103
11)	Publikační činnost	105
	Seznam použité literatury	109
12)	Přílohy.....	118
12.1)	Numerický model – APDL script – materiál.....	118
12.2)	Numerický model – APDL script – spoje.....	121

1) Úvod

Dřevo bylo jedním ze základních stavebních materiálů používaných na stavbu prvních primitivních přístřešků. Tyto malé konstrukce vyžadovaly jednoduchou techniku spojování jednotlivých dřevěných prvků. S příchodem komplexnějších konstrukcí došlo k rozvoji sofistikovanějších spojovacích technik. První záznam více propracovaných dřevěných spojů je datován kolem roku 200 př. n. l. [1].

V průběhu času se provádění dřevěných stavebních konstrukcí vyvinulo ve specializované tesařské řemeslo. Především používání kovových ručních nástrojů umožnilo tesařům opracovávat složitější tvary tesařských spojů. Předávání řemeslných znalostí a zkušeností z generace na generaci zapříčinilo budování více spolehlivých a únosných konstrukcí. Současně se zvyšoval stupeň pokročilosti tohoto řemesla.

Průmyslová revoluce výrazně změnila pohled na dosavadní technologické postupy. Byly představeny nové potřeby a technologická řešení v oblasti stavebnictví. Tím došlo k redukci důležitosti a využití tradičních spojovacích technik.

Nicméně tradiční tesařské řemeslo se udrželo díky koloniálním průkopníkům, kteří měli k dispozici pouze základní nástroje pro opracování dřeva a minimální přístup k novodobým materiálům. Na východě Spojených států amerických bylo tesařské řemeslo provozováno výhradně v kruzích osadníků, kteří využívali a postupně modifikovali tradiční spojování při výstavbě stodol a farem. V Japonsku se řemeslo rozvíjelo při stavbách slavnostních budov, kde bylo zapotřebí užití komplexních metod spojování především pro svoji funkční a estetickou hodnotu [2]. Ačkoliv se tradiční tesařská technologie nemohla rovnat s moderními konstrukčními technikami, mnoho tesařských znalostí se dochovalo.

Růst nároků na environmentální prostředí, udržitelnost výstavby a zdravých životních podmínek vyvolal především v Evropě vyšší poptávku po konstrukcích ze dřeva. Díky cenové výhodnosti oproti ostatním materiálům se dřevo stalo primární surovinou ve výstavbě obytných budov např. v Severní Americe. Přestože roste obliba větších konstrukcí nebytových prostor ze dřeva (díky jejich estetice a cenové dostupnosti), jsou v současnosti spíše výjimkou.

Velký podíl ve spojování dřevěných konstrukcí současně zaujímají kovové spojovací prostředky. Jedním z důvodů je rozsáhlejší znalost chování kovových spojovacích prostředků a dostatečná normativní opora. Dalším důvodem pro menší zastoupení tradičních tesařských detailů je pracnost jejich výroby a potřeba řemeslných

dovedností. Nedávný pokrok v počítačově řízených obráběcích strojích v těchto souvislostech významně mění situaci.

Rozvoj počítačově číslicového řízení (CNC – Computer Numerically Controlled) umožňuje automatizaci obráběcích zařízení, které byly v minulosti ovládány ručně. CNC nabízí dřevoobráběcímu průmyslu nové možnosti a výzvy pro výrobu komplikovaných konstrukcí. Proces CNC obrábění dřevěných prvků a spojů poskytuje výbornou přesnost a kvalitu řezu při vysoké rychlosti zpracování. Automatizované obrábění snižuje náklady na výrobu tesařských konstrukcí. Návrh a výrobní dokumentace se dnes často provádí ve specializovaných CAD (Computer Aided Design) softwarech. Výstupy těchto počítačových programů slouží jako vstupní údaje pro výrobní linky. Pracnost tradičních tesařských postupů je tedy nahrazována přesnou a rychlou technologií opracování, která nevyžaduje větší tesařské manuální dovednosti.

Negativním dopadem CNC technologií je upozadění tradiční řemeslné zručnosti. Někteří tesaři tak reorganizují výrobu z čistě ruční na poloautomatizovanou nebo plně automatizovanou. Projektanti a programátoři CNC linek přebírají část úlohy tesařů a řeší problematiku například spojování konstrukčních dílců s ohledem na únosnost, použitelnost a proveditelnost celé konstrukce.

Kovové spojovací prostředky výrazně neoslabují konstrukční prvky. V případě použití tesařských spojů totiž dochází k většímu oslabení průřezů dřevěných trámů. Na druhou stranu tesařské detaily jsou méně náchylné na kolaps při požáru a díky přesnému opracování jednotlivých spojovaných ploch jsou také estetičtější než spoje s kovovými spojovacími prostředky. Kovové spojovací prostředky podléhají korozi a je nutná jejich ochrana před klimatickými vlivy. Účinkem rozdílných koeficientů roztažnosti dřeva a kovu a objemových změn dřeva vlivem jeho vlhkosti vznikají v konstrukcích při značných klimatických změnách problémy. V mnoha realizacích je důležitý jejich estetický aspekt a někteří architekti usilují o vyloučení nebo zakrytí kovových částí konstrukce.

V minulosti vycházel návrh tradičního dřevěného detailu z jednoduchých empirických vzorců, které byly výsledkem mnohaletého zkoušení a používání těchto detailů. Dnes empirické vztahy nedostačují a je nutno prokázat únosnost všech spojů statickým výpočtem. Tesařské spoje bohužel nemají návrhovou oporu v současném normativním systému. Evropské komise pro dřevěné konstrukce začínají věnovat více pozornosti tomuto nedostatku. V rámci evropských vědeckých programů nyní dochází ke sjednocení odborné terminologie v oblasti tesařských spojů.

2) Současný stav problematiky

Tato kapitola se podrobně věnuje běžně používaným i méně obvyklým tesařským spojům. Jsou zde uvedeny odborné názvy a možnosti použití tradičních dřevěných spojů v dřevěných konstrukcích. Text je doprovázen obrázky jednotlivých tesařských detailů. U některých spojů jsou popsány výpočetní postupy pro stanovení jejich únosností.

2.1) Rozdělení tesařských spojů

Tesařské spoje jsou obvykle rozdělovány do několika základních skupin podle specifického tvaru opracování spojovaných částí dřevěných prvků. Mnohdy je obtížné některé spoje přiřadit ke konkrétní skupině tradičního spojování. Dělení tradičních tesařských spojů americké, evropské a japonské kultury je možné vyhledat v zahraniční literatuře [3], [4], [5], [6].

Obecné dělení ve Střední Evropě **podle formy připojení** uvádí Kupilík [7]:

- **podélné,**
- **příčné.**

Gerner [8] rozšiřuje tyto dvě základní formy připojení o **rohové** a **křížové** spojení. Dále je možné rozlišovat vazby **zesilující**, Hájek [9].

Ve starších zdrojích např. podle Skramlíka [10] je možné dohledat následující rozdělení tesařských spojů (v závorce je uvedena poznámka autora, která uvádí modernější ekvivalent těchto skupin spojů podle [7], [8] a [9]):

Jednotlivé části jsou spojeny tak, ...

- aby jejich čela k sobě přiléhala (podélné)
- že spojené části se křížují (příčné, křížové)
- že jedna část se ve spoji ukončí (příčné)
- že dojde k ukončení obou spojených částí (příčné, rohové)
- že se více částí spojí po délce v celek (zesilující)

Dělení doplňuje také Gerner [8], který vytvořil systematický přehled tesařských spojů, kde kromě formy rozlišuje také polohu směr a vaznost spoje. Dělení je následující:

Podle polohy:

- stojící: nadél (pozn. autora = podélně)/napříč
- ležící: na výšku/na ležato

Podle směru:

- přímé/pravoúhlé
- šikmé

Podle vaznosti:

- vazné (ležící v jedné rovině)
- nevazné

Dnes se nejčastěji setkáváme s rozdělením tesařských spojů podle druhu spoje. Podrobné rozlišení obvyklých tradičních dřevěných spojů rozlišuje Kupilík [7]:

A. podélné

1. sraz

- a) **čelný:** tupý, šikmý, klínovitý, kosý
- b) **bočný:** rovný, klínovitý, zaoblený
- c) **křížový:** kolmý, šikmý

2. plátování

- a) **podle počtu dosedacích ploch:** jednoduché, dvojitě, křížové
- b) **podle polohy dosedací roviny:** rovné, šikmé
- c) **podle tvaru čel plátů:** rovnočelné, šikmočelné, klínočelné

B. příčné

1. lípnutí

- a) **podle polohy dosedací roviny:** kolmé, šikmé
- b) **podle tvaru čel lípnutí:** rovnočelné, šikmočelné, zaoblené

2. zapuštění a zadrápnutí

- a) **podle polohy dosedací roviny:** rovné, šikmé
- b) **podle tvaru čel zapuštění (zadrápnutí):** rovnočelné, šikmočelné

3. čepování

- a) **podle úhlu, svírajícího spojovanými prvky:** kolmé, šikmé
- b) **podle polohy čepu k podélné ose prvku:** střední, boční
- c) **podle šířky čepu:** úplné, odsazené
- d) **podle výšky čepu:** neprocházející, procházející
- e) **podle tvaru čepu:** rovné, rybinovité, křížové, úhlové, rohové, kónické, na pokos

4. přeplátování

- a) **podle úhlu, svírajícího spojovanými prvky:** kolmé, šikmé
- b) **podle hloubky výřezů:** úplné, částečné
- c) **podle tvaru výřezů:** rovné, rybinové (jednostranně, oboustranně),
rohové obyčejné, rohové zešikmené
(jednostranně, oboustranně), na pokos, čelné

5. karpování

- a) **podle úhlu, svírajícího spojovanými prvky:** kolmé, šikmé
- b) **podle počtu zářezů:** jednostranné, oboustr. (jednoduché, dvojité)
- c) **podle tvaru zářezů:** rovné, rybinové (jednostr., oboustr.), křížové

6. osedlání

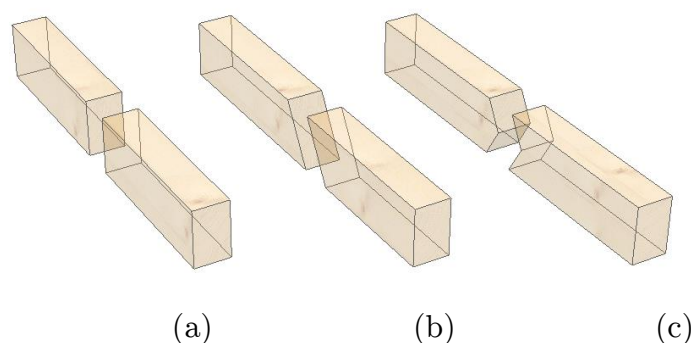
- a) **podle tvaru a způsobu vytvoření sedla:** průběžné (bočné, nárožní
a úžlabní), neprůběžné čelné

2.2) Popis jednotlivých druhů spojů

Tato část práce detailně mapuje běžné tuzemské tesařské spoje. Text sleduje odborná pojmenování, možnosti použití, způsoby namáhání a návrhové postupy pro stanovení únosností daných spojů. Popis je doprovázen obrázky, které jsou vytvořeny ve výukové verzi softwaru Sema Experience.

2.2.1) Spoje na sraz (butt joints)

Sraz dřevěných prvků je technologicky nejjednodušším tesařským detailem. Podélný sraz prodlužuje jednotlivé trámy ve směru jejich podélných os. Spoje na sraz přenášejí primárně pouze tlakové síly. Čelné spoje na sraz zobrazuje Obr. 2.1. Šikmočelná a klínočelná úprava slouží k přenosu menších smykových sil. Tyto šikmé úpravy také zabraňují nežádoucím posunům ploch spojovaných čel vůči sobě. Tesařské spoje na sraz jsou často opatřeny dodatečnými spojovacími prostředky, např. tesařskou skobou – tzv. „kramlí“. Tesařská skoba se vyrábí z ocelové tyče kruhového nebo čtvercového příčného průřezu a má tvar písmene „U“. Její ohnuté konce jsou vykovány do ostrého hrotu a bývají zakaleny. Obvykle jsou hroty mírně odkloněny od sebe. Při vnikání tesařské skoby do dřeva se spojované prvky díky tomu stahují k sobě.



Obr. 2.1: Čelné spoje na sraz: (a) tupý, (b) šikmý, (c) klínovitý

Čelný tupý spoj na sraz

Alternativní názvy: CZ – sraz tupý [9], sraz rovný [11]; EN – butt joint [12], end-to-end butt joint, end grain to end grain butt joint; DE - Stupfer Stoß, Gerader Stoß [8]

Tesařský tupý spoj na sraz se nejčastěji používá pro napojení takových konstrukčních prvků, které jsou podepřené po celé jejich délce. Tento tesařský detail nachází své uplatnění ve spojení pozednice. Čelný tupý spoj na sraz umožňuje přenášet pouze tlakové síly, které působí ve směru podélných os dřevěných trámů. Tesařská skoba obvykle zajišťuje stabilitu tupého srazu a brání posunu ploch spojovaných čel trámů. Dalšími dodatečnými spojovacími prostředky mohou být příložky, trny nebo opásování.

Výpočet:

Napětí v tlaku rovnoběžně s vlákny podle Eurokódu 5 [13]:

$$\sigma_{c,0} = \frac{N}{A_{ef}} \quad (2.1)$$

kde N je normálová síla a A_{ef} je účinná plocha čel prvků.

Čelný šikmý spoj na sraz

Alternativní názvy: CZ – sraz šikmý [9], sraz šikmočelný [11]; EN – simple scarf joint [14], plane scarf joint, DE - Schräger Stoß [8]

Tento typ tesařského spojení je nutné provádět v kombinaci s dalším spojovacím prostředkem. Nejčastěji tuto úlohu zastává tesařská skoba nebo svorník. Oproti tupému srazu umožňuje šikmý sraz přenos smykového zatížení. Smykové síly jsou zachycovány pouze v jediném směru.

Čelný klínovitý spoj na sraz

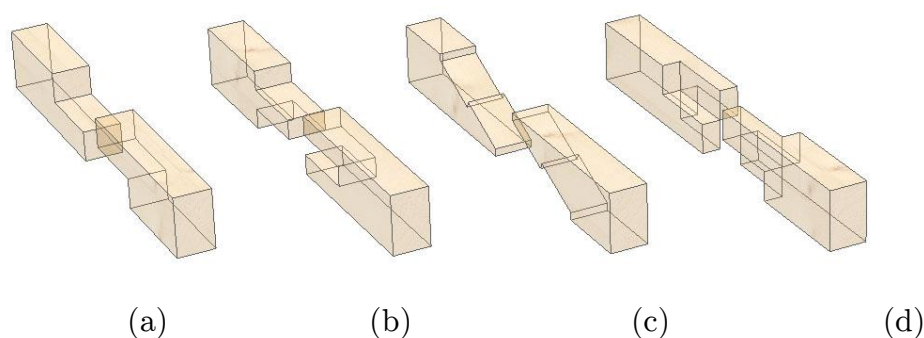
Alternativní názvy: CZ – sraz klínočelný [11]; EN – butt joint with Vee's ends

Klínovitý spoj umožňuje přenos tlakové síly ve směru vláken dřeva a malé smykové síly. Vzhledem ke klínovité úpravě čel spojovaných prvků je omezeno postranní posunutí prvků vůči sobě.

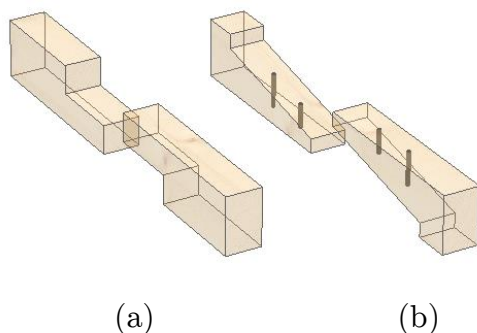
2.2.2) Plátované spoje (lap joints)

Plátované neboli plátové spoje stejně jako spoje na sraz prodlužují dřevěný prvek ve směru své podélné osy. Výhodou většiny plátovaných spojů je shodná tesařská úprava obou protilehlých spojovaných částí. Z hlediska rychlosti výroby je díky této skutečnosti produkce plátovaných spojů efektivnější. Tento typ spojení se obvykle provádí na částečně podepřených nebo zcela nepodepřených místech konstrukce. Kupilík [7] rozděluje plátované spoje podle počtu dosedacích ploch *Obr. 2.2*, podle polohy dosedací roviny *Obr. 2.3* a podle tvaru čel plátů *Obr. 2.4*. Spoj bývá zajištěn proti bočnímu posunutí dvěma kolíky z tvrdého dřeva kruhového, čtyřhranného, šestihranného nebo osmihranného průřezu Hájek [9]. Kolíky se umísťují diagonálně po třetinových vzdálenostech. Dnes se při stavebních realizacích dřevěné kolíky nahrazují kovovými mechanickými spojovacími prostředky kolíkového typu, například svorníky. Reyer a Schmidt [15] vytvořili analytický model na základě rozkladu sil pro šikmé plátování. V rámci projektu Ministerstva kultury ČR –

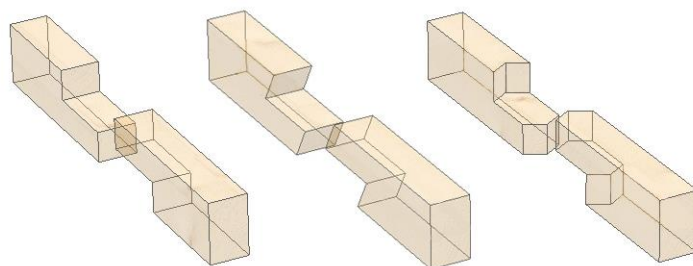
NAKI DF11P01OVV001 - Návrh a posuzování dřevěných tesařských spojů historických konstrukcí vznikla spolupráce Ústavu teoretické a aplikované mechaniky AV ČR, v. v. i., Českého vysokého učení technického v Praze - Fakulty stavební a Mendelovy univerzity v Brně - Lesnické a dřevařské fakulty. V tomto projektu se čeští odborníci mimo jiné věnovali návrhu a posouzení přeplátovaného kolíkového a hmoždíkového spoje se šikmými čely [16], [17], [18], [19], využili numerické modely s pružným chováním dřeva, které validovali pomocí experimentů. Oudjene a kol. [20] publikovali výzkum bukových kolíků průměru 10 mm v jednoduchém přeplátování. Maximální odchylka únosností z numerického modelu byla v porovnání s experimenty nejvíce 2%.



Obr. 2.2: Plátované spoje, dělení podle počtu dosedacích ploch:
 (a) jednoduché, (b) dvojité, (c) vícenásobné, (d) křížové



Obr. 2.3: Plátované spoje, dělení podle polohy dosedací roviny: (a) rovné, (b) šikmé



Obr. 2.4: Plátované spoje, dělení podle tvaru čel plátů:
 (a) rovnočelné, (b) šikmočelné, (c) klínočelné

Jednoduchý plátovaný spoj

Alternativní názvy: CZ – plátový sraz [8]; EN – half-lap joint [14], simple lap joint [12], halved splice [21], scarf joint [14]; DE – Gerades Blatt [8], Blattstoß [8]

Rovný i šikmý jednoduchý plát s dřevěnými kolíky nebo ocelovými spojovacími prostředky kolíkového typu umožňuje přenášet tlakové síly a tahové síly. Ohybový moment a smykové síly přenáší jednoduchý plátový spoj částečně díky kolíkovému spojení a kontaktu čel spoje. Pro větší zatížení se používá spoj šikmý, neboť oslabení dřevěných prvků je pozvolné. Při nesprávném umístění spoje v kombinaci s vysokými smykovými silami hrozí jeho kolaps a to z důvodu vysokého tahového napětí kolmo na vlákna dřeva. Tímto typem spojení se obvykle prodlužuje délka pozedního trámu a vaznice.

Dvojitý plátovaný spoj

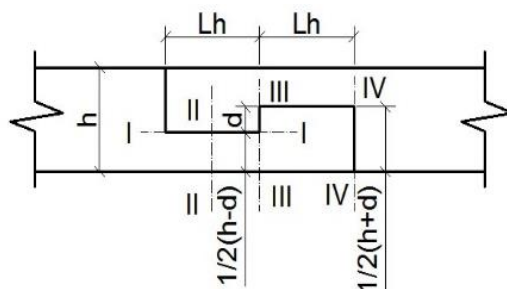
Alternativní názvy: CZ – ostříhový čep, podélný čep [8]; EN – double-leaf lap joint [12]

Kromě rovnočelného dvojitého plátovaného spoje je možné použití šikmočelné nebo klínočelné úpravy. Tyto obměny zajišťují vyšší únosnost spoje ve smyku. U dvojitého plátování je taktéž nutné věnovat pozornost správnému umístění v konstrukci.

Vícenásobný plátovaný spoj (s ozubem)

Alternativní názvy: CZ – hákový plát [8]; EN – hooked scarf joint [14], square splice [21]; DE – Gerades Hakenblatt [8]

Plátovaný spoj s ozubem je staticky výhodný zejména pro jeho vyšší únosnost v tahu. Obměnami tvarů čel plátů (šikmočelné, klínočelné) lze navíc přenášet menší smykové síly a ohybové momenty. Spoj s ozubem zpravidla vyžaduje použití dřevěných klínů, které se vkládají do předem připraveného otvoru mezi pláty. Vhodný kontakt mezi plochami spojovaných prvků zajišťují správně dotažené klíny.



Obr. 2.5: Označení rozměrů a řezů pro výpočet

Výpočet podle Gernerera [8], modifikace z metody výpočtu podle dovolených namáhání na výpočet podle mezních stavů:

Spoj v tahu

- usmyknutí plátu (řez I-I):

$$\tau = \frac{N}{\left(0,284 - 0,476 \frac{d}{h}\right) b L_h} \quad (2.2)$$

kde N je tahová normálová síla a b je šířka dřevěného prvku

- kombinace ohybu a tahu plátu (řez II-II):

$$\sigma_{t,0,d} = \frac{N}{\frac{1}{2}(h-d)b} \quad (2.3)$$

$$\sigma_{m,y(z),d} = \frac{6 N (h+d)}{b(h-d)^2} \quad (2.4)$$

- napětí v tlaku v ploše čela (řez III-III):

$$\sigma_{c,0,d} = \frac{N}{b d} \quad (2.5)$$

Spoj v tlaku

- usmyknutí plátu (řez I-I):

$$\tau = \frac{8 N d}{3 b L_h (h-d)^2} \quad (2.6)$$

- kombinace ohybu a tahu plátu (řez II-II):

$$\sigma_{c,0,d} = \frac{N}{\frac{1}{2}(h-d)b} \quad (2.7)$$

$$\sigma_{m,y(z),d} = \frac{12 N d}{b(h-d)^2} \quad (2.8)$$

- napětí v tlaku v ploše čela (řez IV-IV):

$$\sigma_{c,0,d} = \frac{2N}{b(h+d)} \quad (2.9)$$

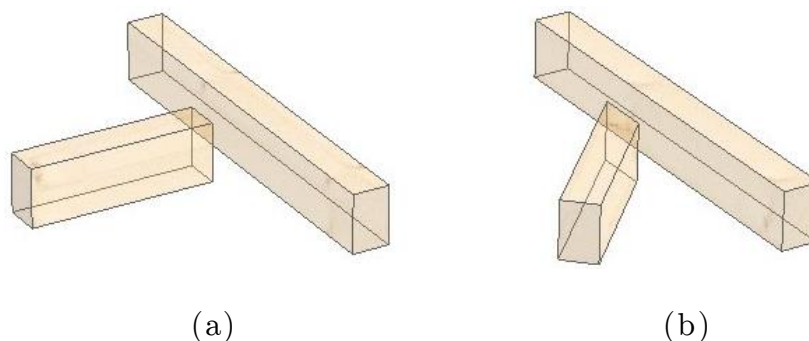
Křížový plátovaný spoj

Alternativní názvy: CZ – křížový sraz [8], štěpování; DE – Kreuzstoß [8]

Křížový plátovaný spoj je nejčastěji používán pro spojování svislých konstrukčních prvků, například sloupů. Vzhledem k možné ztrátě stability dřevěného prvku v místě spojení vlivem vzpěrného tlaku se doporučuje provádět spoj u stropu, podlahy nebo v místě bočního podepření. Obvykle se křížové plátování osazuje kovovými pásky.

2.2.3) Lípnuté spoje (butt joints)

Lípnuté spoje jsou nejjednodušším typem příčných spojů. Tesařská úprava těchto spojů spočívá pouze v provedení jediného příčného řezu končícím dřevěným prvkem. Takto seříznuté čelo příčného prvku se přiloží k boční ploše průběžného prvku. Lípnuté spoje se dělí podle úhlu, který svírají podélné osy spojovaných konstrukčních dílců – lípnutí kolmé a šikmé *Obr. 2.6*. Lípnutí se používá také pro spojování kulatin (prvky s kruhovým příčným průřezem). Čelo končícího prvku z kulatiny má poté zaoblený tvar. Lípnuté spoje jsou obvykle zajištěny dodatečným spojovacím prostředkem, například tesařskou skobou nebo příložkami. Vlivu tlakového napětí kolmo k vláknům dřeva, které je pro kolmé lípnutí typické, se ve své práci věnoval Nizozemec Leijten [22], [23], [24]. Porovnával experimentální výsledky s různými analytickými modely, včetně normového postupu podle Eurokódu 5 [13]. Tento postup shledal jako výpočetně nejjednodušší, avšak nejkonzervativnější. Kitamori a kol. [25] vyšetřovali velikosti rozměrů ovlivněné oblasti prvku tlačенého kolmo na vlákna dřeva na základě numerické a experimentální studie. Zaznamenali konstanty pro aproximační křivky otlačení dřeva kolmo k vláknům v různých módech otlačování.



Obr. 2.6: Lípnuté spoje: (a) kolmý rovnočelný, (b) šikmý šikmočelný

Kolmé lípnutí

Alternativní názvy: EN – straight butt joint [21]

Lípnuté spoje přenáší pouze tlakové síly z končícího konstrukčního prvku do prvku průběžného. Nevýhodou kolmého lípnutí jsou větší deformace průběžného prvku vlivem otláčení kolmo k vláknům dřeva.

Výpočet podle Eurokódu 5 [13]:

- končící prvek – napětí v tlaku rovnoběžně s vlákny dřeva

$$\sigma_{c,0,d} = \frac{N}{A_{ef}} \quad (2.10)$$

kde N je normálová síla a A_{ef} je účinná plocha čela připojeného prvku

- průběžný prvek – napětí v tlaku kolmo k vláknům dřeva

$$\sigma_{c,90,d} \leq k_{c,90} f_{c,90,d} \quad (2.11)$$

kde $f_{c,90,d}$ je návrhová pevnost v tlaku kolmo k vláknům dřeva podle [26], $k_{c,90}$ je součinitel zohledňující uspořádání zatížení, možnost štěpení dřeva a stupeň jeho deformace v tlaku (bezpečná hodnota je 1,0).

Šikmé lípnutí

Alternativní názvy: EN – oblique butt joint [21]

Šikmé lípnutí umožňuje stejně jako kolmé lípnutí pouze přenos tlakového zatížení. Vždy je nutné použití dodatečných spojovacích prostředků. Nejpoužívanějšími spojovacími prostředky jsou tesařská skoba, svorník, ocelové pásy, apod.

Výpočet podle Eurokódu 5 [13]:

- průběžný prvek – napětí v tlaku kolmo k vláknům dřeva

$$\sigma_{c,90,d} \leq k_{c,90} f_{c,90,d} \quad (2.12)$$

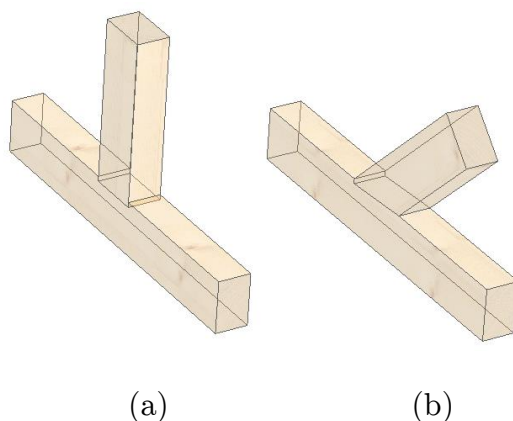
- končící prvek – napětí v tlaku šikmo k vláknům dřeva

$$\sigma_{c,\alpha,d} \leq \frac{f_{c,90,d}}{\frac{f_{c,0,d}}{k_{c,90} f_{c,90,d}} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (2.13)$$

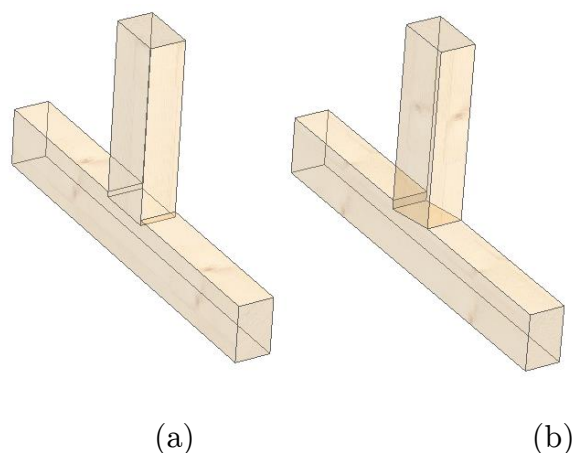
kde α je úhel seříznutí (odklonu od roviny kolmé na průběh vláken dřeva).

2.2.4) Zapuštěné spoje (abutment joints)

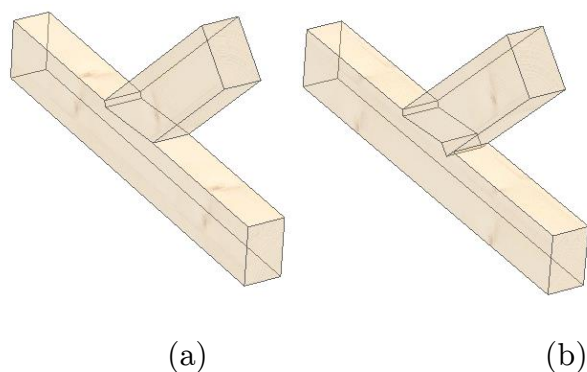
Dalším typem příčných spojů jsou spoje zapuštěné. Tesařská úprava tohoto spojení spočívá v zapuštění čela končícího dřevěného prvku do boční plochy průběžného prvku. Podélné osy obou spojovaných konstrukčních prvků jsou k sobě navzájem kolmé nebo šikmé *Obr. 2.7*. Podle tvaru čel končícího dřevěného dílce rozeznáváme rovnočelné nebo šikmočelné zapuštění *Obr. 2.8*. Dále se tyto zapuštěné spoje dělí podle počtu dosedacích ploch na jednoduché a dvojité *Obr. 2.9*. Pro zajištění tohoto typu spojení se používají dodatečné spojovací prostředky, například tesařská skoba, svorník, příložky, ocelové opáskování, apod. Zapuštění je často používáno v kombinaci s čepovým spojením. Schelling a Hinkes [27] zkoumali chování zapuštěného spoje při zatížení na základě experimentů. Jejich poznatky přispěly k zavedení návrhových postupů pro šikmé jednoduché zapuštění a čepovaných spojů do německé návrhové normy DIN 1052 [28], z které vychází česká norma ČSN 73 1702 [29]. Schober [30] prezentoval numerickou simulaci polotuhého chování zapuštěného spoje v tesařské střešní konstrukci a poukázal na redistribuci vnitřních sil v prutovém modelu. Parisi a Piazza [31] se věnovali mechanickému chování tradičního a vyztuženého jednoduchého šikmého zapuštění při monotónním a cyklickým zatížením. Koželouh ve dvou článcích [32], [33] uvedl možnost analytického výpočtu zapuštěných spojů, a to na příkladech podle původních německých univerzitních skript [34]. Branco a kol. [35] experimentálně ověřovali rotační tuhost šikmého jednoduchého zapuštění s různými technologiemi zesilování spoje. Blass ve své přednášce [36] prezentoval porovnání experimentálních výsledků jednoduchého šikmého zapuštění, šikmého zapuštění s patní zarážkou a několikanásobného ozubení šikmého zapuštění. Villar a kol. provedli [37] numerickou analýzu šikmého jednoduchého zapuštění a popsali chování tohoto spoje. Poukazují na důležitost vlivu tření mezi styčnými plochami spoje.



*Obr. 2.7: Zapuštěné spoje, dělení podle úhlu podélných os dřevěných prvků:
(a) kolmé, (b) šikmé*



Obr. 2.8: Zapuštěné spoje, dělení podle tvaru čel dřevěných prvků:
(a) rovnočelné, (b) šikmočelné



Obr. 2.9: Zapuštěné spoje, dělení podle počtu dosedacích ploch:
(a) jednoduché, (b) dvojité

Jednoduché kolmé zapuštění

Alternativní názvy: CZ – kolmá zarážka [8]; EN – square through housing joint [38]

V případě jednoduchého kolmého zapuštění je zajištěn přenos tlakových sil končícího dřevěného prvku do průběžného prvku. Oproti kolmému lípnutí umožňuje kolmé zapuštění navíc přenos menších smykových sil v končícím prvku přes plochy zářezu v průběžném prvku. Odolnost proti smykovým silám v zapuštění závisí na délce průběžného prvku ve směru působící síly (délce zhlaví). Spoj bývá obvykle zajištěn tesařskou skobou. Tento spoj se používá například pro spojení sloupku s vaznicí.

Jednoduché šikmé zapuštění

Alternativní názvy: CZ – čelní zarážka [8]; EN – toe joint [39], tie joint [40], abutment joint [41], birdsmouth joint [42], cogging joint [37]; DE - Stirnversatz [8], einfache Versatzung [8]

Šikmá varianta zapuštění se používá například při spojení vzpěry a sloupku, kdy je zajištěn přenos tlakové síly ze šikmého prvku (vzpěra) do vodorovného nebo svislého prvku. Úhel seříznutí čela zapuštění je roven polovině úhlu mezi spojovanými prvky. Tím je zaručeno shodné tlakové napětí v obou dřevěných prvcích. Jednoduché šikmé zapuštění bývá zajištěno svorníkem s ocelovým hmoždíkem a dvojité šikmé zapuštění ocelovým třmenem [7].

Výpočet podle ČSN 73 1702 [29]:

Hloubka zářezu t_v má být u zapuštění

$$t_v \leq \begin{cases} \frac{h}{4} & \text{pro } \gamma \leq 50^\circ \\ \frac{h}{6} & \text{pro } \gamma > 60^\circ \end{cases} \quad (2.14)$$

kde h je výška prvku se zářezem a γ úhel připojení

Mezilehlé hodnoty lze lineálně interpolovat. Při oboustranném zapuštění smí být hloubka zářezu zapuštění nezávisle na úhlu připojení nejvýše $\frac{h}{6}$.

Napětí v tlaku v čelní ploše lze posuzovat takto:

$$\frac{\sigma_{c,\alpha,d}}{f_{c,\alpha,d}} \leq 1 \quad (2.15)$$

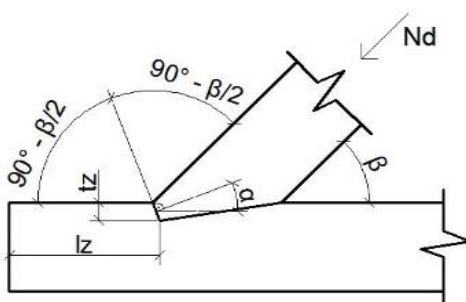
$$\sigma_{c,\alpha,d} = \frac{F_{c,\alpha,d}}{A} \quad (2.16)$$

$$f_{c,\alpha,d} = \frac{f_{c,0,d}}{\sqrt{\left(\frac{f_{c,0,d}}{2f_{c,90,d}} \sin^2 \alpha\right)^2 + \left(\frac{f_{c,0,d}}{2f_{v,d}} \sin \alpha \cos \alpha\right)^2 + \cos^4 \alpha}} \quad (2.17)$$

kde A je čelní plocha zapuštění a α je úhel mezi směrem namáhání a směrem vláken dřeva. Tlaková složka síly rovnoběžná s dřevěným prvkem se zářezem vyvozuje v dřevěném prvkem se zářezem napětí ve smyku, které lze uvažovat jako rovnoměrně rozdělené. Délka zhlaví $> 8t_v$ se v tomto případě nesmí uvažovat ve výpočtu.

Je třeba zajistit polohu jednotlivých částí spojovaných zapuštěním, například pomocí svorníků.

Výpočet podle Kuklíka [43]:



Obr. 2.10: Označení rozměrů a úhlů pro výpočet

Návrhová pevnost v tlaku šikmo k vláknům (vztahující se k posouzení v čelní ploše zapuštění):

$$f_{c,\alpha,d} = \frac{f_{c,0,d}}{\frac{f_{c,0,d}}{k_{c,90} f_{c,90,d}} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (2.18)$$

kde α je poloviční úhel sklonu šikmého prvku a průběžného prvku.

Posouzení zapuštění na otláčení:

$$\sigma_{c,\alpha,d} = \frac{N_d \cos^2 \alpha}{b t_z} \quad (2.19)$$

kde b je šířka prvku, t_z je hloubka zapuštění a N_d je normálová (tlaková síla).

Posouzení zapuštění na usmyknutí:

$$\tau_{v,d} = \frac{N_d \cos \beta}{b l_z} \quad (2.20)$$

kde l_z je délka od zapuštění ke konci prvku (délka zhlaví).

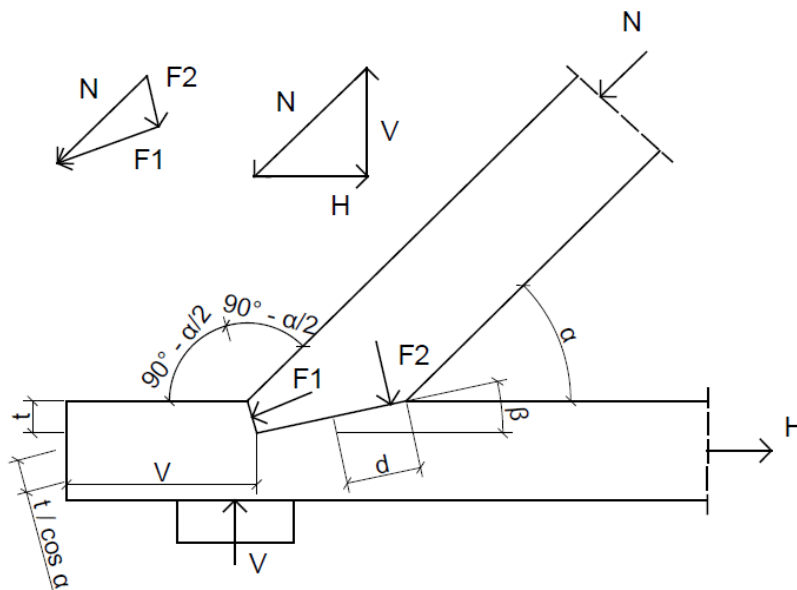
Výpočet podle Götze [44], DIN 1052:2004 [28] a CTE [45]:

Má být hloubka zářezu t_v u zapuštění

$$t_v \leq \left\{ \begin{array}{l} \frac{h}{4} \text{ pro } \gamma \leq 50^\circ \\ \frac{h}{6} \text{ pro } \gamma > 60^\circ \end{array} \right\} \quad (2.21)$$

kde h je výška prvku se zářezem a γ úhel připojení

Výpočet podle Parisi a Piazzzy [31], kteří navrhnou uvažovat snížení délky d (možné koncentrace vysokých napětí):



Obr. 2.11: Rozklad sil a označení rozměrů a úhlů pro výpočet

Napětí v tlaku σ_c vlivem síly F_2 :

$$\sigma_c = \frac{F_2}{bd} \leq f_{c,90-\beta} \quad (2.22)$$

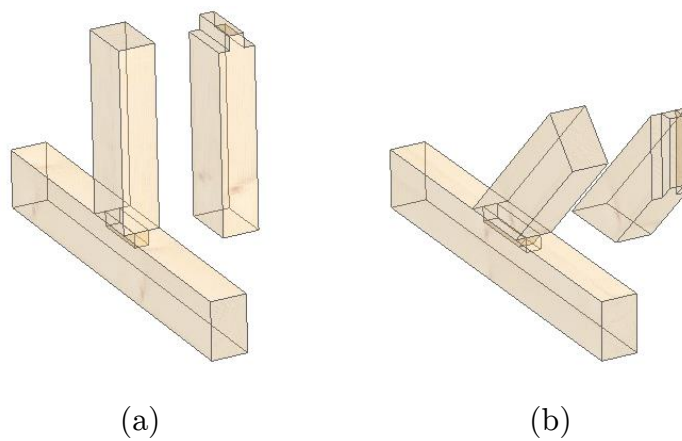
Redukovaná délka d se stanoví jako:

$$d \cong \left(\frac{1}{5} \div \frac{1}{3} \right) \frac{t}{\sin \beta} \quad (2.23)$$

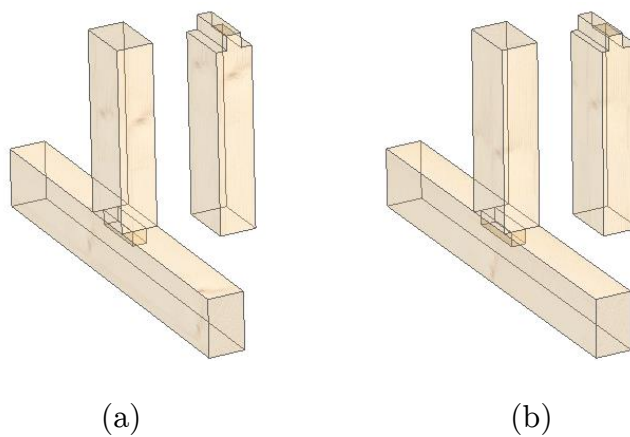
2.2.5) Čepované spoje (mortise and tenon joints)

Čepování je hojně používaná tesařská technika. Čelo jednoho dřevěného prvku je opatřeno čepem a boční strana druhého prvku je opatřena dlabem. Čepované spoje se rozdělují podle úhlu svírající prvky na kolmé a šikmé *Obr. 2.12*, podle polohy čepu k podélné ose prvku na střední (centrické) a bočné (mimostředné) *Obr. 2.13*, podle šířky čepu na úplné a odsazené *Obr. 2.14*, podle výšky čepu na neprocházející a procházející *Obr. 2.15* a podle tvaru čepu na rovné, rybinové, křížové, úhlové, rohové, kónické a na pokos *Obr. 2.16*, *Obr. 2.17*. Dlab se provádí o zhruba 5-10 mm hlubší než je výška čepu, aby bylo zajištěno plné dosednutí kontaktních ploch spoje. Neúplné dosednutí spoje by totiž způsobilo nežádoucí přenos sil přes čelo čepu a možné vnikání vlhkosti do dlabu. S pronikáním vody do dlabu a následnému uhnívání dřevní hmoty souvisí dodatečná opatření jako např. impregnace nebo šikmé odvrtní otvoru z dlabu

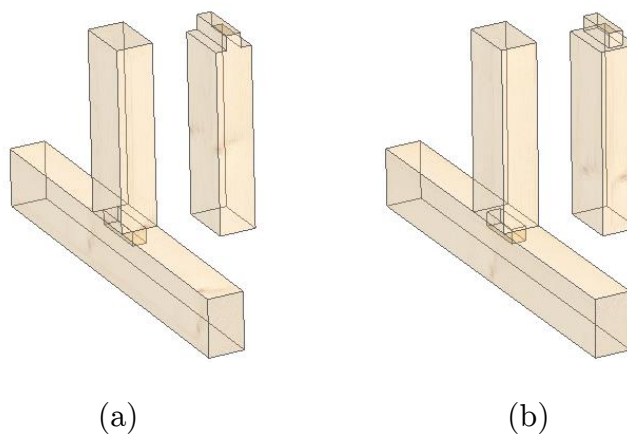
ven. Tloušťka čepu se obvykle prováděla jako $1/3$ tloušťky trámu, dnes se tento rozměr řídí konstrukčním návrhem s ohledem např. na šířku dlabacího řetězu dlabáčky. Spojení čepového spoje často zajišťuje dřevěný kolík z tvrdého dřeva, například dubového nebo bukového. Schelling a Hinkes [27] pozorovali chování čepovaných spojů na základě experimentů s rozdílnou geometrií spojovaných částí a vlhkostí dřeva. Kessel a Augustin [46] studovali tahovou únosnost čepovaných spojů s dubovými kolíky. Brungraber [1] vytvořil lineární pružinový model čepovaného spoje. Sandberg a kol. [47] se ve svém výzkumu zaměřili na chování dubového kolíku v čepovaném spoji. Church a Tew [48] se zabývali kolíkovými celodřevěnými spoji s ohledem na průměr kolíku, kvalitu předvrtaného otvoru a orientaci vláken dřeva. Burnett a kol. [49] zkoumali vliv vzdálenosti otvoru od konce čepu na chování dřevěného kolíku. Rozsáhlý výzkum čepovaných spojů byl proveden na University of Wyoming, USA: Schmidt a MacKay [50] modifikovali evropský model smykového porušení kolíku a roztržení čepu k predikci únosnosti čepovaného spoje, Schmidt a Daniels [51] se zabývali únosností dřevěného kolíku v ohybu a ve smyku. Stanovili také vzdálenosti kolíků od konce a okraje čepu. Miller a Schmidt [52] stanovili smykovou únosnost dřevěných kolíků v čepovaných spojích pomocí testování samotných kolíků i celých spojů. Dále se věnovali chování kolíků na makroskopické úrovni s využitím numerické analýzy. Mihailescu [53] analyzoval chování čepovaných spojů pomocí metody konečných prvků. Poukazoval na vliv rozdílných geometrií spoje, rozdílnou orientaci vláken dřeva a kontaktní plochu spojovaných částí. Chang a kol. [54] se zabývali rotační tuhostí čepovaného spoje a poukazovali na důležitost tření kontaktních ploch. Komatsu a kol. [55] stanovili návrhový analytický postup pro výpočet polotuhého rotačního chování čepovaného spoje. Aman a kol. [56] se zabývali možností aplikace „falešného“ čepovaného spoje vhodného například pro dodatečné zesílení spoje. Tento spoj také experimentálně ověřili. Judd a kol. [57] se věnovali problematice tahové únosnosti šikmého čepování v kombinaci se zapuštěním. Byly vyzorovány 4 typické módy porušení spoje – roztržení v tahu kolmo k vláknům dřeva u prvku s dlabem, odtržení části čepu (např. blokový smyk) a překročení ohybové nebo smykové pevnosti kolíků.



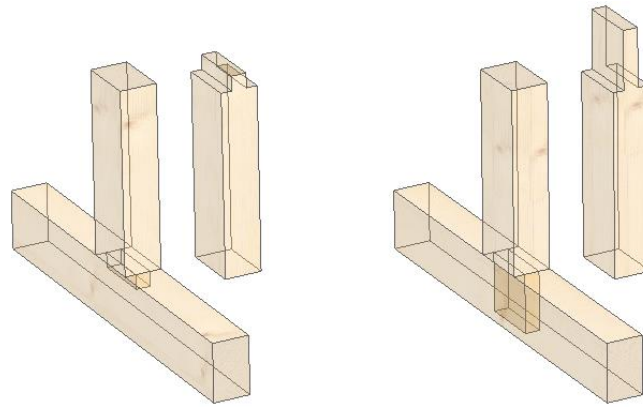
Obr. 2.12: Čepované spoje, dělení podle úhlu podélných os prvků:
 (a) kolmé, (b) šikmé



Obr. 2.13: Čepované spoje, dělení podle polohy čepu k podélné ose prvku:
 (a) střední, (b) bočné



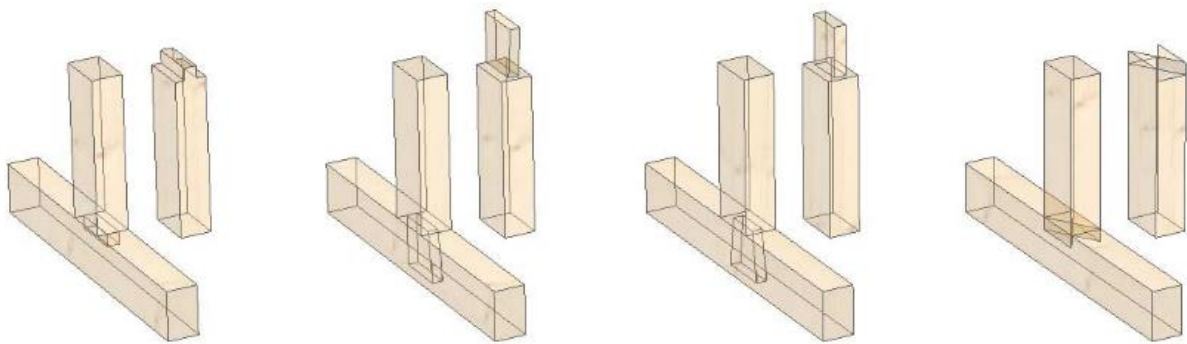
Obr. 2.14: Čepované spoje, dělení podle šířky čepu:(a) úplné, (b) odsazené



(a)

(b)

Obr. 2.15: Čepované spoje, dělení podle výšky čepu:
 (a) neprocházející, (b) procházející



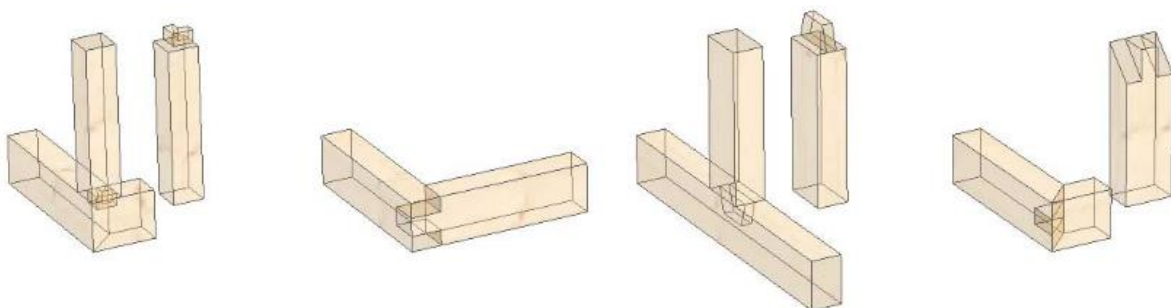
(a)

(b)

(c)

(d)

Obr. 2.16: Čepované spoje, dělení podle tvaru čepu:
 (a) rovné, (b) rybinovité jednostranné, (c) rybinovité oboustranné, (d) křížové



(e)

(f)

(g)

(h)

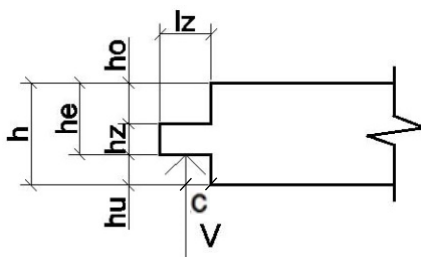
Obr. 2.17: Čepované spoje, dělení podle tvaru čepu:
 (e) úhlové, (f) rohové, (g) kónické, (h) na pokos

Čepování kolmé

Alternativní názvy: CZ – rovný čep [8]; EN – plain mortise and tenon joint [58]; DE – Gerader Zapfen [8]

Kolmé čepování umožňuje přenos tlakových sil z dřevěného prvku s čepem do prvku s dlabem. Dřevěný dílec s čepem je namáhán tlakem rovnoběžně s vlákny a dílec s dlabem tlakem kolmo na vlákna dřeva. Kolmé čepování přenáší také smykové síly končícího prvku, a to boční plochou čepu do boční strany dlabu. Prvky se shodnou tloušťkou se připojují středním čepováním. Pokud je v tloušťkách spojovaných prvků větší rozdíl, používá se bočné čepování. Tloušťka čepu by měla být rovna maximálně 1/3 šířky prvku s dlabem. Podle šířky čepu rozdělujeme čepování na úplné (šířka čepu je rovna šířce prvku s čepem) a na odsazené (šířka čepu je menší než šířka prvku s čepem). Výška čepu určuje, zda se jedná o čepování procházející (výška čepu je shodná s výškou prvku s dlabem) a neprocházející (výška čepu je menší než výška prvku s dlabem). Procházející čepy jsou více vystaveny vlhkosti a může tak snadněji docházet k uhnívání dřevní hmoty.

Výpočet podle ČSN 73 1702 [29]:



Obr. 2.18: Označení rozměrů pro výpočet

Pro nosníky s výškou do 300 mm s čepem podle Obr. 2.18 je charakteristická hodnota únosnosti čepu:

$$R_k = \min \left\{ \frac{2}{3} b h_e k_z k_v f_{v,k}; 1,7 b l_{z,ef} f_{c,90,k} \right\} \quad (2.24)$$

$$l_{z,ef} = \min \{ l_z + 30 \text{ mm}; 2 l_z \} \quad (2.25)$$

$$k_z = \beta \left[1 + 2(1 - \beta)^2 \right] (2 - \alpha) \quad (2.26)$$

$$\alpha = \frac{h_e}{h} \quad (2.27)$$

$$\beta = \frac{h_z}{h_e} \quad (2.28)$$

$$k_v = \min \left\{ \begin{array}{l} 1 \\ k_{90} \end{array} \right\} \quad (2.29)$$

$$k_{90} = \frac{k_n}{\sqrt{h \left(\sqrt{\alpha(1-\alpha)} + 0,8 \frac{c}{h} \sqrt{\frac{1}{\alpha} - \alpha^2} \right)}} \quad (2.30)$$

kde h je výška nosníku v mm, c je vzdálenost mezi paprskem působení podporové reakce a rohem zářezu v mm, $k_n = 5$ (pro rostlé dřevo).

Kromě toho platí omezující rozměry:

$$15 \text{ mm} \leq l_z \leq 60 \text{ mm}$$

$$1,5 \leq \frac{h}{b} \leq 2,5$$

$$h_0 \geq h_u$$

$$\frac{h_u}{h} \leq 1,3$$

$$h_z \geq \frac{h}{6}$$

Čep musí dosedat v dlabu v celé délce l_z .

Výpočet podle Kuklíka [43]:

Posouzení čepu na otláčení:

$$\sigma_{c,90,d} \leq k_{c,90} f_{c,90,d} \quad (2.31)$$

Posouzení čepu na smyk:

$$\tau_d \leq k_v f_{v,d} \quad (2.32)$$

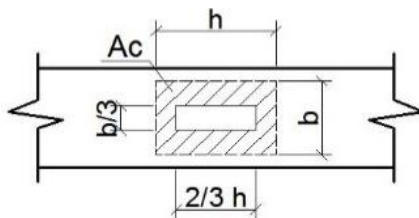
kde k_v je součinitel koncentrace smykového napětí v místě čepu.

$$k_v = \frac{k_n \left(1 + \frac{1,1 i^{1,5}}{\sqrt{h}} \right)}{\sqrt{h \left(\sqrt{\alpha(1-\alpha)} + 0,8 \frac{x}{h} \sqrt{\frac{1}{\alpha} - \alpha^2} \right)}} \quad (2.33)$$

Pozn. čitatel je roven 5, tzn. že vztah je totožný se vztahem pro k_{90} v předchozím postupu výpočtu dle ČSN 73 1702 [29].

Výpočet podle Vinaře [59]:

Čepování kolmé, oboustranně odsazené.



Obr. 2.19: Označení rozměrů pro výpočet

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{N_c}{A_c} \quad (2.34)$$

Pro doporučené rozměry z Obr. 2.19:

$$A_c = \frac{7 b h}{9} \quad (2.35)$$

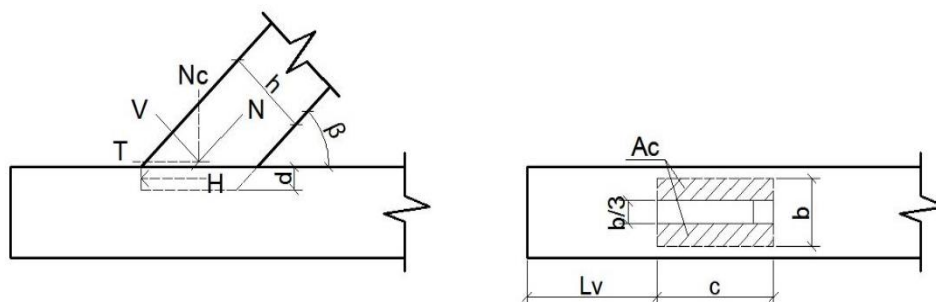
Čepování šikmé

Alternativní názvy: CZ – páskový čep [8]; EN – oblique mortise and tenon joint [60]; DE – Schräger Zapfen [8], Jagdzapfen [8]

Pro spojování šikmých dřevěných prvků k prvkům vodorovným nebo svislým se často používá šikmé čepování. Šikmé čepy přenášejí výhradně tlakové síly šikmých konstrukčních prvků, například vzpěr, páseků apod. Páskový čep, podle Gernera [8], je čep pro dodatečné zabudování šikmého prvku do již hotové konstrukce, např. pásek nebo vzpěra. Dlab je ve většině případů vytvořen s odpovídajícím úkosem. Čep je v dlabu obvykle zajištěn dřevěným kolíkem z tvrdého dřeva. Šikmé čepování se často kombinuje se zapaštěním. Porovnání výsledků experimentu s analytickým a numerickým modelem šikmého čepovaného spoje provedl ve své diplomové práci Hataj [61]. Analytický model v porovnání s numerickým vykazoval nižší hodnoty výsledných napětí. Výstupy z numerického modelu s mírným rozdílem odpovídali experimentálním výsledkům pružného chování tesařského spoje.

Výpočet podle Vinaře [59]:

Čepování šikmé, střední



Obr. 2.20: Označení úhlu a rozměrů pro výpočet

- a) úplné
- b) jednostranně odsazené

Tlakovou silou

$$N_c = N \sin \beta + V \cos \beta \quad (2.36)$$

je otláčována úložná plocha A_c trámu napětím kolmo k vláknům

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{N_c}{A_c} \quad (2.37)$$

$$a) A_c = \frac{2bc}{3}$$

$$b) A_c = \frac{5bc}{6}$$

$$c = \frac{h}{\sin \beta} \quad (2.38)$$

Vodorovnou složku H silových účinků trámu snižuje v tlakové ploše A_c třecí síla

$$T = N_c \mu_0 \quad (2.39)$$

kde součinitel tření v klidu dřeva po dřevě $\mu_0 = 0,353$.

$$H = N \cos \beta - V \sin \beta - N_c \mu_0 \quad (2.40)$$

Vodorovnou silou H je namáháno zhlaví trámu na usmyknutí v ploše A_v smykovým napětím rovnoběžně s vláknem.

$$\tau_v = \frac{H}{A_v} \quad (2.41)$$

$$A_v = \left(2d + \frac{b}{3}\right)l_v \quad (2.42)$$

Obvykle je svislé čelo čepu otačováno napětím šikmo k vláknům.

$$\sigma_{c,\beta} \approx \frac{H}{A_c} \quad (2.43)$$

$$A_c = \frac{bd}{3} \quad (2.44)$$

Je potřeba ověřit také hodnotu smykového napětí (smyk za ohybu) v průřezu čepu.

$$\tau_v = \frac{2H}{3A_v} \quad (2.45)$$

$$\text{a) } A_v = \frac{bc}{3}$$

$$\text{b) } A_v = \frac{bc}{6}$$

(Zvýšení bezpečnosti čepového spoje zejména při stejné šířce dřev lze dosáhnout čelním zapuštěním.)

Výpočet: Aman [56], Judd [62] a Likos [63] stanovují následující vztahy:

Tlaková vertikální složka síly:

$$V = F \frac{\sin \gamma - \mu_H \cos \gamma}{1 - \mu_H \mu_V} - F m \frac{\cos \gamma - \mu_H \sin \gamma}{1 - \mu_H \mu_V} \quad (2.46)$$

Tlaková horizontální složka síly:

$$H = F \cos \gamma + F m \sin \gamma - \mu_V V \quad (2.47)$$

Koeficient m :

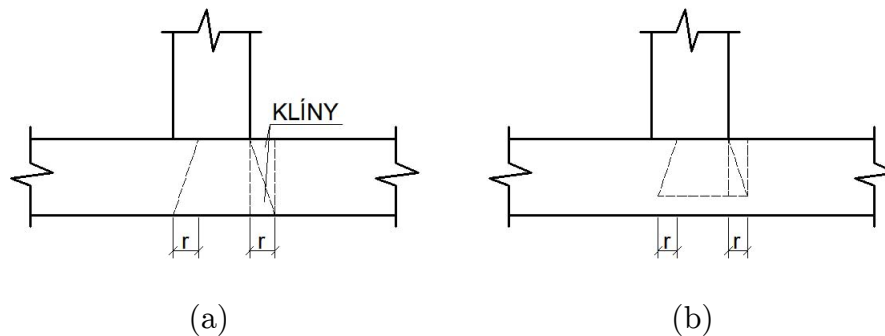
$$m = \frac{\left(\frac{\sin \gamma - \mu_H \cos \gamma}{1 - \mu_H \mu_V}\right) \left(\frac{h_s}{2 \sin \gamma} - \mu_V t_x\right) + \cos \gamma (l_s \sin \gamma + t_x) - \sin \gamma \left(l_s \cos \gamma + \frac{h_s}{2 \sin \gamma}\right)}{\left(\frac{\cos \gamma - \mu_H \sin \gamma}{1 - \mu_H \mu_V}\right) \left(\frac{h_s}{2 \sin \gamma} - \mu_V t_x\right) - \sin \gamma (l_s \sin \gamma + t_x) - \cos \gamma \left(l_s \cos \gamma + \frac{h_s}{2 \sin \gamma}\right)} \quad (2.48)$$

kde μ_H je koeficient tření na horizontální straně spoje, μ_V je koeficient tření na vertikální straně, γ je úhel připojení prvku, h_s je výška šikmého prvku, l_s je délka šikmého prvku a t_x je vzdálenost mezi povrchem spojení a působišťem síly H .

Čepování rybinové

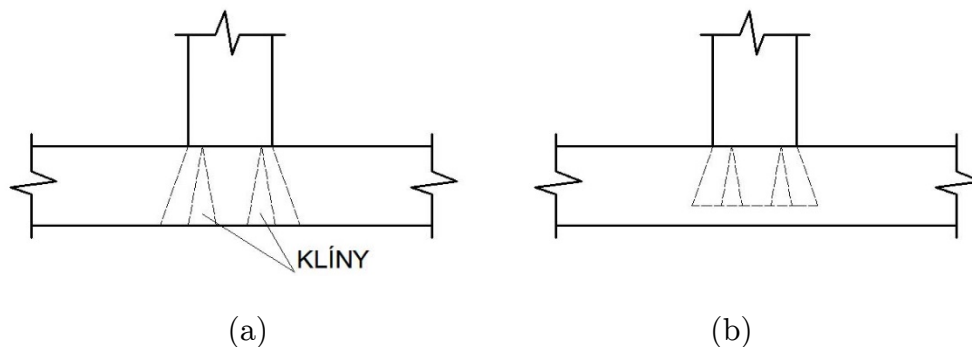
Alternativní názvy: CZ – čep s klíny [8]; EN – dovetailed and wedged tenon [60], fox-wedged joint [40]; DE – Zapfen mit Keilen [8]

Pomocí rybinové úpravy čepu a dlabu může spoj přenášet kromě tlakové a smykové síly také sílu tahovou. Rybinový čep jednostranný Obr. 2.21, podle Gernerera [8] - poloviční rybinový čep se dvěma klíny, má dlab rozšířený o délku rybinového podkosení. Do tohoto rozšíření se po vložení rybinového čepu zarážejí dva dřevěné klíny proti sobě.



Obr. 2.21: Rybinové čepování jednostranné: (a) procházející, (b) neprocházející

Oboustranné rybinové čepování Obr. 2.22 je v podstatě rovný čep se zářezy. Po vložení čepu do zkoseného dlabu, se do zářezů v čepu zatlučou dřevěné klíny, ty čep rozklínují a vytvoří tak tlakové napětí na stěny dlabu. V případě neprocházejícího oboustranného rybinového čepování je spoj nerozebíratelný.



Obr. 2.22: Rybinové čepování oboustranné: (a) procházející, (b) neprocházející

Čepování křížové

Alternativní názvy: DE - Kreuzzapfen [8]

Tato tesařská úprava je velmi jednoduše proveditelná. Spočívá pouze ve dvou diagonálních zářezech, kde se přebytečné části v požadovaných místech odstraní dlátem. Oslabení dřevěných trámů dlabem i čepem jsou shodná a vzniká tak rovnoměrné rozložení dřevní hmoty ve spoji.

Čepování rohové

Alternativní názvy: CZ – ostříhový čep [8], čep nárožní [10]; EN – cutting the tenon joint [14], open-slot mortise joint [14], bridle joint [60]; DE - Scherzapfen [8]

Obvykle se rohové čepování používá pro spojení hřebenových konců krokví. Na rozdíl od přelátování nevyvozuje tato úprava dodatečné momentové síly vlivem excentricity spojení. Tloušťka čepu i dlabu tvoří třetinu šířky spojovaných prvků. Výška prvku je rovna šířce čepu i dlabu. Spoj je obvykle zajištěn například dřevěným kolíkem z tvrdého dřeva.

Výpočet podle Gernerera [8]:

Modifikace výpočtu podle metody dovolených namáhání na výpočet podle mezních stavů:

Ostříhový čep

Normálová a příčná síla v rovině trámu. Rozložení vnějších zatížení na normálovou a příčnou sílu pro jeden trám. Z toho:

Normálová síla na čelním dřevě:

$$\sigma_{c,0,d} = \frac{N}{b \frac{2}{3} h} \quad \text{respektive} \quad \sigma_{c,0,d} = \frac{N}{b \frac{1}{3} h} \leq f_{c,0,d} \quad (2.49)$$

Příčná síla na čep resp. ucho ostříhu:

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{Q}{b \frac{1}{3} h} \quad \text{respektive} \quad \sigma_{c,90,d} = \frac{Q}{b \frac{2}{3} h} \leq f_{c,90,d} \quad (2.50)$$

Zhodnocení na posuv:

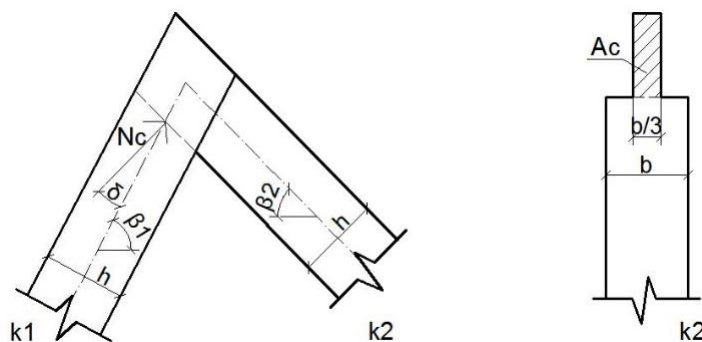
$$\tau_v = \frac{1,5Q}{b\frac{1}{3}h} \quad \text{respektive} \quad \tau_v = \frac{1,5Q}{b\frac{2}{3}h} \leq f_{v,d} \quad (2.51)$$

Platí pro křížení pod úhlem 90° .

Výpočet podle Vinaře [59]:

Spojení na ostřih:

Ve spojení páru protilehlých krokví jsou v ostřihu úložné (opěrné) plochy obou krokví namáhány v otláčení – tlakem kolmo k vláknům. Vyšší hodnotou napětí je namáhána úložná plocha A_c čepu krokve s menším sklonem β_2 Obr. 2.23:



Obr. 2.23: Označení úhlů a rozměrů pro výpočet

$$\sigma_{c,90} = \frac{N_c}{A_c} \quad (2.52)$$

$$A_c = \frac{bh}{3 \cos \delta} \quad (2.53)$$

$$\delta = (\beta_1 + \beta_2) - 90^\circ \quad (2.54)$$

Čepování na pokos

Alternativní názvy: CZ – kosý čep [8], čep nakoso seříznutý [8]; EN – mitre bridle joint [60], tenon joint with mitred face [60]; DE - Gehrungszapfen [8]

Stejně jako ostříhový čep slouží čepování na pokos ke spojení krokví u hřebene střechy. Výhodou kosého spojení je malá délka spáry, přes kterou může do spoje procházet vlhkost. Dělení dlabu a čepu je stejně jako v předchozím případě třetinové.

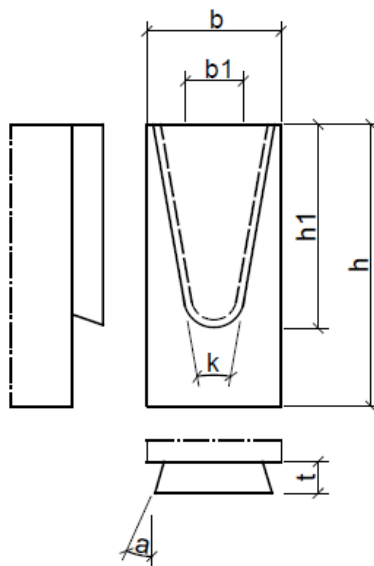
Čepování - překlátování rybinové

Alternativní názvy: CZ – rybinový plát krytý [8], kolmé připlátování rybinou kryté [8]; EN – rounded dovetail joint [64]; DE - Schwalbenschwanzverbindung

Tento typ spoje je v současné době hojně používán a můžeme jej pro jeho charakter zařadit mezi spoje čepované nebo plátované. Výhodou je možnost přenosu tahového, tlakového a smykového namáhání. Díky využití CNC obrábění je zhotovení spoje velmi rychlé.

Výpočet:

Werner [65] z experimentálního výzkumu navrhl metodiku pro výpočet CNC zaobleného rybinového spoje. Vzhledem k zaoblení rybinového spoje může napojení selhat buď zlomením připojovaného prvku, nebo hlavního nosníku. Oba prvky jsou navrženy odděleně:



Obr. 2.24: Označení rozměrů rybiny [66]

$$F_{\text{amd,joist}} = \frac{2}{3} A_1 f_{v,d} \quad (2.55)$$

$$F_{\text{amd,main beam}} = 0,09 \left(h_{\text{main}} - h_1 + \frac{b_1}{2} \right) \quad (2.56)$$

kde A_1 je efektivní plocha rybiny, h_{main} , h_1 , b_1 se zadávají v mm a síla F je v kN:

$$A_1 = \left[b_1 + \tan \frac{k}{2} \left(h_1 - \frac{b_1}{2} \right) \right] \left(h_1 - \frac{b_1}{2} \right) + \pi \frac{b_1^2}{8} \quad (2.57)$$

Výpočet:

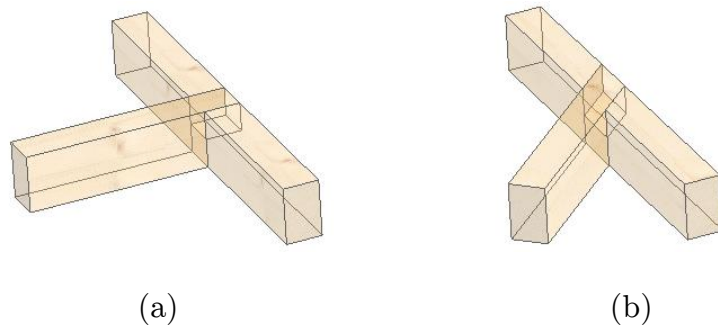
Tannert [64] později stanovil návrhovou metodiku, která bere v úvahu účinek velikosti dřeva v křehkém lomu. Spojovaný konec rybinového spoje je z hlediska smykové únosnosti podobný jako nosník se zářezem. Návrh je modifikací vzorce, založeném na Eurokódu 5 [13], nosník se zářezem s definicí redukčního součinitele k_v .

$$\tau_d = \frac{1,5V}{b h_{ef}} \leq k_v f_{v,d} \quad (2.58)$$

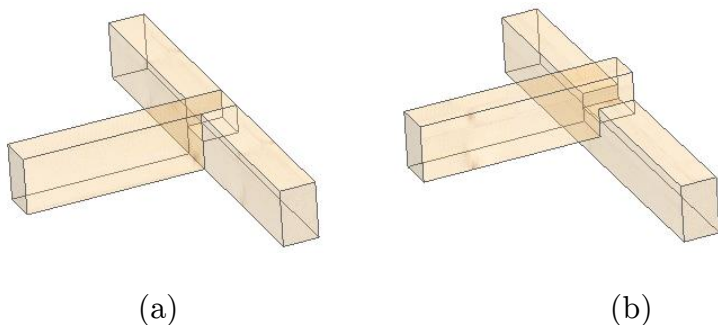
$$\frac{1,5V}{A_1} = f_{v,d} \left(\frac{3,6 \text{ mm}^2}{A_1} \right)^{0,2} \quad (2.59)$$

2.2.6) Přeplátované spoje (halving joints)

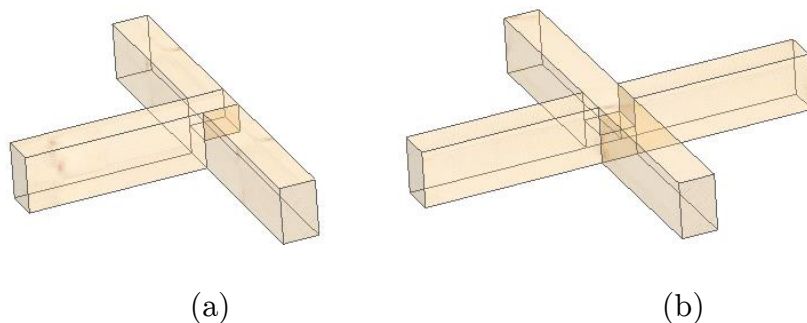
Přeplátování je spojování vzájemně kolmých nebo šikmých prvků. Oba prvky mohou být ve spoji průběžné, končící, nebo jeden průběžný a druhý končící. Oba spojované prvky jsou opatřeny odpovídajícími zářezy. Hloubka přeplátování je součtem obou hloubek zářezů. Vrchní prvek je nesen prvkem spodním. Přeplátované spoje je možné dělit podle úhlu mezi spojovanými prvky na kolmé a šikmé *Obr. 2.25*, podle hloubky zářezů na úplné a částečné *Obr. 2.26*, podle průběžnosti spojovaných prvků na průběžné a končící *Obr. 2.27* a podle tvaru zářezů na rovné, rybinovité, rohové, na pokos a čelné *Obr. 2.28*, *Obr. 2.29*. Přeplátované spoje jsou často zajištěny dodatečným spojovacím prostředkem, například dřevěným kolíkem nebo kovovým spojovacím prostředkem kolíkového typu. Deinhard [67] ve své práci poskytnul první návrhový postup pro rybinovité spoje zatížené tahem. Heimeshoff a Köhler [68] se věnovali návrhovým postupům rybinovitých a dalších tesařských spojů včetně zkoumání napětí kolmo k vláknům dřeva. Görlacher a Kromer [69] shrnuli, že rybinovitý spoj by neměl být používán při větším tahovém napětí kvůli nízké únosnosti dřeva v tahu kolmo k vláknům v kombinaci s vysokými hodnotami posunů ve směru tahové síly. Meisel a kol. [70] publikovali experimentální výsledky a návrhové postupy pro rybinovité šikmé přeplátování zatížené tlakovou silou. Wald a kol. [71], [72] publikovali predikci rotačního chování šikmého rybinovitého přeplátování pomocí metody komponent a numerické analýzy při monotónním a cyklickém zatížení. Na základě lineárního chování poloprostoru, používaného v mechanice zemin, stanovili deformaci dřeva. Z těchto výzkumů vychází i práce Descampse a kol. [73], [74], která je zaměřena na chování kolmého odsazeného přeplátování. V práci jsou srovnávány výsledky numerického modelu, metody komponent a experimentu. Analytický model metodou komponent se významně přibližuje pružnému chování spoje v průběhu experimentu.



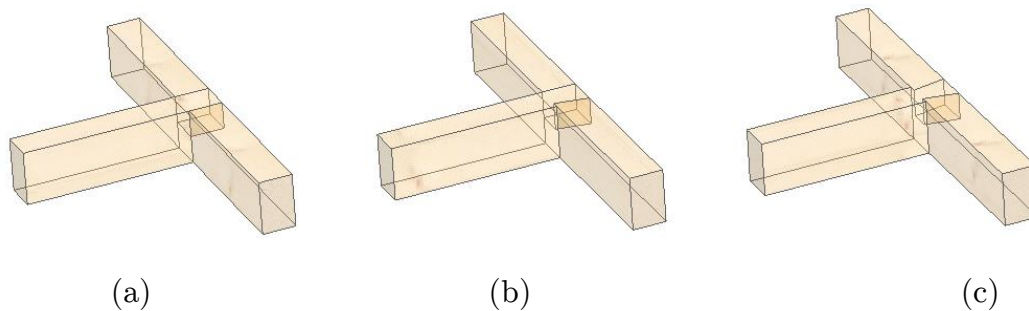
Obr. 2.25: Překlátované spoje, dělení podle úhlu podélných os prvků:
 (a) kolmé, (b) šikmé



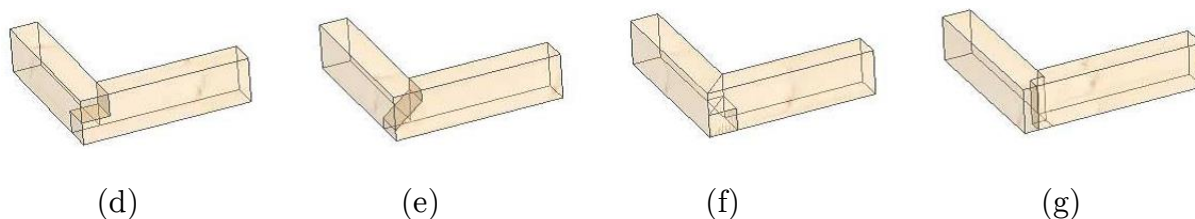
Obr. 2.26: Překlátované spoje, dělení podle hloubky zářezů:
 (a) úplné, (b) částečné



Obr. 2.27: Překlátované spoje, dělení podle průběžnosti spojovaných prvků:
 (a) končící, (b) průběžné



Obr. 2.28: Překlátované spoje, dělení podle tvarů výřezu:
 (a) rovné, (b) rybinové jednostranné, (c) rybinové oboustranné



Obr. 2.29: Překlátované spoje, dělení podle tvarů výřezu:
 (d) rohové obyčejné, (e) rohové zešikmené, (f) na pokos, (g) čelné

Kolmé překlátování

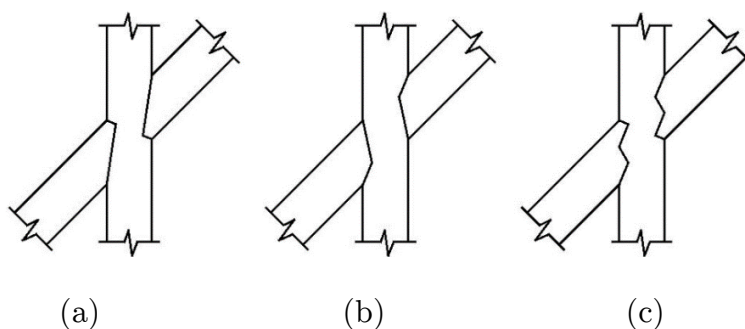
Alternativní názvy: CZ – rovný příčný plát [8]; EN – halved joint [40]; DE - Gerades Querblatt [8], einfache Querverblatung [8]

Úplné překlátování má oba výřezy stejně hluboké, čili jednu polovinu výšky trámu tak, že lícují horní i spodní hrany obou trámů. Problémem úplného překlátování je velké oslabení průřezu, proto se mimo tento spoj setkáváme také s překlátováním částečným - podle Sklamlíka [10] neúplným, které má líce obou trámů vzájemně posunuté. To znamená, že hloubky zářezů jsou menší než polovina výšky trámů. Pokud je jeden prvek průběžný a druhý končící, je tento spoj kategorizován jako překlátování končící - podle Gernerera [8] příčný plát. Pokud jsou oba prvky průběžné, překlátování nazýváme průběžným - podle Gernerera [8] plát křížový. V případě, že oba trámy končící, jedná se o překlátování rohové. Průběžné překlátování je bez jakýchkoliv dodatečných úprav schopné přenášet i tahová zatížení.

Šikmé překlátování

Alternativní názvy: CZ – šikmé překlátování [8]; EN – oblique halving joint [60]

Šikmé překlátování je obvykle spojené s rybinovitým opracováním konce končícího trámu. Často je šikmé překlátování realizováno v kombinaci se zapuštěním. To však způsobuje větší oslabení průřezu. Šikmé překlátování se zapuštěním rozlišujeme na: s čelním zapuštěním, s patním zapuštěním nebo jejich kombinací Obr. 2.30.



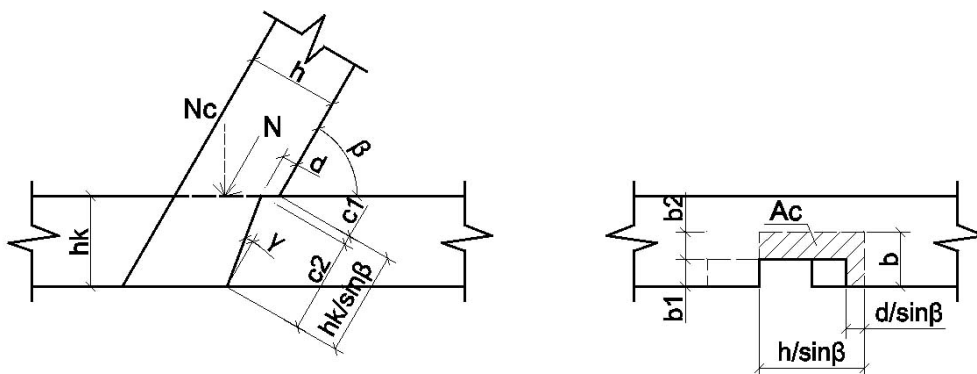
Obr. 2.30: Přeplátované šikmé spoje se zapuštěním:
(a) čelním, (b) patním, (c) čelním a patním

Rybinovité přeplátování

Alternativní názvy: CZ – rybinový příčný plát [8], rybinový plát [8], rybina [8]; EN – dovetail halving j. [14], dovetail joint [40]; DE - Schwalbenschwanzquerblatt [8]

Rybinovité přeplátování se uplatňuje ve spojích šikmých konstrukčních prvků k prvkům svislým nebo vodorovným, kde je nutné přenášet kromě tlakového zatížení i zatížení tahové. Rybinovité přeplátování můžeme dále rozdělit na jednostranné a oboustranné. Oboustranná rybina umožňuje přenášet větší tahové síly. Tento tesařský spoj je možné kombinovat se zapuštěním. Kryté rybinovité přeplátování zajišťuje větší odolnost čelní strany spoje proti pronikání vlhkosti, vyšší estetickou hodnotu a méně oslabuje průběžný prvek.

Výpočet podle Vinaře [59]:



Obr. 2.31: Označení rozměrů a úhlů pro výpočet

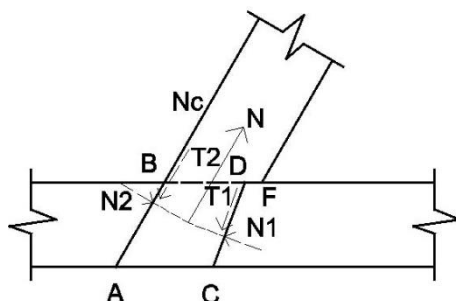
Tlaková síla

$$N_c = N \sin \beta \quad (2.60)$$

vyvodí napětí v tlaku kolmo k vláknům na ploše A_c :

$$\sigma_{c,90} = \frac{N_c}{A_c} \quad (2.61)$$

$$A_c = \frac{(b_2 h + b_1 d)}{\sin \beta} \quad (2.62)$$



Obr. 2.32: Označení rozměrů a bodů pro výpočet

Tahová síla způsobuje napětí v otlacení na bočních klínovitých plochách b_1AB , b_1CD rybiny. Tlakové síly N_1 , N_2 určíme z podmínek rovnováhy sil na vtahovaném klínu:

$$\uparrow N - T_2 - T_1 \cos \gamma - N_1 \sin \gamma = 0 \quad (2.63)$$

$$\rightarrow N_2 - N_1 \cos \gamma - T_1 \sin \gamma = 0 \quad (2.64)$$

Třecí síly vyjádříme

$$T_1 = \mu_0 N_1 \quad (2.65)$$

$$T_2 = \mu_0 N_2 \quad (2.66)$$

kde součinitel tření v klidu dřeva po dřevě $\mu_0 \approx 0,353$. Plocha b_1AB je otláčována napětím v tlaku kolmo k vláknům dřeva:

$$\sigma_{c,90} = \frac{N_2}{A_2} \quad (2.67)$$

$$A_2 = \frac{b_1 h_k}{\sin \beta} \quad (2.68)$$

Plocha b_1CD rybiny je otláčována napětím v tlaku šikmo k vláknům:

$$\sigma_{c,90-\gamma} = \frac{N_1}{A_1} \quad (2.69)$$

$$A_1 = \frac{b_1 d}{\sin \gamma} \quad (2.70)$$

K zjištění $\sin \gamma = \frac{d}{c}$ vypočteme:

$$c = \sqrt{c_2^2 + d^2} \quad (2.71)$$

$$c_1 = \frac{d}{\operatorname{tg} \beta} \quad (2.72)$$

$$c_2 = \frac{h_k}{\sin \beta} - c_1 \quad (2.73)$$

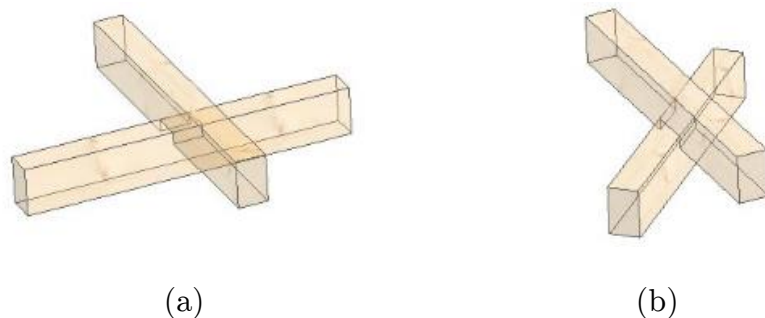
Rohové přeplátování

Alternativní názvy: CZ – rohový plát [8]; EN – halved joint [40], halved corner joint [60]; DE - Eckblatt [8]

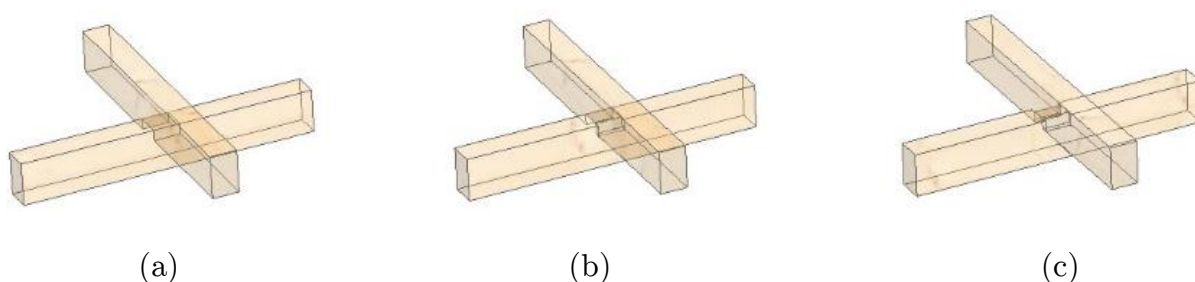
Rohové přeplátování se používá při vzájemném ukončení obou spojovaných trámů. Rohové přeplátování rovným řezem, podle Skramlíka [10] - jednoduché nárožní přeplátování, se provádí dělením výšky trámu na polovinu. Spoj je schopný odolávat jen malým silám, a to silou třecí. Proto je často tento typ spoje zajišťován kolíky, tesařskými skobami nebo hřebíky. Šikmé rohové přeplátování, podle Skramlíka [10] - šikmé nárožní přeplátování, se dělí zvenku po 3/6, uvnitř po 4/6 a 2/6. Tento typ spoje umožňuje odolávat jak tlakovým, tak i tahovým silám. Kryté rohové přeplátování zajišťuje vyšší odolnost proti povětrnosti čelní strany spoje a jeho vyšší estetickou hodnotu. Přeplátování na pokos je kombinací čelního srazu a nárožního přeplátování. Stejně jako přeplátování rovným řezem je spojení nutné zajistit proti posunu.

2.2.7) Kampové spoje (notching joints)

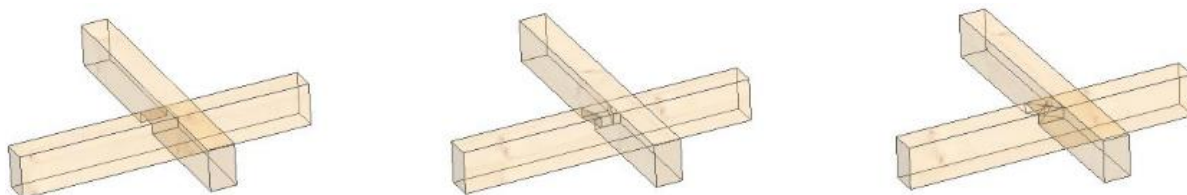
Jedná se o spojení dvou navzájem kolmých nebo šikmých prvků. Provádí se v místech, kde má být průřez prvku méně oslaben a povrchy trámů nemusí být v jedné rovině. Na jednom prvku se vytvoří ve většině případů lůžko, podle Sedláka [11] – hnízdo, druhý prvek je opatřen ozubem, tzv. kampem. Rozměr dosednutí dílců kampových spojů není ve srovnání s přeplátováním součtem hloubek zářezů v jednotlivých prvcích. Podle úhlu připojení se kampové spoje dělí na kolmé a šikmé *Obr. 2.33*, podle počtu zářezů na jednostranné a oboustranné *Obr. 2.34* a podle tvaru zářezu na rovné, rybinovité a křížové *Obr. 2.35*.



Obr. 2.33: Kampové spoje, dělení podle úhlu podélných os prvků:
(a) kolmé, (b) šikmé



Obr. 2.34: Kampové spoje, dělení podle počtu zářezů:
(a) jednostranné, (b) oboustranné jednoduché, (c) oboustranné dvojité



Obr. 2.35: Kampové spoje, dělení podle tvaru zářezu:
(a) rovné, (b) rybinovité, (c) křížové

Kampování jednostranné

Alternativní názvy: CZ – kampování jednostranným přeplátováním [8]; EN – single notching [39], notched joint [40]; DE – Gerader Kamm [8]

Jednostranné kampování přenáší tlaková i tahová namáhání, ale není nijak zajištěn proti horizontálním smykovým silám. Jeden prvek je bez oslabení, druhý prvek je oslaben o kamp. Spoj je vhodné zajistit proti posuvu dodatečným spojovacím prostředkem, například dřevěným kolíkem z tvrdého dřeva. Kampované spoje jsou často používány na spojení kleštiny a vaznice.

Kampování oboustranné

Alternativní názvy: CZ – rovný kamp [8]; EN – double notching [39], cogged joint [60]; DE - Doppelkamm [8]

Tento spoj přenáší tlaková i tahová namáhání, a vlivem zářezů v obou prvcích odolává i vzájemnému posunu prvků od vodorovných smykových sil. Rozlišují se dva možné druhy oboustranného kampování - jednoduché, podle Gernerera [8] - kamp obyčejný, a dvojitý, podle Gernerera [8] - kamp dvojitý.

Kampování rybinovité

Alternativní názvy: CZ – rybinové kampování [8]; EN – dovetail notching [39]; DE - Schwalbenschwanzkamm [8]

Rybinovité kampování umožňuje přenos tlakové i tahové síly, a odolává i smykovému namáhání. Jsou známy dvě možné úpravy rybinovitého kampu, a to s jednostrannou rybinou, podle Gernerera [8] - kamp s rybinou na jedné straně, a s oboustrannou rybinou, podle Gernerera [8] - kamp rybinový.

Výpočet podle Gernerera [8]:

Modifikace z metody výpočtu podle dovolených namáhání na výpočet podle mezních stavů:

Posouzení tahového napětí:

$$\sigma_{t,0,d} = \frac{3N}{bh} \leq f_{t,0,d} \quad (2.74)$$

kde N je rozložená tahová síla do směru kolmého k boku zářezu a h je výška kampu.

Posouzení tlakového napětí:

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{D}{\frac{1}{2}b\frac{1}{5}h} = \frac{10D}{bh} \leq f_{c,90,d} \quad (2.75)$$

Předpokladem pro podchycení normálové síly je uložení prahu zabezpečené proti překlopení.

Příčná síla vertikálně:

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{Q_v}{\left(b + \frac{b}{2}\right) \frac{1}{2} b} = \frac{4Q_v}{3b^2} \leq f_{c,90,d} \quad (2.76)$$

Postup je platný za předpokladu zkosení rybiny na 1/2 šířky prvku a výšky kampu jedné pětiny výšky trámu.

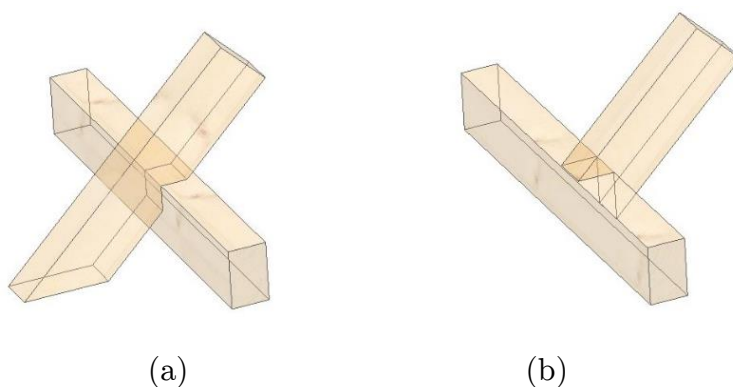
Kampování křížové

Alternativní názvy: DE - Kreuzkamm [8]

Křížová úprava kampu umožňuje zachytit síly tlakové, tahové i smykové. Výroba křížového kampu je technologicky nenáročná, a proto je tento druh kampování často používán v konstrukcích krovů.

2.2.8) Osedlané spoje (birdsmouth joints)

Osedlání je spoj šikmého trámu s vodorovným, kde jsou oba spojované prvky průběžné nebo jeden končící, a jejich těžištové osy jsou mimoběžné. Na spodní straně šikmého trámu je vyříznut žlábek, tzv. sedlo, které dosedne na hranu vodorovného prvku. Maximální hloubka sedla je udávána jako třetina výšky osedlaného prvku. Spoj se zajišťuje hřebem, podle Hájka [9] nárožníkem. Podle tvaru a způsobu vytvoření sedla je osedlání průběžné nebo neprůběžné čelné.



Obr. 2.36: Osedlané spoje: (a) průběžné, (b) neprůběžné

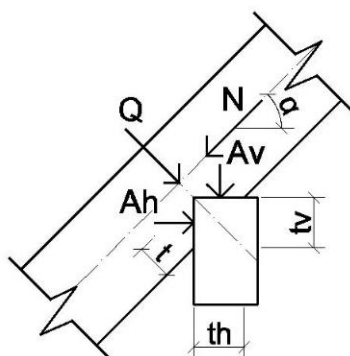
Průběžné osedláni

Alternativní názvy: CZ – zadrápnutí přes pásek na krokvi [8]; EN – bird's mouth joint [40], birdsmouth joint [60]; DE - Überklauungen [8]

Průběžné osedláni, často pouze osedláni, umožňuje přenášet jak tlakové, tak i tahové síly. Proto je vhodný pro spoje krokev – vaznice, kde může docházet k oběma způsobům namáhání od zatížení sáním nebo tlakem větru. Horizontální síly jsou přenášeny pouze třením styčných ploch, proto se většinou osedláni zajišťuje hřebem.

Výpočet podle Gernera [8]:

Modifikace z metody výpočtu podle dovolených namáhání na výpočet podle mezních stavů:



Obr. 2.37: Označení rozměrů a sil pro výpočet

Rozložení veličin stříhu N a Q na horizontální a vertikální složky A_H a A_V :

$$A_V = N \sin \alpha + Q \cos \alpha \quad (2.77)$$

$$A_H = Q \sin \alpha - N \cos \alpha \quad (2.78)$$

Pro vaznici:

$$\sigma \leq f_{c,90,d} \quad (2.79)$$

Pro krokve horizontálně (A_H):

$$\sigma \leq \sigma_\alpha = f_{c,0,d} - (f_{c,0,d} - f_{c,90,d}) \sin \alpha \quad (2.80)$$

Pro krokve vertikálně (A_V):

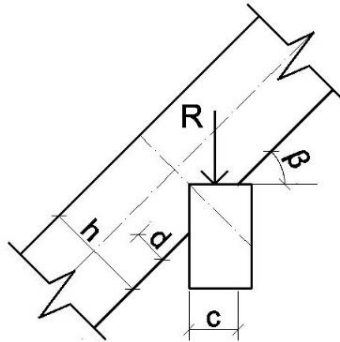
$$\sigma \leq \sigma_{90-\alpha} = f_{c,0,d} - (f_{c,0,d} - f_{c,90,d}) \sin(90^\circ - \alpha) \quad (2.81)$$

$$\min t_h \geq \frac{A_V}{b f_{c,90^\circ-\alpha,d}} \quad (2.82)$$

$$\min t_v \geq \frac{A_H}{b f_{c,\alpha,d}} \quad (2.83)$$

Je třeba prověřit eventuální ohyb v krokvi pro čistý průřez.

Výpočet podle Vinaře [59]:



Obr. 2.38: Označení rozměrů a síly pro výpočet

V osedlání krokve na vaznici ověřujeme napětí v tlaku kolmo k vláknům úložné plochy na vaznici.

$$\sigma_{c,90} = \frac{R}{A_c} \quad (2.84)$$

$$A_c = b c \quad (2.85)$$

$$c = \frac{d}{\sin \beta} \quad (2.86)$$

Neprůběžné osedlání

Alternativní názvy: CZ – zadrápnutí [9], zadrápnutí čelním zářezem [8]; EN – birdsmouth joint [60]; DE - Aufklauungen [8]

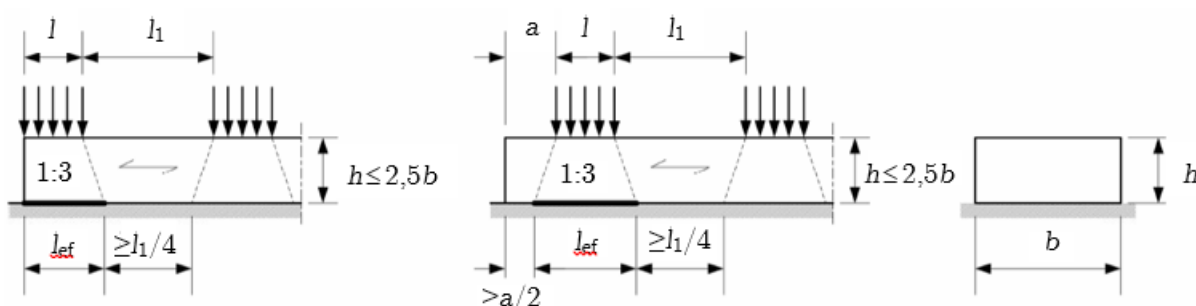
Neprůběžné osedlání, dále zadrápnutí, přenáší zejména tlakové síly. Smykové namáhání je přenášeno zářezem jen ve svislé směru. Koncová úprava neprůběžného prvku je opatřena dvěma na sebe pravoúhlými řezy natočenými podle sklonu připojení. Ke zmenšení excentrického namáhání se nejhlubší místo zářezu provede co nejvíce k těžišťovému středu prvku. K částečnému zajištění polohy ve směru střednice vodorovného prvku se často používají tesařské skoby nebo kovové hřeby.

2.3) Tlak kolmo k vláknům

Výpočet napětí dřevěného prvku kolmo k jeho vláknům prošel v rámci evropského normativního systému Eurokódů několika změnami. Obecně platí, že napětí v tlaku kolmo k vláknům dřeva je možné posoudit následujícím vztahem:

$$\sigma_{c,90,d} \leq k_{c,90} f_{c,90,d} \quad (2.87)$$

kde $f_{c,90,d}$ je návrhová pevnost v tlaku kolmo k vláknům dřeva podle ČSN EN 338 [26], $k_{c,90}$ je součinitel zohledňující uspořádání zatížení, možnost štěpení dřeva a stupeň jeho deformace v tlaku.



Obr. 2.39: Stanovení účinných délek pro prvek s $h \leq 2,5 b$ na průběžné podpěře [13]

Přednorma ENV Eurokódu 5 z roku 1987 definovala charakteristickou hodnotu pevnosti v tlaku kolmo k vláknům dřeva na základě hustoty dřeva:

Výpočet podle přednormy ČSN P ENV 1995-1-1 [98]:

$$f_{c,90,k} = 0,014 \rho_k \quad (2.88)$$

V roce 1995 byl vztah na základě výzkumu Damkildeho, Hoffmeyera a Pedersena [99] upraven:

$$f_{c,90,k} = 0,007 \rho_k \quad (2.89)$$

Hodnoty $k_{c,90}$	$l_1 \leq 150 \text{ mm}$	$l_1 > 50 \text{ mm}$	
		$a \geq 100 \text{ mm}$	$a < 100 \text{ mm}$
$l \geq 150 \text{ mm}$	1	1	1
$150 \text{ mm} > l \geq 15 \text{ mm}$	1	$\sqrt[4]{\frac{150}{l}}$	$1 + \left(\sqrt[4]{\frac{150}{l}} - 1 \right) \frac{a}{100}$
$15 \text{ mm} > l$	1	1,8	$1 + \frac{a}{125}$

Tab. 2.1: Hodnoty $k_{c,90}$ podle ČSN P ENV 1995-1-1 [98]

Únosnost je možné zvětšit prostřednictvím součinitele $k_{c,90}$, je-li zatížená délka l na Obr. 2.39 malá. Hodnoty součinitele $k_{c,90}$ jsou podle přednormy v rozmezí 1,0 - 1,8, viz Tab. 2.1.

Výpočet podle ČSN EN 1995-1-1 [13]:

Součinitel $k_{c,90}$ se má uvažovat 1,0, pokud se nepoužijí postupy podle následujících odstavců. V těchto případech může být použita vyšší předepsaná hodnota $k_{c,90}$ až do mezní hodnoty $k_{c,90}=4,0$.

Pro prvek s výškou $h \leq 2,5 b$, kde soustředná síla s dotykem přes plnou šířku prvku b působí na jednom líci přímo přes průběžnou nebo lokální podpěru na protilehlém líci (viz Obr. 2.39), pro součinitel $k_{c,90}$ platí:

$$k_{c,90} = \left(2,38 - \frac{l}{250} \right) \left(\frac{l_{ef}}{l} \right)^{0,5} \quad (2.90)$$

kde l_{ef} je účinná délka roznesení v mm, viz níže, l je dotyková délka v mm.

Účinná délka roznesení l_{ef} má být stanovena z přímky rozdělení napětí s odklonem od svislice 1:3 po výšce h , ale omezena vzdáleností $a/2$ od každého konce, nebo vzdáleností $l_1/4$ od každé přilehlé tlakové plochy, viz Obr. 2.39.

- účinná délka pro břemena na straně konce prvku – vlevo na Obr. 2.39:

$$l_{ef} = l + \frac{h}{3} \quad (2.91)$$

- jestliže je vzdálenost od okraje soustředěného břemene ke konci prvku $a \geq \frac{2}{3}h$

uprostřed na Obr. 2.39:

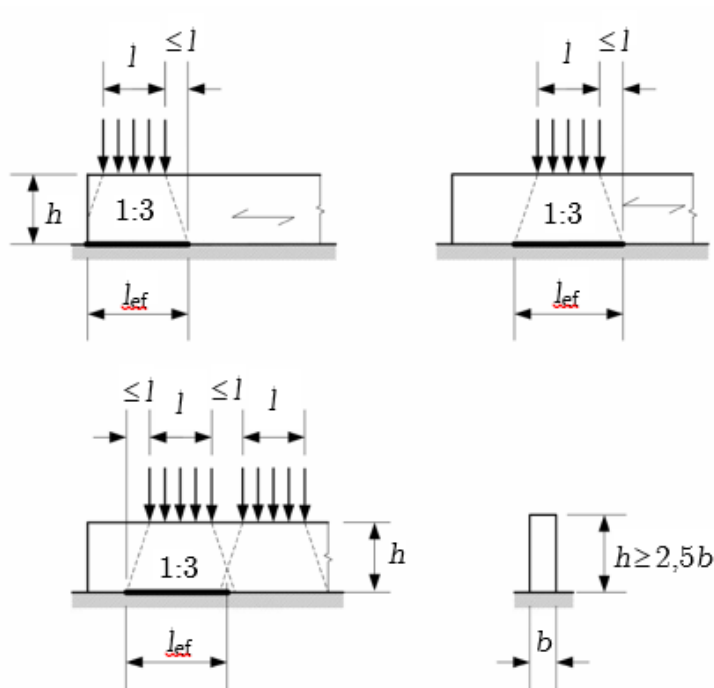
$$l_{ef} = l + \frac{2h}{3} \quad (2.92)$$

kde h je výška prvku nebo 40 mm, podle toho, co je větší.

Pro prvek výšky $h \geq 2,5 b$ zatížený soustředěnou tlakovou silou na jedné straně a průběžnou podpěrou na druhé straně (viz Obr. 2.40) se má součinitel $k_{c,90}$ vypočítat podle vztahu (2.8) za předpokladu, že jsou splněny následující podmínky:

- působící tlaková síla se vyskytuje přes celou šířku prvku b ;
- dotyková délka l je menší než větší z hodnot h nebo 100 mm.

$$k_{c,90} = \frac{l_{ef}}{l} \quad (2.93)$$



Obr. 2.40: Stanovení účinných délek pro prvek s $h \geq 2,5 b$ na průběžné podpěře [13]

V souvislosti se změnou ČSN EN 1995-1-1:2004/A1:2009 [100] byl předchozí návrhový postup na základě výzkumu Blasse a Görlachera [101] nahrazen následujícím:

Výpočet podle ČSN EN 1995-1-1:2004/A1:2009 [100]:

Napětí v tlaku kolmo k vláknům v účinné kontaktní ploše:

$$\sigma_{c,90,d} \leq \frac{F_{c,90,d}}{A_{ef}} \quad (2.94)$$

Účinná kontaktní plocha kolmo k vláknům A_{ef} se má stanovit s uvážením účinné kontaktní délky rovnoběžně s vlákny, kde skutečná délka l se na každé straně zvětší o 30 mm, avšak ne více než a , l nebo $l_1/2$ viz Obr. 2.39.

Hodnota součinitele $k_{c,90}$ se má uvažovat 1,0, pokud se nepoužijí postupy podle následujících odstavců. V těchto případech může být použita vyšší předepsaná hodnota součinitele $k_{c,90}$, až do mezní hodnoty $k_{c,90} = 1,75$.

Pro prvky na průběžných podpěrách, za předpokladu, že $l_1 \geq 2h$, viz Obr. 2.39, se má hodnota $k_{c,90}$ uvažovat:

- $k_{c,90} = 1,25$ pro rostlé jehličnaté dřevo
- $k_{c,90} = 1,5$ pro lepené lamelové jehličnaté dřevo

2.4) Tlak šikmo k vláknům

Hlavním předpokladem autorova návrhu alternativních detailů je využití pevnosti v tlaku šikmo k vláknům, která umožní dosáhnout vyšší tuhosti a únosnosti spoje. Podle Hankinsonovy teorie [75] je možné přibližně určit pevnost dřeva v tlaku šikmo k jeho vláknům.

Stejně jako v případě tlaku kolmo k vláknům prošel vztah pro posouzení napětí šikmo k vláknům v rámci evropského normativního systému Eurokódů jistým vývojem. Výpočetní vztah pro posouzení napětí šikmo k vláknům vychází z pevností dřeva v tlaku rovnoběžně a kolmo k vláknům.

Výpočet podle přednormy ČSN P ENV 1995-1-1 [98]:

$$\sigma_{c,\alpha,d} \leq \frac{f_{c,0,d}}{\frac{f_{c,0,d}}{f_{c,90,d}} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (2.95)$$

kde α je úhel seříznutí (odklonu od roviny kolmé na průběh vláken dřeva).

Výpočet podle ČSN EN 1995-1-1 [13]:

$$\sigma_{c,\alpha,d} \leq \frac{f_{c,0,d}}{\frac{f_{c,0,d}}{k_{c,90} f_{c,90,d}} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (2.96)$$

Výpočet podle ČSN 73 1702 [29]:

$$\frac{\sigma_{c,\alpha,d}}{f_{c,\alpha,d}} \leq 1 \quad (2.97)$$

$$\sigma_{c,\alpha,d} = \frac{F_{c,\alpha,d}}{A_{ef}} \quad (2.98)$$

A_{ef} je účinná plocha – ve směru vláken se plocha rozšíří o max. 30 mm.

$$k_{c,\alpha} = 1 + (k_{c,90} - 1) \sin \alpha \quad (2.99)$$

$$f_{c,\alpha,d} = \frac{f_{c,0,d}}{\sqrt{\left(\frac{f_{c,0,d}}{f_{c,90,d}} \sin^2 \alpha\right)^2 + \left(\frac{f_{c,0,d}}{1,5 f_{v,d}} \sin \alpha \cos \alpha\right)^2 + \cos^4 \alpha}} \quad (2.100)$$

Alternativní tesařský detail je navržen tak, aby se pevnost v obou spojovaných prvcích vyčerpávala jednotněji. Pravý úhel kolmého lípnutí je rozdělen na polovinu. Úhel seřiznutí vláken je tedy 45° .

V případě, že součinitel $k_{c,90}$ je roven konzervativní hodnotě 1,0, je výsledná pevnost šikmo k vláknům pro třídu C24 podle [26]:

$$f_{c,\alpha,k} = \frac{21}{\frac{21}{1 \cdot 2,5} \sin^2 45^\circ + \cos^2 45^\circ} = 4,5 \text{ MPa} \quad (2.101)$$

2.5) Vybrané tesařské detaily

V disertační práci se autor soustředí na kolmé lípnutí a jeho dvě alternativní řešení, která zvyšují tuhost spoje ve směru zatížení. Předpokladem zkoumání je spojitě podepřený vodorovný prvek, který je vystaven namáhání v tlaku kolmém na vlákna dřeva. Spojité podepření vodorovného prvku je možné zaznamenat např. v základových prazích u hrázděných staveb, lehkých i těžkých skeletových konstrukcí nebo u staveb roubeného typu, viz *Obr 2.41*.

U větších příčných profilů konstrukčních prvků je časté nahrazení kolmého lípnutí kolmým čepovým spojem. Ten pak bývá zajištěn spojovacím prostředkem kolíkového typu (obvykle dřevěným kolíkem z tvrdého listnatého dřeva).

Vzhledem k ortotropním vlastnostem dřeva jsou pevnosti v tlaku rovnoběžně a kolmo k vláknům násobně rozdílné. Z tohoto faktu plyne, že v případě kolmého lípnutí vyčerpá dřevěný prvek zatížený kolmo k jeho vláknům svoji pevnostní kapacitu dříve, nežli prvek zatížený rovnoběžně s vlákny dřeva. Obvykle se tento jev projevuje zvýšenou deformací kolmo zatíženého prvku v místě spoje. To s sebou přináší řadu problémů, např. praskliny v kontaktním zateplovacím systému u lehkých skeletů.

Autor z tohoto důvodu navrhuje dvě alternativní řešení, která zvyšují tuhost spoje ve směru zatížení.



Obr. 2.41: Příklady staveb se spojitě podepřenými základovými prahy¹

¹ Zdroj obrázků: https://cs.wikipedia.org/wiki/Hrázděná_stavba
<http://drevostavby-zahradni-domky.cz/stavba-drevostavby/>
<https://docplayer.cz/46817424-Mendelova-univerzita-v-brne.html>
<http://www.northmen.com/en/gallery/photos/other/the-birth-of-a-wooden-house>

3) Cíle práce

Cílem disertační práce je podpořit praktické navrhování o stanovení metodiky (analytického modelu) pro statický návrh vybraných tesařských detailů.

Pro dosažení vytyčeného cíle slouží několik výzkumných prostředků. Laboratorní experimenty jednotlivých částí konstrukce v místě spojení ve skutečném měřítku jsou nejprůkaznější metodou pro ověření únosnosti spojů. Dalším vhodným nástrojem pro stanovení mechanického chování tradičních dřevěných detailů je numerická analýza s využitím metody konečných prvků.

3.1) Experimentální část

Cílem této části je provedení tlakových zkoušek na malých vzorcích pro určení relevantních materiálových vlastností dřeva použitého pro výrobu tesařských spojů.

Vybrané tesařské spoje budou experimentálně testovány pro ověření analytického modelu a pro validaci numerického modelu. Během experimentu budou zaznamenávány posuny ve spoji a velikosti působících sil. Testování spojů bude probíhat ve více sadách měření v souvislosti s délkou otláčovaného dřevěného prvku a způsobu provedení spoje.

3.2) Numerický model

Metoda konečných prvků (MKP, FEM – finite element method) užívaná pro řešení různých inženýrských i vědecko-výzkumných problémů bude aplikována pro výpočet účinků statického zatížení na tesařské spoje. Na základě výsledků materiálových zkoušek bude do modelu spoje implementován vhodný materiálový model. Numerické modely budou validovány pomocí naměřených hodnot při laboratorních testech.

3.3) Analytický model

Analytické modely tesařských spojů budou vytvořeny v souvislostech současného normativního systému Eurokódů a budou tak vhodné pro použití v inženýrské praxi. Při tvorbě těchto analytických modelů bude využita metoda komponent, která je s úspěchem používána při výpočtu ocelových styčníků i tesařských spojů, např. Wald [71]. Výsledky analytických modelů prezentovaných v této práci budou porovnávány s výstupy numerických modelů a experimentálními výsledky.

4) Experimenty

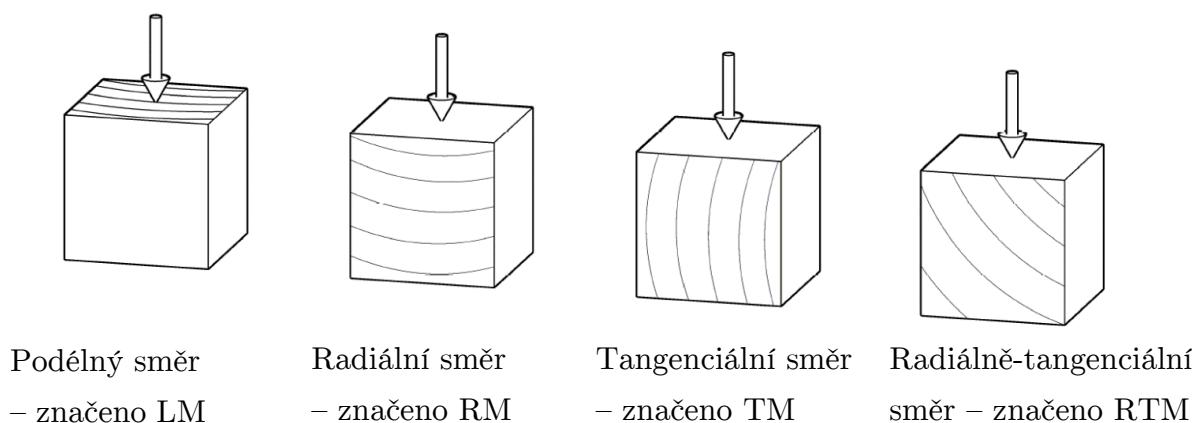
Vybrané materiálové vlastnosti byly testovány pomocí tlakových mechanických zkoušek ve dvou sadách. Testování probíhalo ve zkušební laboratoři Katedry ocelových a dřevěných konstrukcí, Fakulty stavební, ČVUT v Praze. Materiálové zkoušky proběhly v roce 2014.

Testování tesařských spojů probíhalo ve dvou etapách. V první etapě byly spoje zkoušeny ve stejné laboratoři jako v případě testování materiálových vlastností. V druhé etapě byly vzorky ve větším počtu zkoušeny v laboratoři Experimentálního centra, Fakulty stavební, ČVUT v Praze. Zkoušky spojů probíhaly v letech 2014 a 2015.

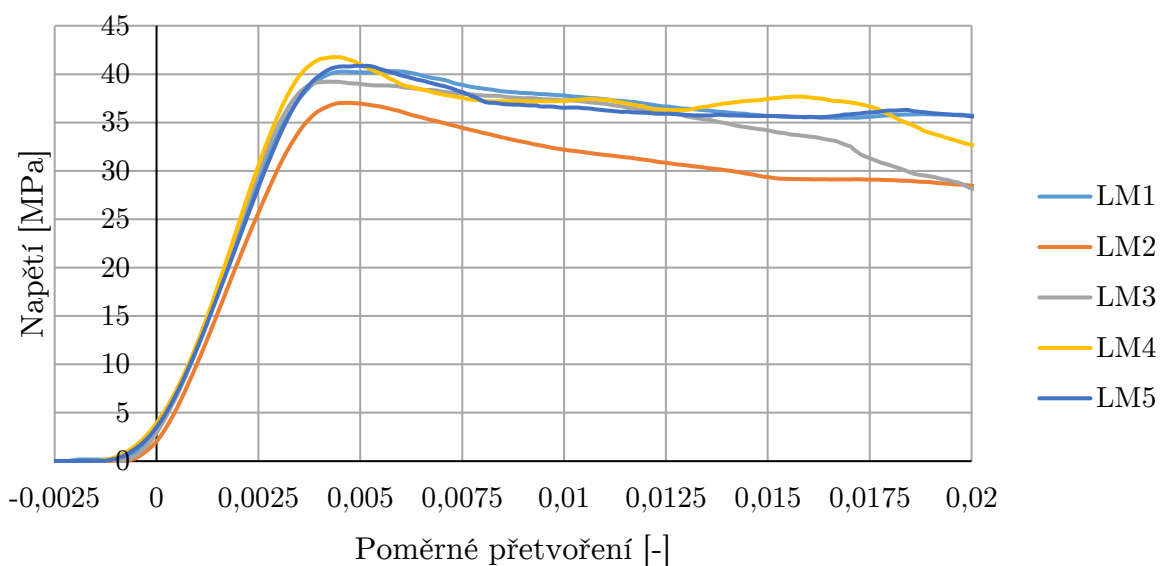
4.1) Materiálové zkoušky

Výsledky materiálových zkoušek byly využity pro tvorbu materiálového modelu v numerickém i analytickém výpočtu. Materiálové tlakové zkoušky byly provedeny na zatěžovacím stroji MTS Q Test 100 (maximální síla 100 kN). Experiment byl řízen posunem s rychlostí 1,5 mm/min. Hodnoty sil a posunů představovaly hlavní měřené veličiny. Teplota v laboratoři byla v průběhu zkoušek naměřena 21°C a relativní vlhkost vzduchu 60 %. Vzorky byly klimatizovány na 12% vlhkost při teplotě 20°C a relativní vlhkosti vzduchu 65 %.

V první etapě byly zkoušeny smrkové krychle s rozměry 30 x 30 x 30 mm. Celkem bylo testováno celkem 20 kusů těchto krychlí. Tlakové zkoušky byly provedeny na čtyřech sériích vzorků podle orientace vláken dřeva – podélné, radiální, tangenciální a radiálně-tangenciální uspořádání. Toto uspořádání a způsob značení vzorků je patrný z Obr. 4.1. Každá série obsahovala 5 vzorků. Výsledky experimentu jsou prezentovány níže.



Obr. 4.1: Uspořádání a značení vzorků pro materiálové zkoušky



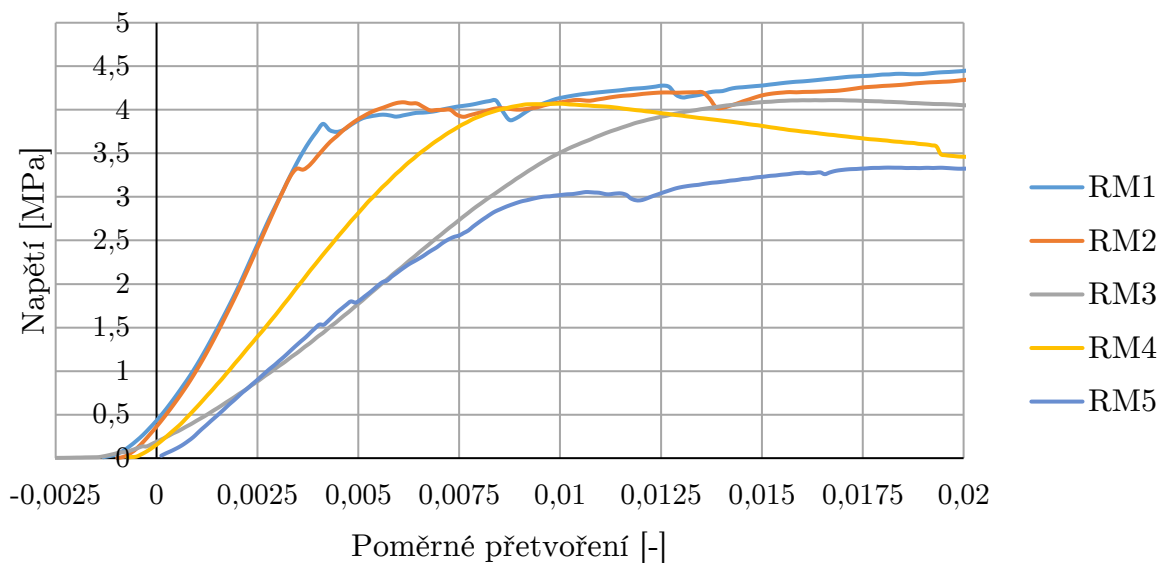
Obr. 4.2: Závislost poměrného přetvoření na napětí vzorků zatížených podél směru vláken dřeva

Křivky pracovních diagramů jsou kvůli počátečnímu dosednutí tlačného kloubu testovacího zařízení posunuty doleva tak, aby tečny v lineární větvi procházely nulovou hodnotou na obou osách diagramu. Všech pět zkoušených vzorků v podélném směru má velmi podobný pracovní diagram, viz Obr. 4.2. Pružná část grafu je u všech vzorků téměř totožná. Lineární chování vzorků se projevuje takřka až do dosažení maximálního zatížení. Plastická část pracovního diagramu má klesající tendenci. Materiálové charakteristiky vzorků se zatěžováním ve směru podél vláken dřeva jsou prezentovány v Tab. 4.1.

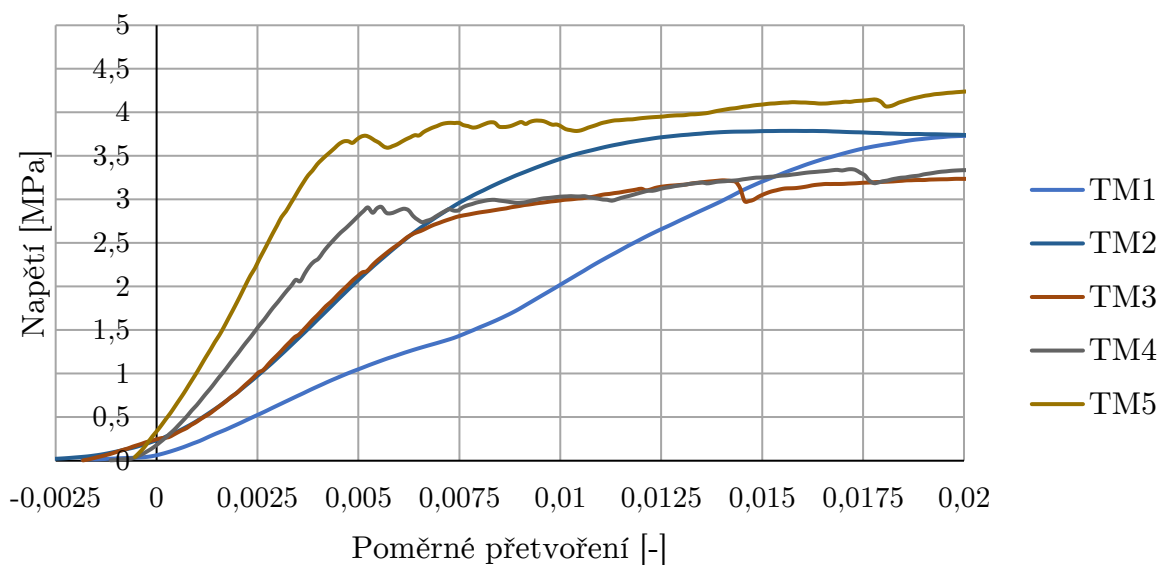
Označení zkušebního vzorku	Modul pružnosti [MPa]	Maximální napětí [MPa]
LM1	11 716	40,30
LM2	10 292	37,03
LM3	11 995	39,22
LM4	12 189	41,75
LM5	11 345	40,86

Tab. 4.1: Materiálové charakteristiky jednotlivých vzorků získaných z tlakové zatěžovací zkoušky – zatížení podél vláken dřeva

Průměrná hodnota modulu pružnosti v tlaku rovnoběžně s vlákny dřeva je 11 507 MPa a průměr z hodnot maximálního napětí, kterých bylo dosaženo při tlakových zkouškách je roven 39,83 MPa.



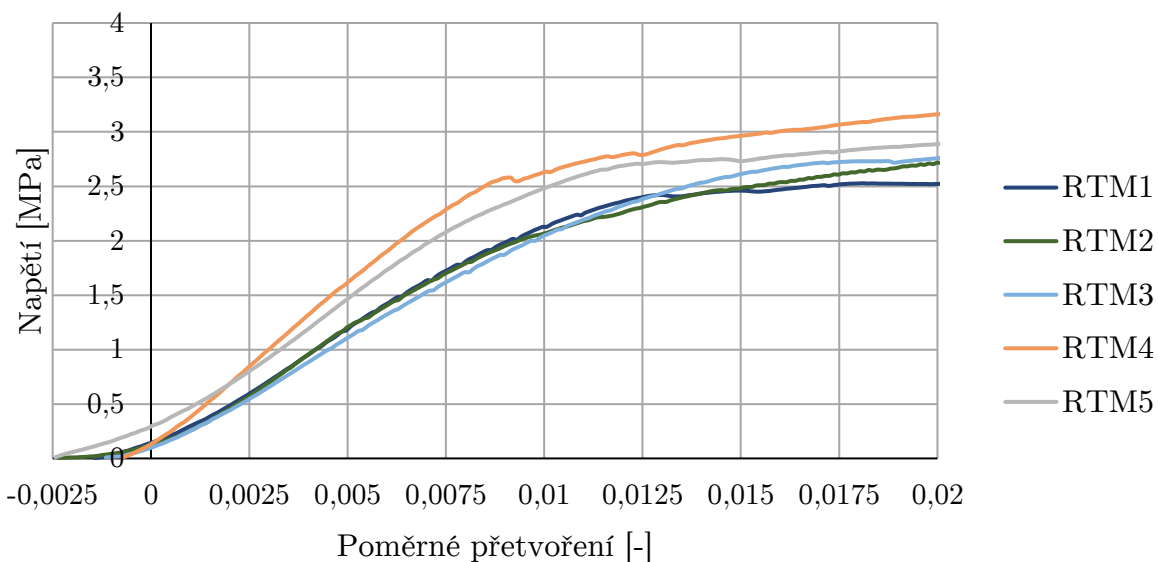
Obr. 4.3: Závislost poměrného přetvoření na napětí vzorků zatížených kolmo na směr vláken dřeva - radiálně



Obr. 4.4: Závislost poměrného přetvoření na napětí vzorků zatížených kolmo na směr vláken dřeva – tangenciálně

Z Obr. 4.3 a Obr. 4.4 je patrný značný rozptyl průběhů závislostí poměrného přetvoření na napětí. Vypočtené moduly pružnosti jednotlivých vzorků jsou prezentovány v Tab. 4.2. Mez elasticity (yield stress/ yield point) vzorků zatěžovaných v radiálním a tangenciálním směru je přibližně v intervalu od 2,5 do 4 MPa. Plastická část pracovního diagramu jednotlivých vzorků má většinou mírně rostoucí tendenci. Menší rozptyl výsledků je v případě zatěžování vzorků v radiálně-tangenciálním směru, viz Obr. 4.5. U těchto vzorků je mez elasticity přibližně mezi 2 a 2,5 MPa a plastická

větev pracovního diagramu má opět mírně rostoucí tendenci. Zkušební vzorky zatěžované v radiálně-tangenciálním směru vykazují menší tuhost oproti vzorkům zatěžovaným pouze v radiálním nebo tangenciálním směru. Vypočtené moduly pružnosti dřeva pro radiálně-tangenciální směr jsou uvedené v Tab. 4.2. Průměrná hodnota modulu pružnosti v tlaku kolmo vláknům dřeva je 467 MPa



Obr. 4.5: Závislost poměrného přetvoření na napětí vzorků zatížených kolmo na směr vláken dřeva – radiálně-tangenciální

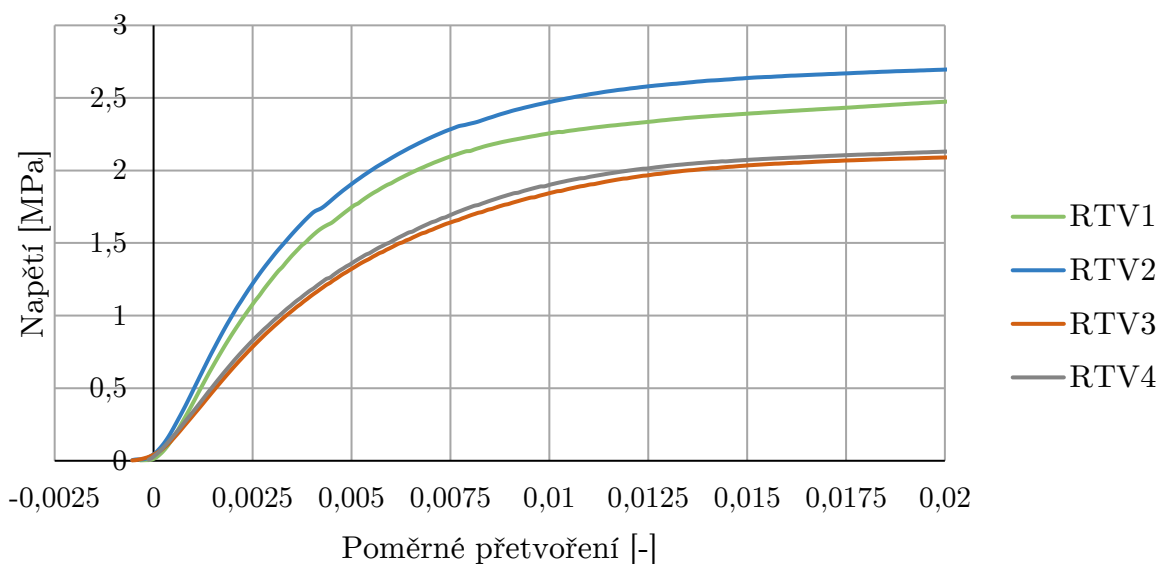
Označení zkušebního vzorku	Modul pružnosti [MPa]	Označení zkušebního vzorku	Modul pružnosti [MPa]	Označení zkušebního vzorku	Modul pružnosti [MPa]
RM1	970	TM1	200	RTM1	220
RM2	951	TM2	415	RTM2	215
RM3	359	TM3	425	RTM3	204
RM4	564	TM4	605	RTM4	315
RM5	361	TM5	914	RTM5	281

Tab. 4.2: Moduly pružnosti v tlaku jednotlivých vzorků získaných z tlakové zatěžovací zkoušky – zatížení kolmo k vláknům dřeva – radiální, tangenciální a radiálně-tangenciální směr

Ve druhé etapě materiálových zkoušek byly testovány smrkové hranoly o rozměrech 60 x 120 x 80 mm. Příčný profil těchto hranolů - 60/120 mm odpovídá profilu horizontálního prvku spojů, o kterých je referováno v dalších částech této práce. Materiálové zkoušky hranolů byly uskutečněny pro porovnání s výsledky zkoušek

na krychlích 30 x 30 x 30 mm. Jedná se o porovnání rozměrového účinku vzorků, tzv. „size effect“.

Tlakové zkoušky dřevěných hranolů byly provedeny na čtyřech vzorcích s označením RTV. Tyto vzorky byly zatěžovány vždy ve směru kolmo na vlákna dřeva, a sice v směru radiálně-tangenciálním. Zatěžována byla horní plocha hranolu. Rozměry zatěžované plochy jsou 60 x 80 mm. Výsledky experimentů jsou prezentovány níže.



Obr. 4.6: Závislost poměrného přetvoření na napětí vzorků zatížených kolmo na směr vláken dřeva – radiálně-tangenciální

Vzorky s rozměry 60 x 120 x 80 mm vykazují průměrně větší modul pružnosti, ale menší tuhost v plastické části grafu v porovnání se vzorky s rozměry 30 x 30 x 30 mm (v radiálně-tangenciálním směru zatížení). Moduly pružnosti větších vzorků jsou uvedené v Tab. 4.3.

Označení zkušební vzorku	Modul pružnosti [MPa]
RTV1	436
RTV2	504
RTV3	300
RTV4	316

Tab. 4.3: Moduly pružnosti v tlaku jednotlivých vzorků získaných z tlakové zatěžovací zkoušky – zatížení kolmo k vláknům dřeva – radiálně-tangenciální směr

4.2) Zkoušky spojů

V rámci experimentální části této práce byl testován tradiční detail kolmého lípnutí a jeho dvě alternativní řešení. Kolmé lípnutí je jednoduchý tesařský detail, kdy spojované prvky nejsou opatřeny žádnou speciální úpravou jejich čel ani boků. Přenos zatížení je umožněn prostřednictvím plochy kolmo seříznutého čela jednoho prvku. Zatížení se přenáší kontaktní plochou tohoto čela do boku druhého spojovaného prvku.

Spoj je obvykle zajištěn tesařskou skobou, příložkami, nebo jiným vhodným zajišťujícím prostředkem. Výpočetní modely kolmého lípnutí i jeho alternativ jsou v této práci konzervativně uvažovány bez zajišťujících prostředků. Autor předpokládá, že vliv těchto prostředků je pozitivní na únosnost spoje.

Bočně zatěžovaný prvek kolmého lípnutí je namáhán tlakem kolmo k vláknům. Dřevěný prvek, jehož podélná osa je rovnoběžná se směrem zatížení, je namáhán tlakem rovnoběžně s vlákny dřeva. Vzhledem k ortotropním vlastnostem dřeva je pevnost v těchto směrech násobně rozdílná, viz (4.1) podle ČSN EN 338 [26] – uvažována třída konstrukčního dřeva C24.

$$f_{c,0,k} = 21 \text{ MPa}; f_{c,90,k} = 2,5 \text{ MPa} \quad (4.1)$$

kde $f_{c,0,k}$ je charakteristická pevnost v tlaku rovnoběžně s vlákny a $f_{c,90,k}$ je charakteristická pevnost v tlaku kolmo na vlákna.

Z tohoto faktu plyne, že v případě kolmého lípnutí vyčerpá dřevěný prvek zatížený kolmo k jeho vláknům dříve svoji pevnostní kapacitu, nežli prvek zatížený rovnoběžně s vlákny dřeva. Obvykle se tento jev projevuje zvýšenou deformací kolmo zatíženého prvku v místě spoje.

Hlavním předpokladem autorova návrhu alternativních detailů je využití pevnosti v tlaku šikmo k vláknům, která umožní dosáhnout vyšší tuhosti a únosnosti spoje. Podle Hankinsonovy teorie [75] je možné přibližně určit pevnost dřeva v tlaku šikmo k jeho vláknům. Charakteristická pevnost v tlaku šikmo k vláknům se podle Eurokódu 5 [13] stanoví následovně:

$$f_{c,\alpha,k} = \frac{f_{c,0,k}}{\frac{f_{c,0,k}}{k_{c,90} f_{c,90,k}} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (4.2)$$

kde $k_{c,90}$ je součinitel zohledňující uspořádání zatížení, možnost štěpení dřeva a stupeň jeho deformace v tlaku a α je úhel mezi směrem napětí a vláken dřeva.

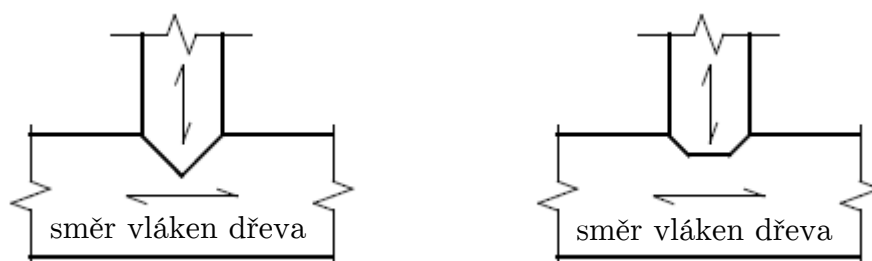
Alternativní tesařský detail je navržen tak, aby se pevnost v obou spojovaných prvcích vyčerpávala jednotněji. Pravý úhel kolmého lípnutí je rozdělen na polovinu. Úhel seříznutí vláken je tedy 45°.

V případě, že součinitel $k_{c,90}$ je roven 1 (konzervativní hodnota podle EC 5 [13]), je výsledná pevnost šikmo k vláknům pro třídu C24:

$$f_{c,\alpha,k} = \frac{21}{\frac{21}{1 \cdot 2,5} \sin^2 45^\circ + \cos^2 45^\circ} = 4,5 \text{ MPa} \quad (4.3)$$

Spoj využívající pevnost v tlaku šikmo k vláknům je opatřen zářezem v podobě klínu. Detail je výrobně jednoduchý a technologicky nenáročný. Předpokládá se využití v místech konstrukce, kde je prvek se zářezem spojitě podepřen, např. základový práh lehkého dřevěného skeletu. Prvek je v místě spojení oslaben o zářez, a proto má v místě oslabení menší plochu, průřezový modul i moment setrvačnosti v porovnání s kolmým lípnutím při zachování příčných profilů spojovaných prvků.

Oslabení dřevěných prvků v místě spoje je obecně nevýhodou tesařsky provedených detailů. Další alternativa pro kolmé lípnutí je podobný spoj jako v předchozím případě s rozdílem částečného zářezu a tím i menšího oslabení spojovaného prvku. Obě výše popsané alternativy jsou schematicky vyobrazeny na Obr. 4.7.

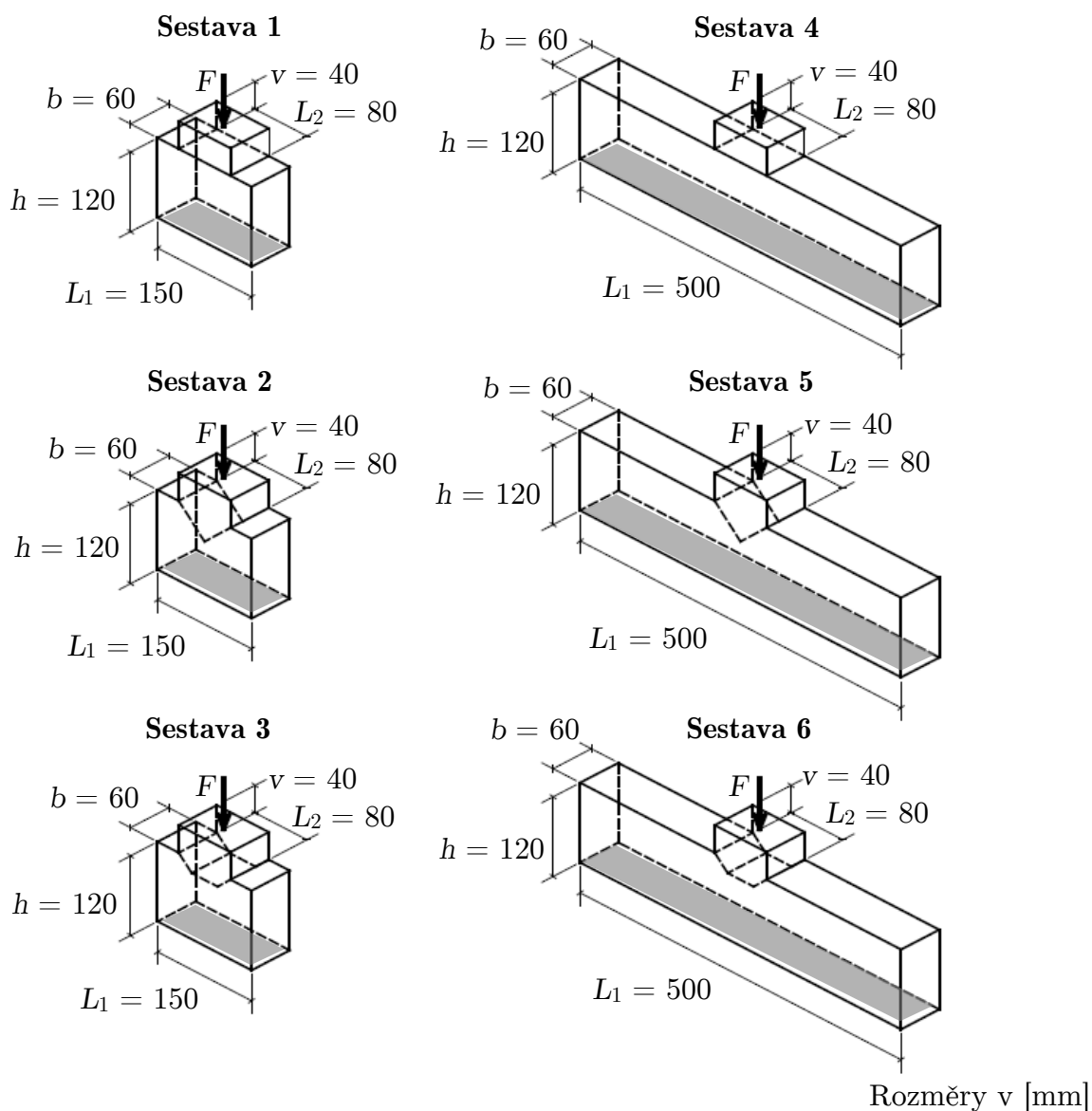


Obr. 4.7: Schéma alternativních detailů – vlevo spoj se zářezem, vpravo spoj s částečným zářezem (polovina výšky původního zářezu)

Laboratornímu zkoušení spojů byly podrobeny dvě sady zkušebních sestav. Příčný průřez všech vodorovných trámů měl rozměr 60 x 120 mm. Délka těchto prvků první sady měřila 150 mm a druhé sady 500 mm. Svislé prvky měly profil 60 x 80 mm. Jejich délka se odvíjela od typu spoje v intervalu od 40 mm do 80 mm. Každá sada obsahovala všechny tři typy spojů – kolmé lípnutí a dvě alternativní řešení.

Zkoušky probíhaly ve dvou etapách. V první etapě byly zkoušeny sestavy kolmého lípnutí a spoje s úplným zářezem. Byly testovány spoje s oběma délkami vodorovných prvků. Každá varianta byla v této etapě zastoupena dvěma zkušebními sestavami.

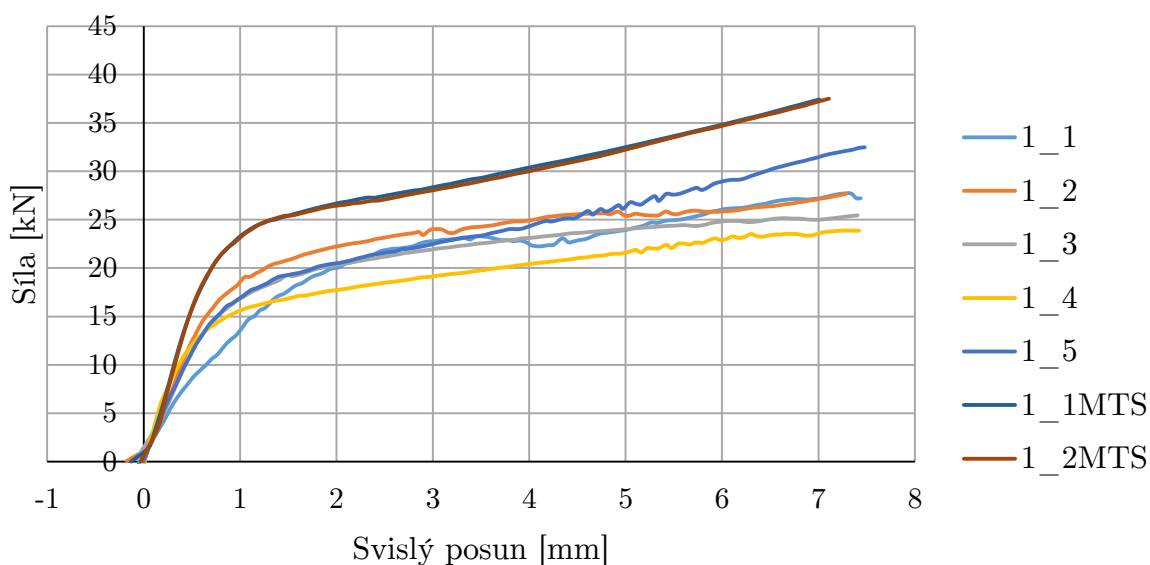
Zkoušky byly provedeny na zatěžovacím stroji MTS Q Test 100. Experiment byl řízen posunem s rychlostí zatěžování 1,5 mm/min. Hodnoty tlakových sil a posunů představovaly hlavní měřené veličiny. Teplota v laboratoři byla v průběhu zkoušek naměřena 21°C a relativní vlhkost vzduchu 60 %. Vzorky byly klimatizovány na 12% vlhkost při teplotě 20°C a relativní vlhkosti vzduchu 65 %. Ve druhé etapě bylo zkoušeno 5 zkušebních sestav od každé varianty spoje, které jsou znázorněné na Obr. 4.8. Spoje druhé etapy byly testovány se stejnými podmínkami jako spoje v první etapě, pouze se změnou zatěžovacího zařízení - Inova AH 100 200 M060. Podepření spojů bylo ve všech případech spojitě po celé spodní ploše vodorovného prvku.



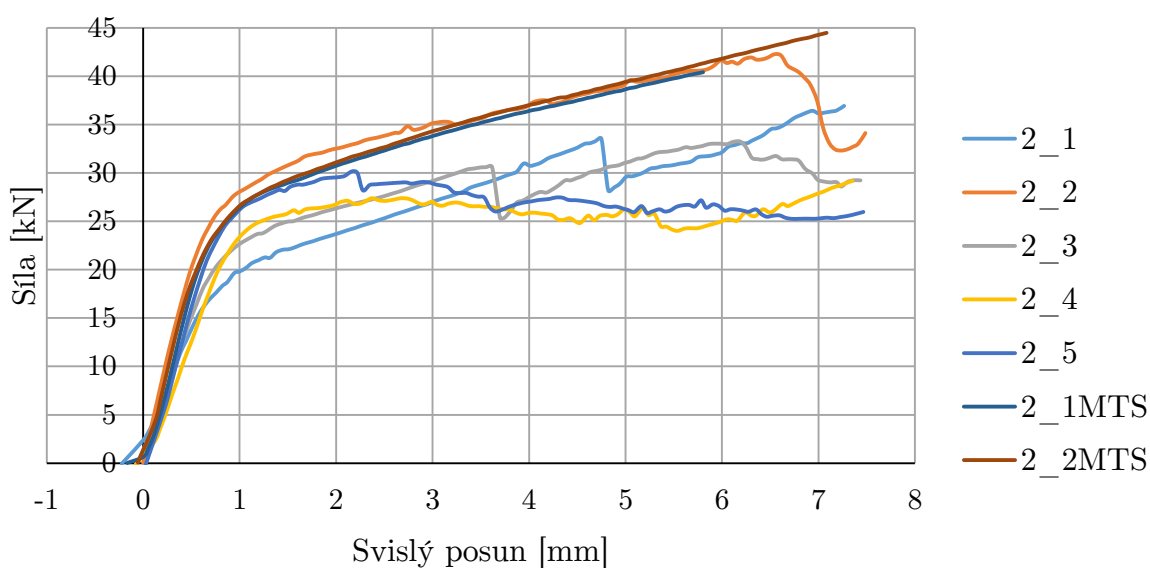
Obr. 4.8: Zkušební sestavy spojů, rozměry a označení

V případě spoje s úplným zářezem je hloubka oslabení vodorovného prvku 40 mm a u spoje s částečným zářezem je oslabení poloviční, tedy 20 mm.

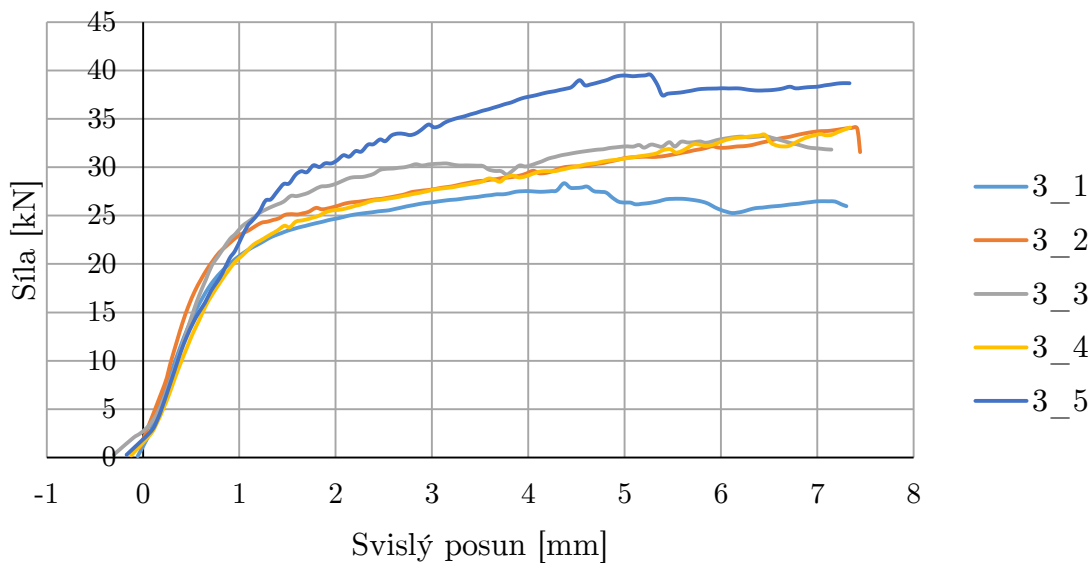
Závislosti svislého posunu na působící síle u spojů s délkou vodorovného prvku 150 mm jsou prezentovány na *Obr. 4.9*, *Obr. 4.10* a *Obr. 4.11*. Hodnoty svislého posunu jsou vtažené k horní ploše svislého prvku. Sestavy spojů označené MTS jsou vzorky z první etapy laboratorních zkoušek.



Obr. 4.9: Výsledky experimentů spojů – kolmé lípnutí, délka vodorovného prvku 150 mm

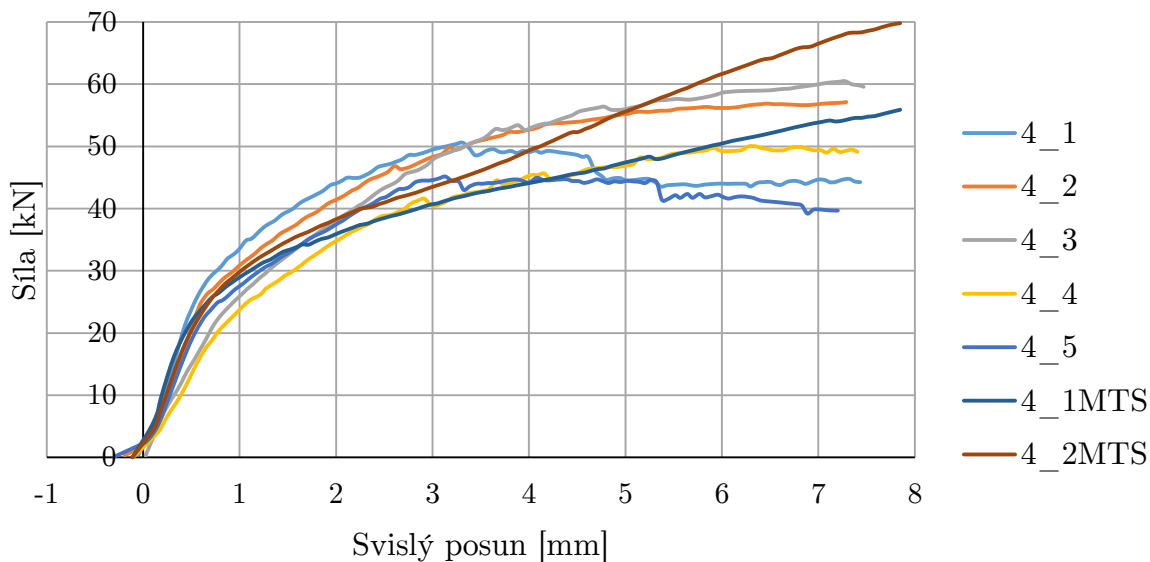


Obr. 4.10: Výsledky experimentů spojů – alternativní spoj s úplným zářezem, délka vodorovného prvku 150 mm

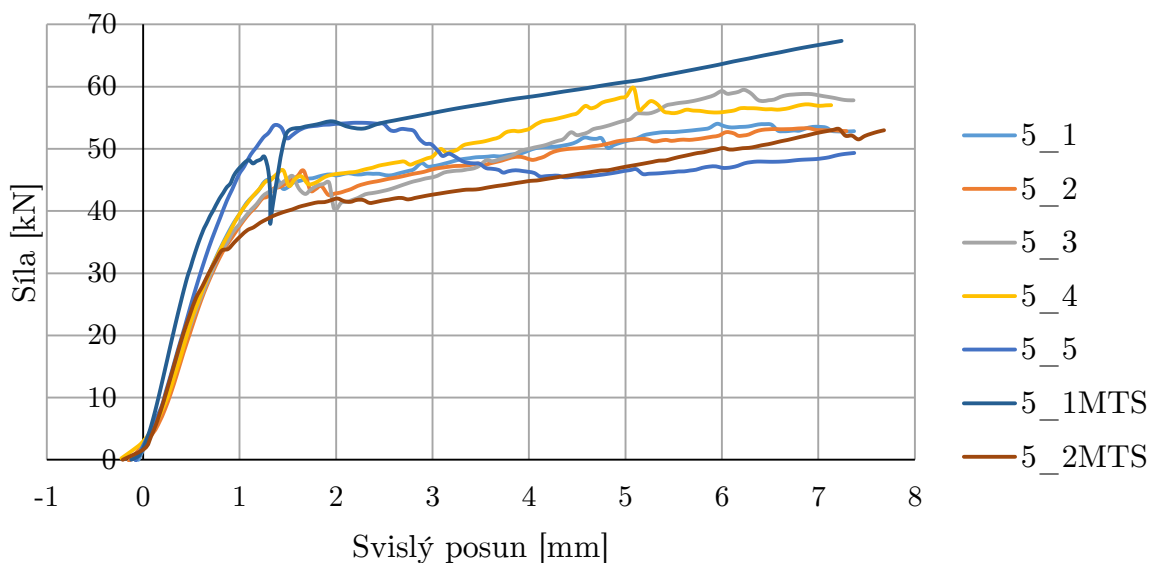


Obr. 4.11: Výsledky experimentů spojů – alternativní spoj s částečným zářezem, délka vodorovného prvku 150 mm

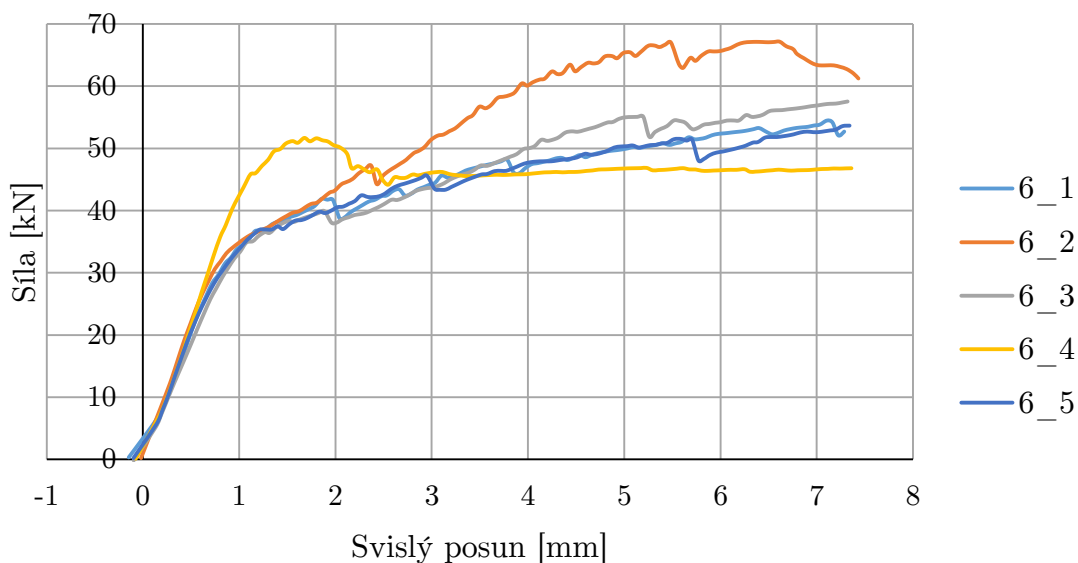
Závislosti svislého posunu na působící síle u spojů s délkou vodorovného prvku 500 mm jsou prezentovány na Obr. 4.12, Obr. 4.13 a Obr. 4.14. Zkušební sestavy s delším vodorovným prvkem vykazují obecně vyšší únosnost i tuhost spoje.



Obr. 4.12: Výsledky experimentů spojů – kolmé lípnutí, délka vodorovného prvku 500 mm



Obr. 4.13: Výsledky experimentů spojů – alternativní spoj s úplným zářezem, délka vodorovného prvku 500 mm



Obr. 4.14: Výsledky experimentů spojů – alternativní spoj s částečným zářezem, délka vodorovného prvku 500 mm

Vypočtené tuhosti všech zkoušených sestav spojů v elastické oblasti jsou uvedeny v Tab. 4.4., Tab. 4.5 a Tab. 4.6. Je možné konstatovat, že průměrně nejnižší tuhost vykazují tradiční řešení spoje – kolmé lípnutí. Nejvyšší tuhost je zaznamenána u sestav alternativního spoje s úplným zářezem.

Označení testované sestavy	Tuhost spoje [kN/mm]	Označení testované sestavy	Tuhost spoje [kN/mm]	Označení testované sestavy	Tuhost spoje [kN/mm]
1_1	13,1	2_1	28,4	3_1	29,2
1_2	24,4	2_2	36,2	3_2	30,6
1_3	20,8	2_3	29,2	3_3	28,0
1_4	20,5	2_4	25,3	3_4	25,0
1_5	20,2	2_5	31,8	3_5	27,5
1_1MTS	31,1	2_1MTS	34,2		
1_2MTS	29,8	2_2MTS	36,3		

Tab. 4.4: Tuhosti v pružné oblasti jednotlivých sestav spojů získaných z tlakové zatěžovací zkoušky – délka vodorovného prvku 150 mm

Označení testované sestavy	Tuhost spoje [kN/mm]	Označení testované sestavy	Tuhost spoje [kN/mm]	Označení testované sestavy	Tuhost spoje [kN/mm]
4_1	47,7	5_1	44,3	6_1	40,6
4_2	39,5	5_2	41,8	6_2	41,0
4_3	29,6	5_3	43,9	6_3	37,0
4_4	26,2	5_4	41,6	6_4	44,3
4_5	35,9	5_5	50,5	6_5	39,6
4_1MTS	45,5	5_1MTS	64,9		
4_2MTS	41,8	5_2MTS	48,6		

Tab. 4.5: Tuhosti v pružné oblasti jednotlivých sestav spojů získaných z tlakové zatěžovací zkoušky – délka vodorovného prvku 500 mm

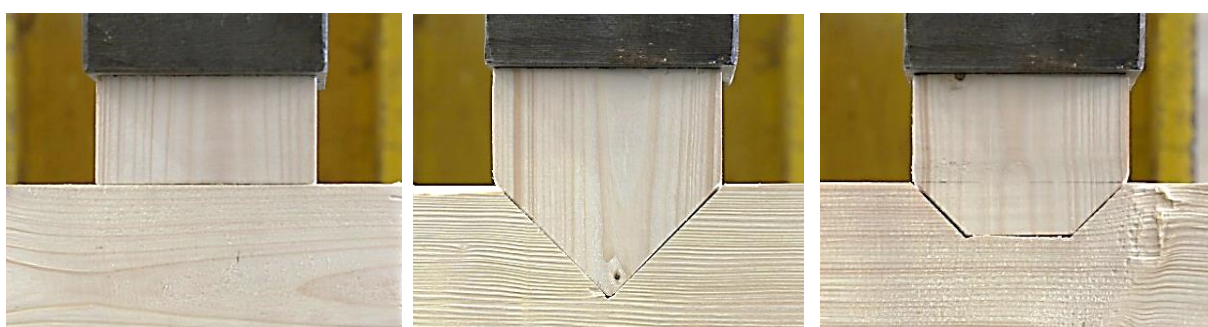
Označení testované sestavy	Průměrná tuhost spoje [kN/mm]	Nárůst tuhosti [%]	Prům. síla při posunu 3 mm [kN]	Nárůst síly [%]	Označení testované sestavy	Průměrná tuhost spoje [kN/mm]	Nárůst tuhosti [%]	Prům. síla při posunu 3 mm [kN]	Nárůst síly [%]
1	22,8	-	23,78	-	4	38,0	-	44,85	-
2	31,6	39	30,68	29	5	47,9	26	48,04	7
3	28,1	24	29,25	23	6	40,5	7	46,16	3

Tab. 4.6: Výsledky experimentů spojů

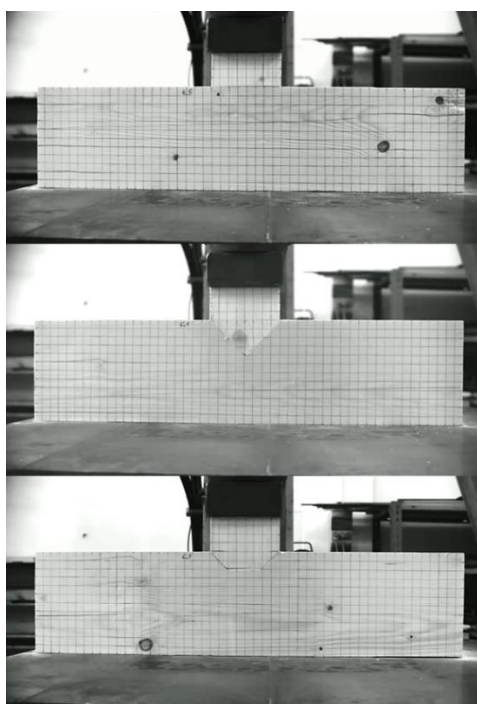
U spojů s délkou vodorovného prvku 500 mm bylo ve všech případech patrné porušení v tahu kolmo k vláknům na čelech těchto vodorovných prvků. Tento jev však není v reálných podmínkách stavební konstrukce významný, vzhledem k větším délkám vodorovných prvků (resp. tlačných kolmo na vlákna dřeva).

Na *Obr. 4.15* jsou zachyceny detailně všechny tři zkoumané typy opracování spojů z bočního pohledu. Síla byla do spoje vnášena přes ocelovou desku umístěné na horní ploše svislého dřevěného prvku.

Testované sestavy spojů s délkou vodorovných prvků 500 mm jsou patrné na *Obr. 4.16*. Podepření všech spojů bylo spojitě po celé spodní ploše vodorovného prvku.



Obr. 4.15: Detaily jednotlivých způsobů opracování spojů v průběhu experimentů – zleva: kolmé lípnutí, alternativní spoj s úplným zářezem a alternativní spoj s částečným zářezem



Obr. 4.16: Testované sestavy spojů s různým způsobem opracování s délkou vodorovného prvku 500 mm zachycené v průběhu experimentu

5) Numerické modely

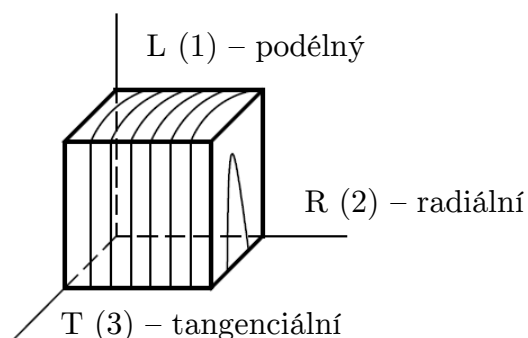
Numerická část této práce je zaměřena na výpočetní modely tesařských spojů, které jsou validovány pomocí naměřených dat v průběhu experimentů. Výběr vhodného materiálového modelu je důležitým aspektem v rámci tvorby numerické simulace. V případě dřevěných konstrukcí je zásadní věnovat pozornost také ortotropnímu chování dřeva.

Obvykle se autoři vědeckých prací věnují pružnému chování dřevěných konstrukčních prvků v oblasti numerického modelování tesařských spojů, např. Kunecký [17], [19]. V této práci je popsán pružno-plastický model dřeva, který lépe popisuje skutečné chování dřevní hmoty. Model je vyjádřen bilineárními pracovními diagramy ve třech základních směrech namáhání – podélném a dvou příčných (radiálním a tangenciálním).

Citlivostní analýza konečně-prvkové sítě má významnou roli pro přesnost výsledků numerické simulace. Součástí této práce je podrobný popis výběru vhodného typu konečně-prvkových elementů, jejich velikosti a tvaru. Dále jsou prezentovány různé druhy konečně-prvkové sítě v souvislosti s rychlostí a přesností výsledku. S výhodou je při numerickém řešení využita symetrie zkoumaných sestav spojů, která značně snižuje počet řešených rovnic a urychluje tak proces výpočtu.

5.1) Materiálový model dřeva

Autor se v této práci věnuje především smrkovému dřevu, které je v současné době nejčastěji používanou dřevinou v oblasti stavebnictví v České republice i ve střední Evropě. Vzhledem k tomuto faktu, jsou prezentovány materiálové charakteristiky a chování dřeva typické právě pro smrk ztepilý (*Picea abies*). Zákonitosti uváděných materiálových modelů jsou ale obecně platné pro jakoukoliv jinou známou dřevinu.



Obr. 5.1: Ortotropie dřeva - základní směry

Jak již bylo uvedeno, dřevo je materiál ortotropní (speciální případ anizotropie). To znamená, že se jedná o materiál, jehož vlastnosti jsou různé ve třech směrech hlavního napětí, viz *Obr. 5.1*.

5.1.1) Pružný model dřeva

V pružné oblasti dřeva je možné tento materiál popsat v maticovém tvaru Hookova zákona ortotropního tělesa, uvádí Požgaj [76]:

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \gamma_{RT} \\ \gamma_{LT} \\ \gamma_{LR} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{\mu_{LR}}{E_R} & -\frac{\mu_{LT}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\mu_{RL}}{E_L} & \frac{1}{E_R} & -\frac{\mu_{RT}}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{\mu_{TL}}{E_L} & -\frac{\mu_{TR}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{RT}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{LR}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \tau_{RT} \\ \tau_{LT} \\ \tau_{LR} \end{bmatrix} \quad (5.1)$$

kde ε je poměrná deformace, γ je smyková deformace, E je Youngův modul pružnosti, μ je Poissonovo číslo, G je smykový modul pružnosti, σ je normálové napětí, τ je smykové napětí a indexy L, R a T označují hlavní směry ortotropie.

Ze symetrie matice platí následující rovnosti:

$$\frac{\mu_{RL}}{E_L} = \frac{\mu_{LR}}{E_R}, \quad \frac{\mu_{TL}}{E_L} = \frac{\mu_{LT}}{E_T}, \quad \frac{\mu_{TR}}{E_R} = \frac{\mu_{RT}}{E_T} \quad (5.2)$$

Matice poddajnosti předpokládá devět nezávislých konstant pružnosti dřeva, a sice tři moduly pružnosti, tři smykové moduly pružnosti a tři Poissonova čísla.

Vzhledem k řádově podobným vlastnostem dřeva v radiálním a tangenciálním směru, je možné tento materiál pro potřeby inženýrského návrhu popsat tzv. příčně (transverzálně) izotropním modelem. V radiální a tangenciální rovině se materiál poté chová izotropně. Tento model předpokládá pět nezávislých prvků matice poddajnosti: dva moduly pružnosti, jeden smykový modul pružnosti a dvě Poissonova čísla.

Pak tedy platí, že:

$$\begin{aligned}
 E_R &= E_T \\
 G_{LT} &= G_{LR} \\
 \mu_{TL} &= \mu_{LR} \\
 G_{RT} &= \frac{E_R}{2(1 + \mu_{RT})} = \frac{E_T}{2(1 + \mu_{TR})}
 \end{aligned}
 \tag{5.3}$$

V Tab. 5.1 jsou zaznamenány lineární konstanty uvedené v tuzemských i zahraničních vědeckých publikacích.

Zdroj	E_L [MPa]	E_R [MPa]	E_T [MPa]	G_{LR} [MPa]	G_{LT} [MPa]	G_{RT} [MPa]	μ_{LR} [-]	μ_{LT} [-]	μ_{RT} [-]
Požgaj [76]	13650	789	289	573	474	53	0,023	0,014	0,687
Schmidt [77]	13200	820	430	660	730	40	0,028	0,015	0,240
Oudjene [78]	10000	1250	1250	-	-	-	0,036	0,036	0,290
Milch [79]	17850	352	289	573	474	53	0,023	0,014	0,557
Hassanieh [80]	11000	370	370	690	690	60	0,480	0,480	0,220
Green [81]	10800	842	464	691	659	32	0,372	0,467	0,435
Awaludin [82]	4720	378	236	337	317	34	0,370	0,420	0,470
Guan [83]	10500	900	500	750	720	39	0,370	0,470	0,430
Stanzl [84]	12000	900	500	700	700	40	0,038	0,015	0,558
Dahl [85]	10991	716	435	724	557	28	0,420	0,480	0,500
Dietsch [86]	11000	370	370	690	126	126	0,041	0,033	0,470
Holmberg [87]	6000 - 25000	700 - 1200	400 - 900	600 - 700	500 - 600	20 - 70	0,020– 0,050	0,010– 0,025	0,200– 0,350

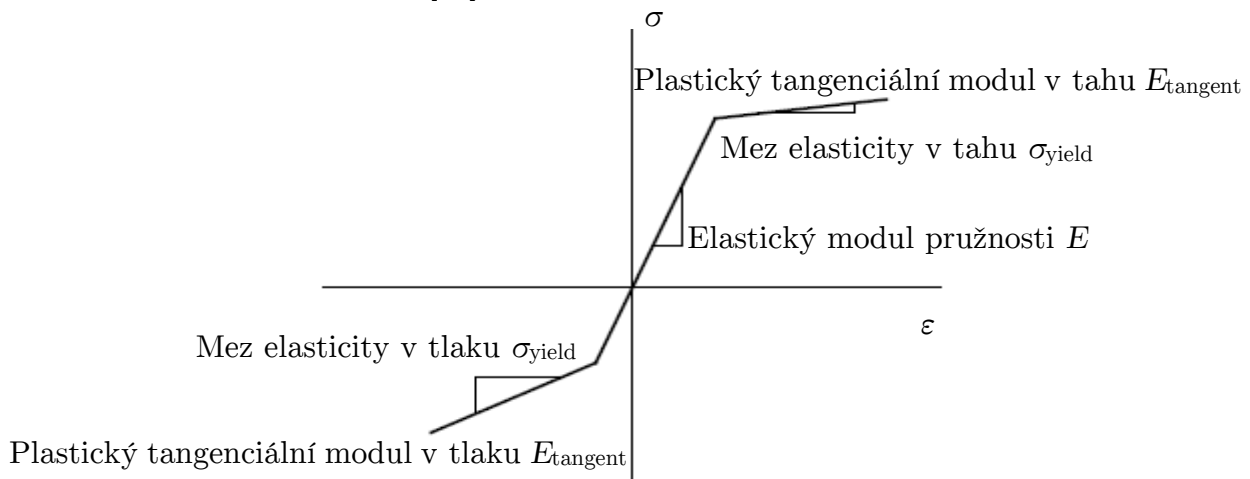
Tab. 5.1: Konstanty pružnosti smrkového dřeva – tuzemské i zahraniční zdroje

Z Tab. 5.1 je patrné, že lineární konstanty pro smrkové dřevo mají značný rozptyl hodnot v různých zdrojích. Tento fakt je zvláště zřejmý v případě Poissonových čísel. V literatuře [80], [81], [82], [83], [85] jsou uvedena Poissonova čísla podle tzv. západního značení. Software Ansys používá toto západní značení. V případě východního značení jsou uváděny tzv. „minor Poisson's ratio“ (Ansys např. NUXY) namísto tzv. „major Poisson's ratio“ (Ansys např. PRXY). To znamená, že je např. uváděna hodnota pro μ_{RL} namísto μ_{LR} .

5.1.2) Pružno-plastický model dřeva

Materiálový model dřeva se nemusí omezovat pouze na lineární oblast, ale je možné jej popsat i v oblasti plastického chování. Existuje několik matematických modelů, které vhodným způsobem popisují anizotropní i ortotropní materiály. Presentovaný materiálový pružno-plastický model dřeva vychází z tzv. „Hill potential theory“ nebo „Hill Yield Theory“ [88] a [89], která byla modifikována v tzv. „Generalized Hill Potential Theory“ autory Shih a Lee [90]. Tato modifikace spočívá v možnosti výpočtu nezávislých hodnot mezí plasticity v tlaku a v tahu v každém směru namáhání.

Uvedené teorie je možné s výhodou použít pro matematický model dřevní hmoty. Ve vztahu s numerickým modelem spoje dřevěné stavební konstrukce tyto teorie využili např. Moses a Prion [91].



Obr. 5.2: Bilineární křivka závislosti poměrného přetvoření na normálovém napětí použitá pro anizotropní pružno-plastický materiálový model dřeva

Výše uvedené teorie vychází ze zjednodušujícího předpokladu bilineárního chování anizotropního materiálu, viz Obr. 5.2. Bilineární pružno-plastický materiálový model předpokládá 9 vstupních parametrů pro elastickou část a dalších 18 parametrů plasticity: mez elasticity (yield point) v tahu i tlaku a plastické tangenciální moduly (tangent moduli) v tahu i tlaku, vše v podélném, radiálním i tangenciálním směru.

V kombinacích těchto směrů se jedná o smykové meze elasticity a smykové plastické tangenciální moduly. Zároveň je potřeba splnit následující podmínky [91]:

$$\frac{\sigma_{+x} - \sigma_{-x}}{\sigma_{+x}\sigma_{-x}} + \frac{\sigma_{+y} - \sigma_{-y}}{\sigma_{+y}\sigma_{-y}} + \frac{\sigma_{+z} - \sigma_{-z}}{\sigma_{+z}\sigma_{-z}} = 0 \quad (5.4)$$

$$\left(\frac{\sigma_{+x}\sigma_{-x}}{\sigma_{+x}\sigma_{-x}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{+x}\sigma_{-x}}{\sigma_{+y}\sigma_{-y}}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_{+x}\sigma_{-x}}{\sigma_{+z}\sigma_{-z}}\right)^2 - 2\left(\frac{\sigma_{+x}\sigma_{-x}}{\sigma_{+x}\sigma_{-x}} \frac{\sigma_{+x}\sigma_{-x}}{\sigma_{+y}\sigma_{-y}} + \frac{\sigma_{+x}\sigma_{-x}}{\sigma_{+y}\sigma_{-y}} \frac{\sigma_{+x}\sigma_{-x}}{\sigma_{+z}\sigma_{-z}} + \frac{\sigma_{+x}\sigma_{-x}}{\sigma_{+x}\sigma_{-x}} \frac{\sigma_{+x}\sigma_{-x}}{\sigma_{+z}\sigma_{-z}}\right) < 0 \quad (5.5)$$

Kde σ_{+i} je mez plasticity v tahu a σ_{-i} je mez plasticity v tlaku, pro $i = x, y$ nebo z , resp. v případě dřeva L, R, T.

Zdroj	Dřevina	Směr	$\sigma_{\text{yield,c}}$ [MPa]	$E_{\text{tangent,c}}$ [MPa]	$\sigma_{\text{yield,t}}$ [MPa]	$E_{\text{tangent,t}}$ [MPa]	Směr	τ_{yield} [MPa]	G_{tangent} [MPa]
Milch [79]	smrk	L	49	140	49	140	LR	6,7	5,7
		R	6,4	1,8	6,4	1,8	LT	3,1	4,7
		T	7,1	2,3	7,1	2,3	RT	6,7	0,5
Moses [91]	borov.	L	45	140	45	140	LR	8,1	4,6
		R	7,6	4,0	7,6	4,0	LT	8,1	4,6
		T	7,6	4,0	7,6	4,0	RT	0,8	0,1
Awaludin [82]	smrk	L	18	140	18	140	LR	4,08	10,0
		R	3,7	11,0	3,7	11,0	LT	3,09	9,5
		T	3,7	7,0	3,7	7,0	RT	0,93	1,0
Hong [92]	borov.	L	44	169	44	169	LR	3,2 – 7,0	15,5 – 17,4
		R	4,5 – 10,3	8,3 – 8,4	4,5 – 10,3	8,3 – 8,4	LT	3,2 – 7,0	15,5 – 17,4
		T	4,5 – 10,3	8,3 – 8,4	4,5 – 10,3	8,3 – 8,4	RT	1,3 – 3,1	3,0

Tab. 5.2: Konstanty plasticity jehličnatých dřevin – tuzemské i zahraniční zdroje

V Tab. 5.2 jsou uvedeny materiálové konstanty plasticity jehličnatého dřeva. Autor v této tabulce prezentuje také konstanty pro borovici, která má podobné mechanické vlastnosti jako smrk. Indexy „c“ a „t“ v případě meze elasticity σ_{yield} a plastického tangen. modulu E_{tangent} znamenají vlastnosti v tlaku (compression) a tahu (tension).

5.2) Pozadí tvorby numerického modelu

Byl vytvořen trojrozměrný numerický model v akademické verzi softwaru Ansys Mechanical. K matematickému popsaní řešeného problému byl použit skriptovací jazyk Ansys Parametric Design Language (APDL).

Pro statickou analýzu byly vybrány prostorové prvky, které umožňují výpočet materiálových nelinearit a ortotropního chování dřeva. Podrobnější popis použitých konečně-prvkových elementů je uveden v kapitole *Citlivostní analýza konečně-prvkové sítě*.

Geometrické vlastnosti výše uvedených spojů jsou zadány parametricky. Je tedy možné skriptovací kód dále aplikovat pro jiné rozměrové případy, než jsou uvedeny v této práci.

Lineární ortotropní materiálový model byl popsán devíti materiálovými konstantami. Moduly pružnosti v podélném, radiálním a tangenciálním směru namáhání byly v rámci výzkumu naměřeny na vzorcích 30 x 30 x 30 mm. Ostatní lineární konstanty vlastností dřeva byly převzaty tak, aby přibližně odpovídaly konstantám ze zdrojů uvedených v *Tab. 5.1*. Materiálové nelinearity byly popsány bilineární závislostí napětí na poměrné deformaci pomocí osmnácti konstant plasticity. Tyto konstanty byly převzaty a ze zdrojů uvedených v *Tab. 5.2* a následně verifikovány pomocí experimentů. Software Ansys umožňuje výpočet podle modifikované Hillovy teorie pomocí příkazu TB,ANISO.

E_L [MPa]	E_R [MPa]	E_T [MPa]	G_{LR} [MPa]	G_{LT} [MPa]	G_{RT} [MPa]	μ_{LR} [-]	μ_{LT} [-]	μ_{RT} [-]
11000	350	350	690	690	50	0,04	0,04	0,40

Tab. 5.3: Lineární konstanty použité pro výpočet, Poisson. čísla dle východ. značení

Směr	$\sigma_{yield,c}$ [MPa]	$E_{tangent,c}$ [MPa]	$\sigma_{yield,t}$ [MPa]	$E_{tangent,t}$ [MPa]	Směr	τ_{yield} [MPa]	$G_{tangent}$ [MPa]
L	40	0,001	40	0,001	LR	7,0	15,0
R	2,4	10,0	2,4	10,0	LT	7,0	15,0
T	2,4	10,0	2,4	10,0	RT	3,0	3,0

Tab. 5.4: Konstanty plasticity použité pro výpočet

V *Tab. 5.3* a *Tab. 5.4* jsou uvedené materiálové konstanty, které autor použil pro materiálový model v numerickém výpočtu. Moduly pružnosti a smykové moduly pružnosti jsou převzaty z ČSN EN 338 [26]. Předpokládá se příčně (transverzálně)

izotropní model smrkového dřeva. Hodnoty modulů pružnosti byly ověřeny vlastními materiálovými zkouškami autora. Hodnoty mezi elasticity a plastických tangenciálních modulů byly rovněž zjištěny z těchto experimentů. Ostatní pružné i plastické konstanty smrkového dřeva byly převzaty a validovány pomocí výsledků experimentů spojů.

Důležitým aspektem každého numerického modelu je kvalita konečně-prvkové sítě. Tento pojem obecně zahrnuje velikost a tvar elementů, návaznost uzlových bodů v oblasti kontaktu, apod. V kapitole *Citlivostní analýza konečně-prvkové sítě* je podrobně popsáno, jakým způsobem se v numerických modelech tesařských spojů pracovalo s kvalitou sítě a jak byla využita symetrie modelů.

V místě dotykových ploch spojovaných prvků byly použity kontaktní prvky TARGE170 (kontaktní plocha svislého prvku) a CONTA174 (kontaktní plocha vodorovného prvku). Součinitel tření na kontaktních plochách je definován hodnotou 0,353, jak uvádí Vinař [59]. Dále je nastavena hodnota tuhosti kontaktu FKN rovno 0,1, jak uvádí Santos [93]. Tato hodnota umožňuje konvergenci výpočtu a zároveň vhodně vystihuje skutečné chování kontaktních povrchů, viz Tannert [64].

Okrajové podmínky numerického modelu zahrnují způsob podepření zkoumaného spoje a způsob jeho zatížení. Všechny modely spojů byly podepřeny plošnou podporou na spodní ploše vodorovného prvku se zabráněním posunu ve svislém směru. Zatížení bylo do modelů vneseno stlačováním horní plochy svislého prvku konstantní rychlostí. Okrajové podmínky numerického modelu tak vhodně popisují způsob zatěžování a podepření spojů během experimentů.

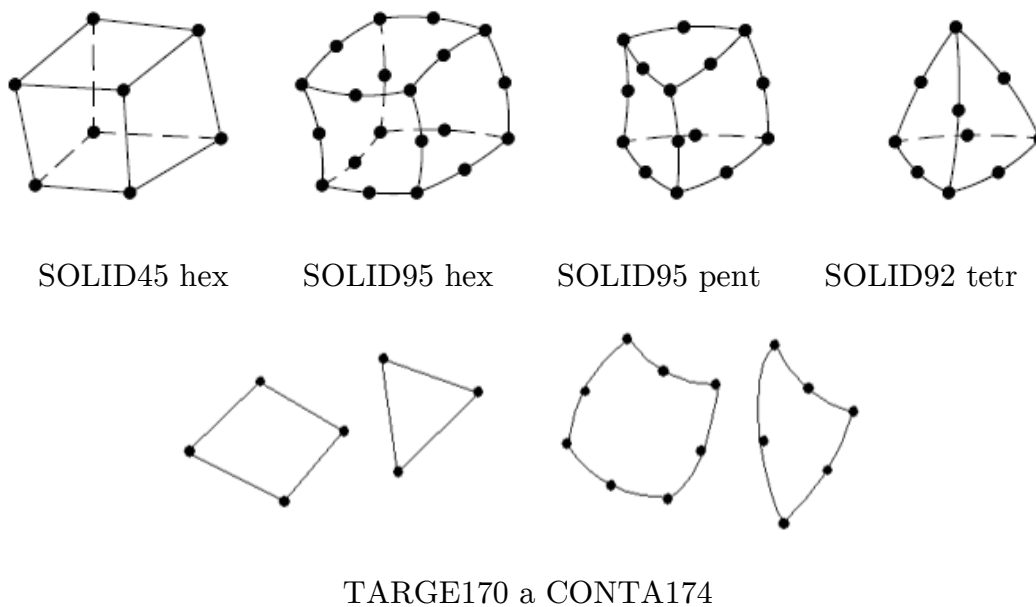
Řešení všech numerických modelů v této práci je iterační (Newton-Raphsonovou metodou) [94]. Skriptovací kód uvedený v příloze práce zapisuje do externího souboru výsledky zatěžující síly, která odpovídá svislému posunu při stlačování spoje.

5.3) Citlivostní analýza konečně-prvkové sítě

Jak již bylo uvedeno, kvalita konečně-prvkové sítě má zásadní vliv na výsledky numerického modelu. Obecně platí, že hustější síť poskytuje přesnější výsledky než síť řídká. Na druhou stranu výpočet modelu se zahuštěnou sítí a tedy vyšším počtem konečně-prvkových elementů a uzlových bodů vyžaduje větší počet výpočetních operací. To předpokládá vyšší nároky na výpočetní zařízení a delší čas výpočtu.

V rámci této práce byla provedena citlivostní analýza a optimalizace konečně-prvkové sítě v souvislosti s velikostí, tvarem, typem, počtem prvků a uspořádáním sítě. Uváděné


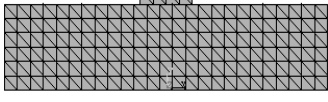
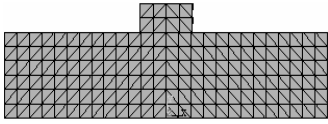
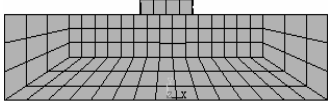
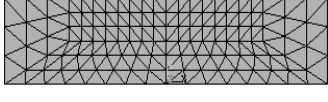
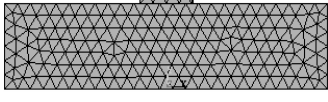
výpočetní časy odpovídají výpočetnímu stroji, jehož hardware se skládá z CPU Intel Xeon E5-1650, 6 jader s frekvencí 3,2 GHz, RAM 16 GB. Numerické modely jsou vytvořeny v softwaru ANSYS 16.0, Academic. Všechny vstupní parametry kromě konečně-prvkové sítě jsou ve všech zkoumaných numerických modelech shodné.



Obr. 5.3: Použité typy elementů

Použité typy prvků pro citlivostní analýzu jsou znázorněny na Obr. 5.3. Prostorové prvky SOLID umožňují výpočet nelineárního ortotropního materiálového modelu. Prvky hex jsou kvádry. Prvek SOLID45 hex má osm uzlových bodů. Prvek SOLID 95 hex obsahuje 20 uzlových bodů. Element SOLID95 pent je trojboký hranol s 15 uzlovými body. Prvek SOLID 92 je trojboký jehlan s 10 uzlovými body. Kontaktní prvky TARGE170 a CONTA174 si automaticky generují tvar a případné vnitřní uzlové body podle tvaru a typu prvků SOLID.

Autor v této části práce porovnává kvalitu výsledku a rychlost výpočtu všech modelů s níže uvedenými konečně-prvkovými sítěmi. Bylo vytvořeno 21 numerických modelů tesařského spoje kolmého lípnutí v 6ti sadách. Tab. 5.5 uvádí různé typy konečně-prvkových sítí. Pravý sloupec této tabulky prezentuje dobu výpočtu jednotlivých modelů. U modelů 1_6_1 a 1_6_2 výpočet nekonverguje a proto jsou uváděny časy pro 30 %¹ a 42 %² celkového výpočtu. Prvky SOLID45 a SOLID95 jsou použity pro mapovanou konečně-prvkovou síť, kdežto prvek SOLID92 tvoří nemapovanou síť, tzv. „free mesh“.

Typ konečně-prvkové sítě	Označ. modelu	Velikost el. [mm]	Typ elem.	Počet elem.	Počet uzlů
	1_1_1	20	SOLID45 hex	873	1 115
	1_1_2	10	SOLID45 hex	5 940	6 741
	1_1_3	5	SOLID45 hex	43 728	46 631
	1_1_4	20	SOLID95 hex	873	3 897
	1_1_5	10	SOLID95 hex	5 940	25 063
	1_1_6	5	SOLID95 hex	43 728	179 531
	1_2_1	20	SOLID95 pent	1 921	4 737
	1_2_2	10	SOLID95 pent	12 596	30 887
	1_2_3	5	SOLID95 pent	90 320	222 795
	1_3_1	20	SOLID95 pent	1 994	4 911
	1_3_2	10	SOLID95 pent	12 596	30 887
	1_3_3	5	SOLID95 pent	90 320	222 795
	1_4_1	20	SOLID95 hex	767	2 903
	1_4_2	10	SOLID95 hex	4 382	16 413
	1_4_3	5	SOLID95 hex	30 536	117 255
	1_5_1	20	SOLID95 pent	1 456	3 693
	1_5_2	10	SOLID95 pent	8 176	20 207
	1_5_3	5	SOLID95 pent	58 720	145 439
	1_6_1	20	SOLID92 tetr	5 371	8 434
	1_6_2	10	SOLID92 tetr	40 960	59 123
	1_6_3	5	SOLID92 tetr	326 167	451 800

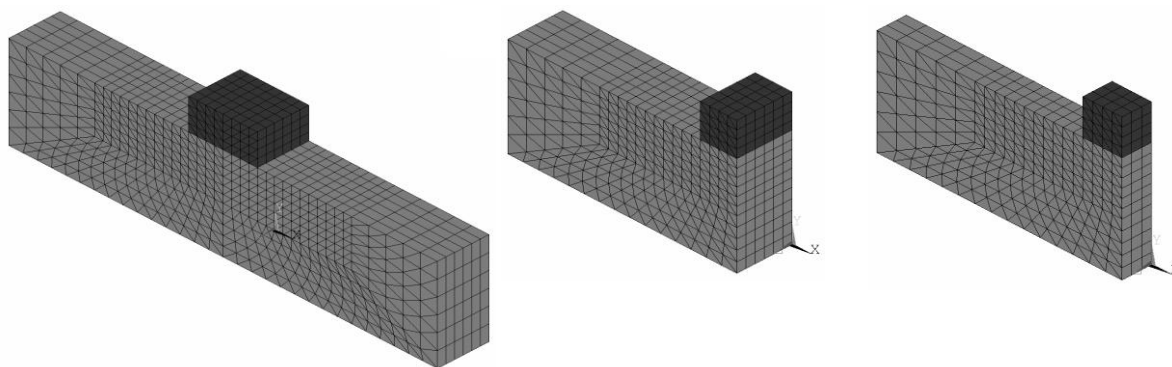
Tab. 5.5: Porovnání zkoumaných konečně-prvkových sítí

Tab. 5.6 prezentuje procentuální shodu výsledku jednotlivých typů konečně-prvkových sítí s nejpřesnějším numerickým výsledkem. Hodnoceným výsledkem je velikost tlakové síly při vodorovném posunu 2,5 mm. Modely se sítěmi 1_6_1 a 1_6_2 nejsou hodnoceny vzhledem k nekonvergenci numerického výpočtu.

Číslo sítě	1_1_1	1_1_4	1_2_1	1_3_1	1_4_1	1_5_1	1_6_1
Kvalita [%]	75	106	102	103	106	101	-
Čas výpočtu	0:00:15	0:00:48	0:00:49	0:00:48	0:00:29	0:00:37	0:00:21 ¹
Číslo sítě	1_1_2	1_1_5	1_2_2	1_3_2	1_4_2	1_5_2	1_6_2
Kvalita [%]	93	101	101	101	101	100	-
Čas výpočtu	0:01:46	0:08:11	0:09:03	0:08:13	0:04:25	0:04:57	0:06:20 ²
Číslo sítě	1_1_3	1_1_6	1_2_3	1_3_3	1_4_3	1_5_3	1_6_3
Kvalita [%]	98	100	100	100	100	100	100
Čas výpočtu	0:22:01	5:58:24	5:03:21	5:18:57	2:14:44	1:53:31	18:39:58

Tab. 5.6: Hodnocení kvality konečně-prvkové sítě

Použití prvků SOLID45 hex vede na rozdíl od prvků SOLID95 hex se vzrůstajícím počtem elementů k přibližování k přesnému výsledku zdola. Symetrické uspořádání prvků v porovnání s nesymerickým uspořádáním stejných prvků (SOLID95 pent) nemá významný vliv na kvalitu výsledků a rychlost konvergence výpočtu. Použití prvků SOLID92 má za následek špatnou konvergenci výpočtu. Při vyšším počtu těchto prvků výpočet konverguje, avšak výpočet je časově náročný. Při porovnání konečně-prvkové sítě s prvky SOLID45 hex a SOLID95 pent se ukazuje použití prvků s vnitřními stěnovými uzly jako výhodnější. Model s prvky SOLID95 pent vykazuje podobnou přesnost výsledků jako model s dvojnásobně menšími prvky SOLID45 hex. Model s lokálním zahuštěním sítě v místě spojení dřevěných prutů a použitím prismatických prvků SOLID95 pent. se jeví jako nejvýhodnější z hlediska kvality výsledků a rychlosti výpočtu.



Obr. 5.4: Symetrie numerického modelu – zleva: model bez využití symetrie, model s jednou rovinou symetrie a model se dvěma rovinami symetrie

Pro snížení počtu výpočetních operací je využito symetrie modelu tesařského spoje. Výpočet s využitím dvou rovin symetrie je více než 5x rychlejší než model bez využití symetrie, viz *Tab. 5.7*.

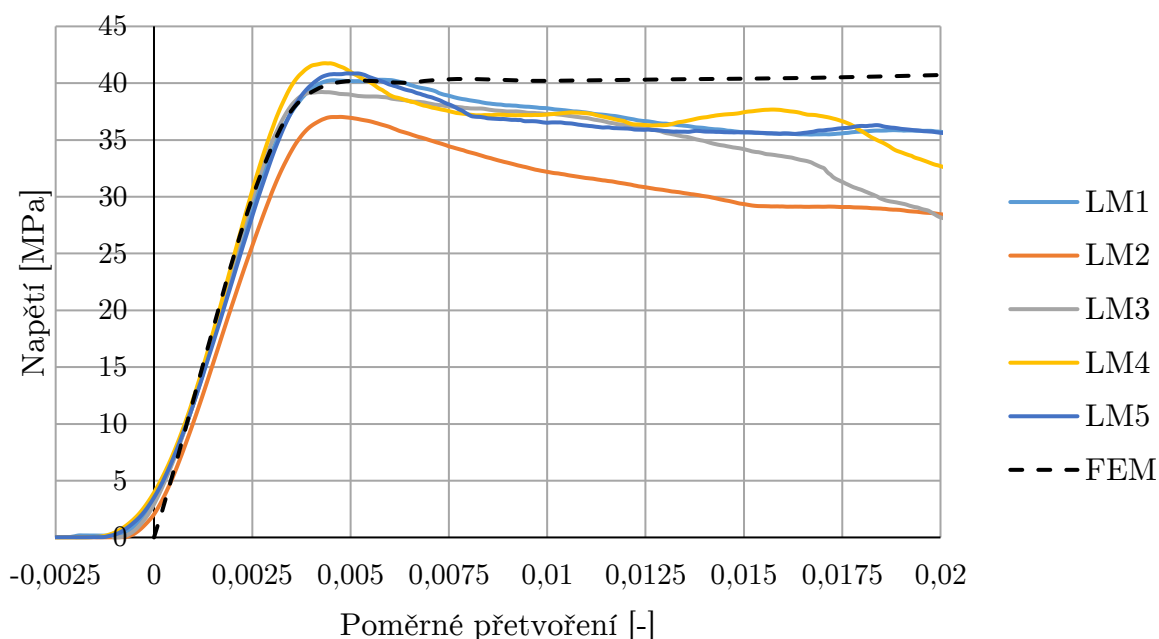
Označení modelu	1_5	1_5_symm1	1_5_symm2
Čas výpočtu [h:m:s]	0:05:30	0:02:45	0:00:51

Tab. 5.7: Hodnocení rychlosti výpočtu v souvislosti se symetrií modelu

5.4) Výsledky numerických modelů

V první části této kapitoly jsou prezentovány výsledky numerických modelů dřevěných krychlí 30 x 30 x 30 mm. Numerický model je validován pomocí materiálových experimentů. Velikost jednotlivých elementů je v tomto případě 2,5 mm. Byla využita symetrie modelu ve dvou na sebe kolmých rovinách.

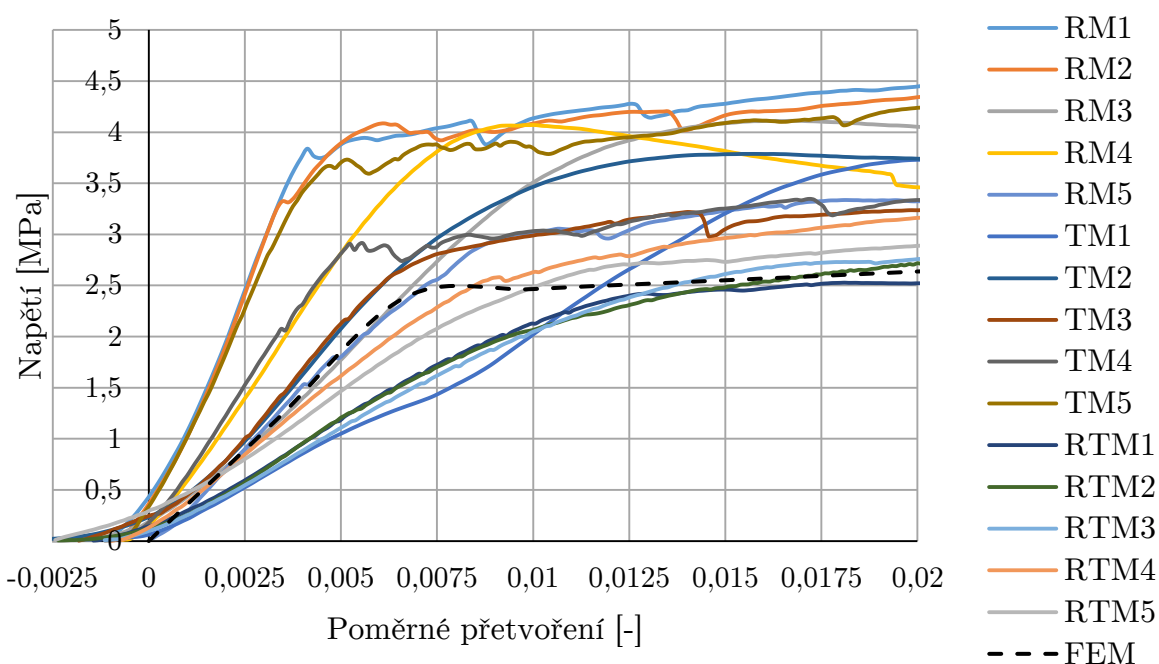
Na obou uvedených grafech závislostí poměrného přetvoření na napětí jsou prezentovány výsledky experimentů ve srovnání s výsledky numerického modelu. Křivka získaná výpočtem je vyznačená černou čárkovanou čarou a popisem FEM (finite element method/model).



Obr. 5.5: Výsledky numerického modelu – tlak rovnoběžně s vlákny

Z *Obr. 5.5* vyplývá, že výsledky numerického modelu v lineární oblasti grafu se velmi dobře shodují s výsledky materiálového experimentu smrkové krychle zatížené rovnoběžně s vlákny dřeva. Vypočtená hodnota meze elasticity také odpovídá

naměřenému napětí během zkoušky. Plastická část naměřených dat má mírně klesající tendenci. Tento jev však není možné v rámci použitého pružno-plastického materiálového modelu postihnout. Plastický tangenciální modul musí mít kladnou hodnotu. Proto je tento modul zadán s minimální hodnotou 0,001 MPa. Tento rozdíl mezi reálným chováním materiálu a modelem nemá vliv na výsledky numerických výpočtů spojů vzhledem k tomu, že maximální aplikované zatížení ve spoji nevyvolá takové napětí rovnoběžně s vlákny dřeva, které by překročilo hodnoty v lineární oblasti.



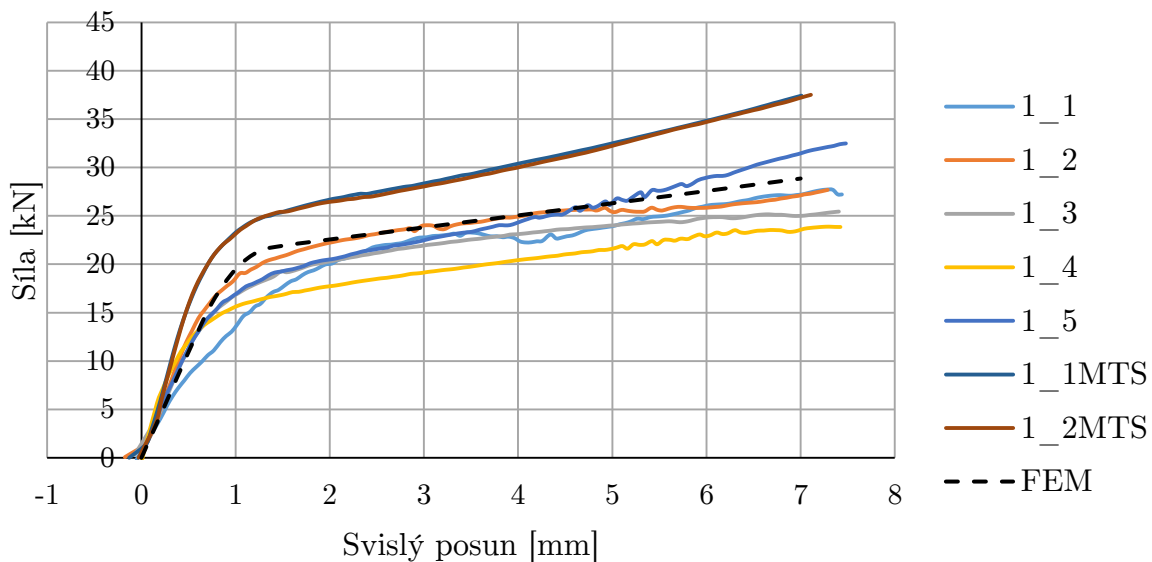
Obr. 5.6: Výsledky numerického modelu – tlak rovnoběžně s vlákny

Z materiálových zkoušek ve směru namáhání kolmo k vláknům byly získány výsledky se značným rozptylem průběhů závislosti poměrného přetvoření na napětí. Výstupem numerického modelu v tomto směru namáhání je křivka, jejíž modul pružnosti postihuje přibližně průměr naměřených modulů pružnosti. Mez elasticity a plastický tangenciální modul jsou zvoleny konzervativně. Odpovídají podprůměrným, spíše minimálním, hodnotám zjištěných z experimentů. Konzervativní numericky vypočtené hodnoty těchto dvou veličin potvrzují také výsledky materiálových zkoušek na hranolech s rozměry 60 x 120 x 80 mm. V porovnání s těmito hodnotami jsou numerické výsledky plasticity v průměru.

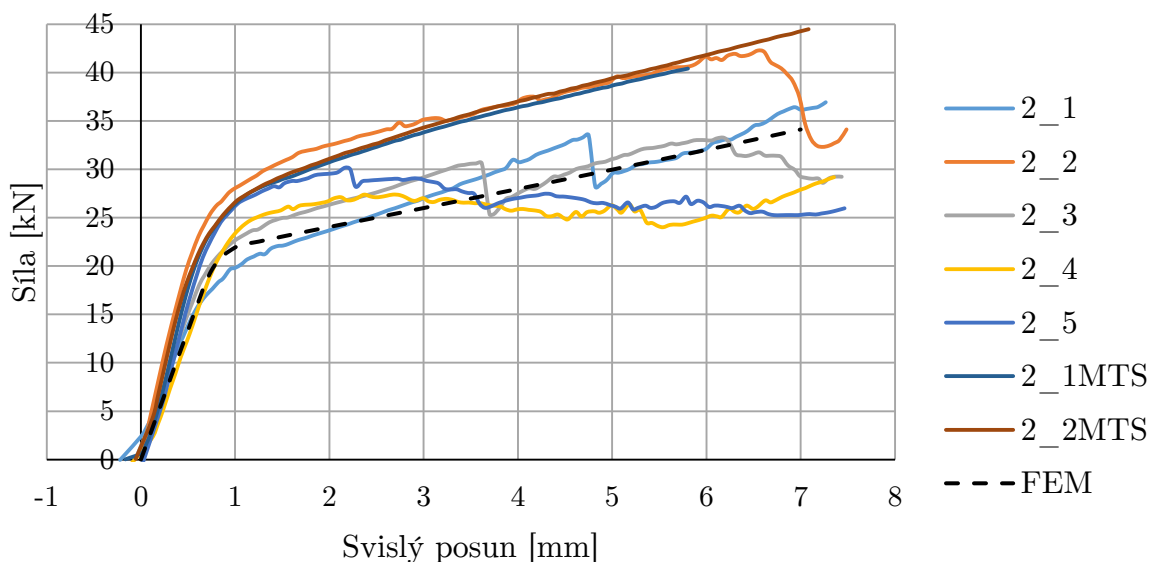
Je možné konstatovat, že numerické modely smrkových krychlí se dobře shodují s výsledky materiálových zkoušek. Materiálový model je tedy vhodný pro další použití v numerických modelech tesařských spojů.

Velikost jednotlivých elementů je v tomto případě 5 mm. Byla využita symetrie modelu ve dvou na sebe kolmých rovinách.

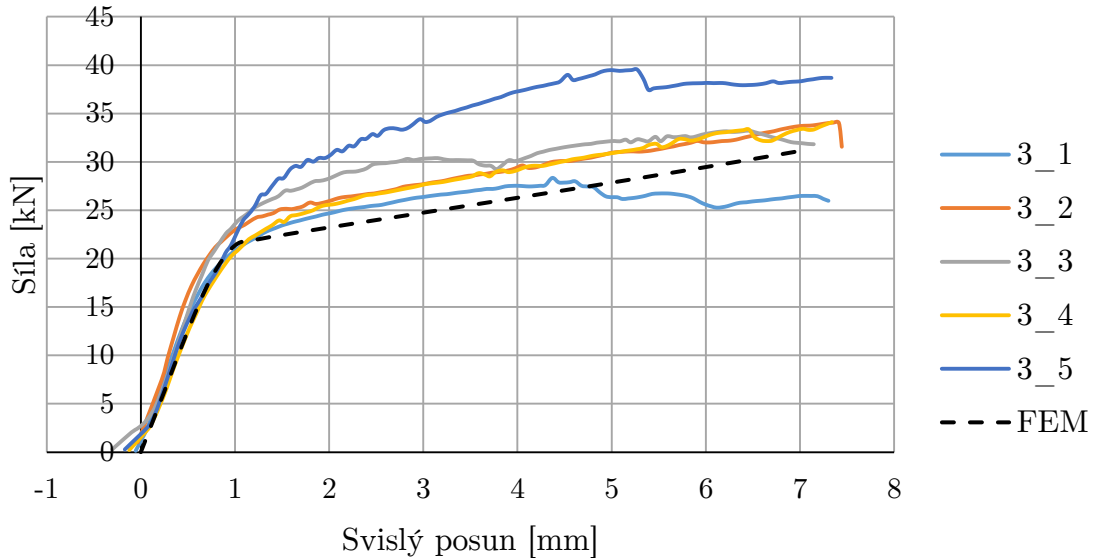
Na následujících grafech závislostí poměrného přetvoření na napětí jsou prezentovány výsledky experimentů tesařských spojů ve srovnání s výsledky numerických modelů.



Obr. 5.7: Výsledky numerického modelu – kolmé lípnutí, délka vodorovného prvku 150 mm

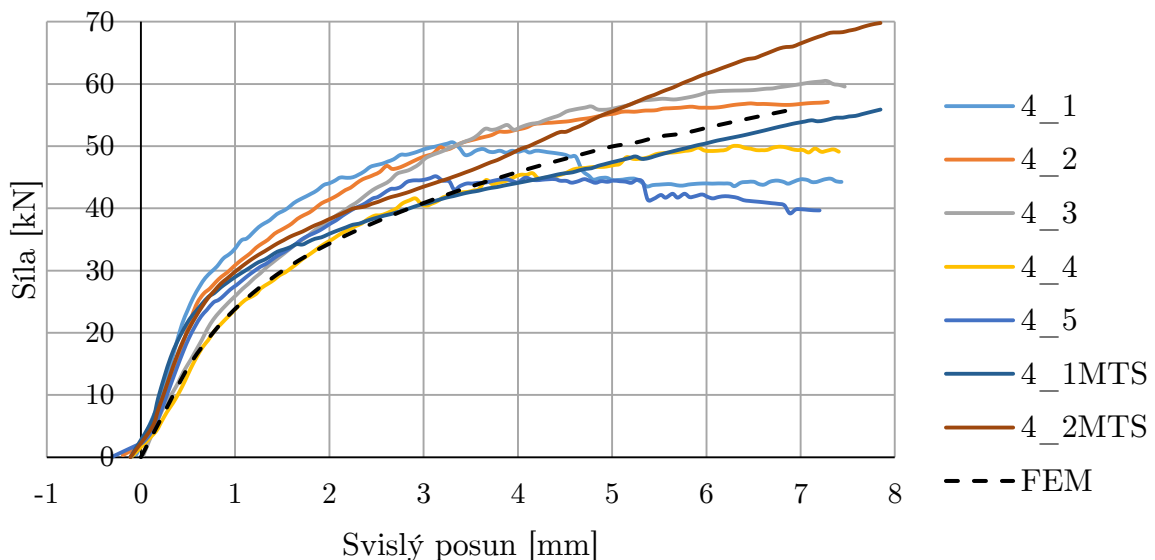


Obr. 5.8: Výsledky numerického modelu – alternativní spoj s úplným zářezem, délka vodorovného prvku 150 mm

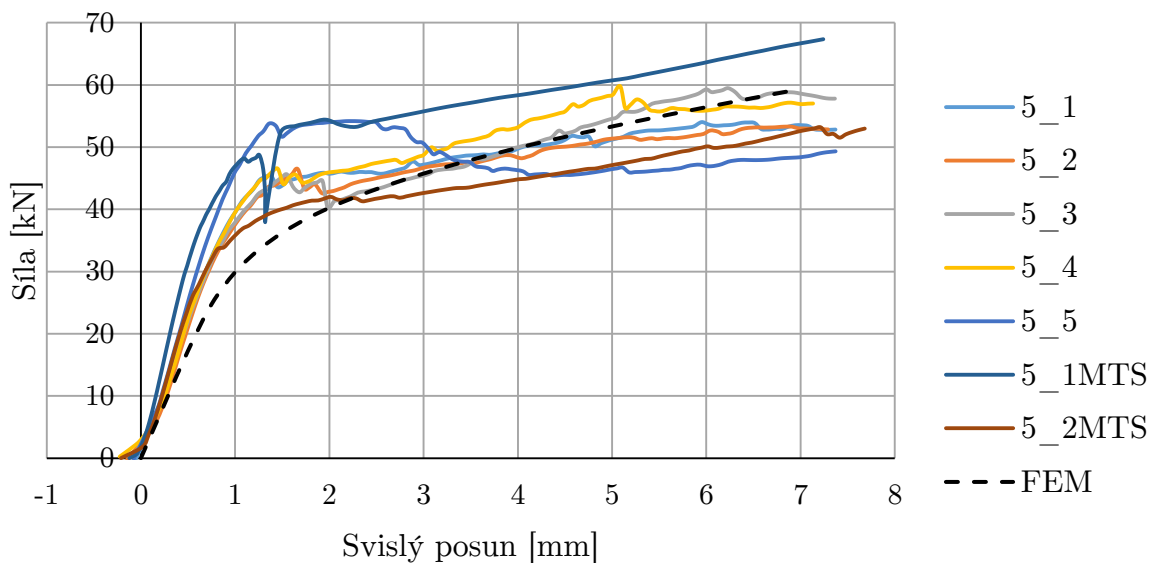


Obr. 5.9: Výsledky numerického modelu – alternativní spoj s částečným zářezem, délka vodorovného prvku 150 mm

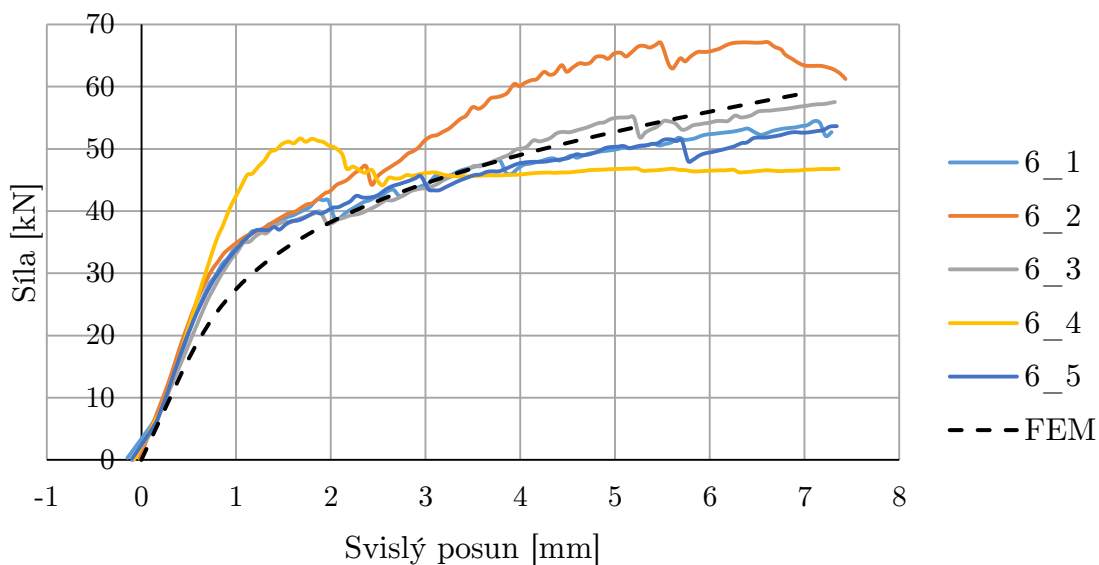
Z Obr. 5.7, Obr. 5.8 a Obr. 5.9 je patrné, že se výsledky numerických modelů všech tří typů spojů s délkou vodorovného prvku 150 mm shodují s výsledky experimentů v elastické oblasti. Také meze elasticity a plastické tangenciální moduly se dobře shodují s hodnotami těchto veličin získaných zkouškou spojů. V případě kolmého lípnutí jsou tyto hodnoty z numerického výpočtu v průměru hodnot experimentálních. V ostatních dvou případech jsou vypočtené hodnoty spíše na úrovni experim. minim.



Obr. 5.10: Výsledky numerického modelu – kolmé lípnutí, délka vodorovného prvku 500 mm



Obr. 5.11: Výsledky numerického modelu – alternativní spoj s úplným zářezem, délka vodorovného prvku 500 mm



Obr. 5.12: Výsledky numerického modelu – alternativní spoj s částečným zářezem, délka vodorovného prvku 500 mm

Z Obr. 5.10, Obr. 5.11 a Obr. 5.12 vyplývá, že výsledky numerických modelů všech tří typů spojů s délkou vodorovného prvku 500 mm vykazují mírně nižší tuhost v lineární oblasti, nežli výsledky experimentů v elastické oblasti. Meze elasticity a plastické tangenciální moduly se shodují s hodnotami těchto veličin získaných zkouškou spojů. Ve většině jsou tyto hodnoty z numerického výpočtu v průměru hodnot experimentálních. Autor považuje výsledky numerických modelů za uspokojivé. Uvedené numerické modely tedy vhodně popisují chování spojů během experimentů.

6) Analytické modely

Analytické modely tesařských spojů byly vytvořeny ve smyslu současného normativního systému Eurokódů a jsou tak vhodné pro použití v inženýrské praxi. Při tvorbě těchto analytických modelů byla využita metoda komponent, např. Wald [71]. Výsledky analytických modelů prezentovaných v této práci jsou porovnávány s výstupy numerických modelů a experimentálními výsledky.

Níže uvedený výpočetní postup podle normy ČSN EN 1995–1–1 [13] je vhodný pro stanovení únosnosti kolmého lípnutého spoje, resp. spojovaného prvku, který je zatěžován ve směru kolmém na vlákna dřeva.

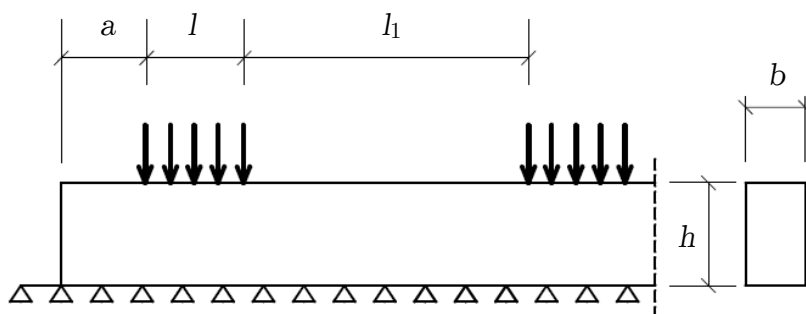
$$\sigma_{c,90,d} \leq k_{c,90} f_{c,90,d} \quad (6.1)$$

$$\sigma_{c,90,d} \leq \frac{F_{c,90,d}}{A_{ef}} \quad (6.2)$$

kde $\sigma_{c,90,d}$ je návrhové napětí v tlaku kolmo k vláknům v účinné kontaktní ploše; $F_{c,90,d}$ návrhové zatížení v tlaku kolmo k vláknům; A_{ef} účinná kontaktní plocha v tlaku kolmo k vláknům; $f_{c,90,d}$ návrhová pevnost v tlaku kolmo k vláknům, pro konstrukční dřeviny třídy C24 (nejběžnější třída v České republice) podle ČSN EN 338 [26] – charakteristická hodnota - $f_{c,90,k} = 2,5$ MPa; $k_{c,90}$ součinitel zohledňující uspořádání zatížení, možnost štěpení a stupeň deformace v tlaku.

Účinná kontaktní plocha kolmo k vláknům, A_{ef} se má stanovit s uvážením účinné kontaktní délky rovnoběžně s vlákny, kde skutečná kontaktní délka l se na každé straně zvětší o 30 mm, avšak ne více než vzdálenost a , l nebo $l_1/2$, viz Obr. 6.1. Hodnota $k_{c,90}$ se má uvažovat 1,0, pokud se nepoužije postup podle následujícího odstavce.

Pro prvky na průběžných podpěrách, za předpokladu, že $l_1 \geq 2h$, se má hodnota $k_{c,90}$ uvažovat rovna 1,25 pro rostlé jehličnaté dřevo.

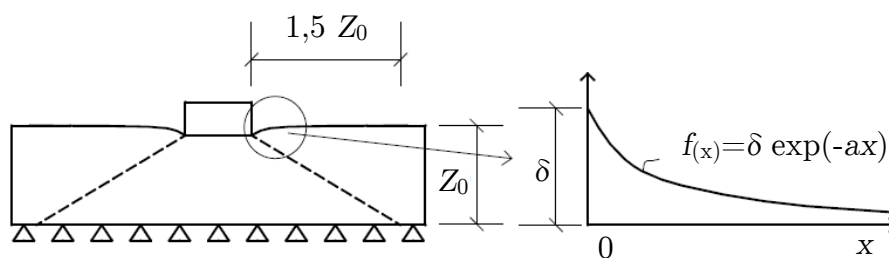


Obr. 6.1: Prvek na průběžných podpěrách podle EC5 [13]

Normový výpočet nezahrnuje velikost posunu, a proto není možné určit závislost působící síly na posunu resp. závislost napětí na poměrném přetvoření. Tato závislost může být vstupem pro přesnější model chování spoje, potažmo celé konstrukce, např. dřevěného krovu.

6.1) Poklesový efekt

Při stlačování průběžného dřevěného prvku kolmo k jeho vláknům dochází k efektu, který se také nazývá poklesová kotlina (pružný poloprostor). Tímto jevem se v souvislosti s dřevěnými konstrukcemi zabýval Kitamori [25]. Na základě experimentálního výzkumu stanovil logaritmickou funkci $f(x)$, rovnice (6.3), aproximující poklesovou křivku a odpovídající koeficient a , rovnice (6.5), který závisí na výšce stlačovaného prvku Z_0 , jeho uložení a způsobu namáhání (Kitamori na základě numerické analýzy stanovil pro tento případ koeficient v čitateli roven 2,5). Podílem plochy pod křivkou $A_{(x)}$ ku dráze stlačení δ je možné vypočítat účinnou délku poklesového efektu L_{ef} – rovnice (6.6). Obr. 6.2 zobrazuje důležité parametry pro analytický výpočet včetně vzdálenosti tlakově ovlivněné oblasti a funkci popisující poklesovou křivku.



Obr. 6.2: Poklesový efekt [25]

$$f_{(x)} \leq \delta e^{-ax} \quad (6.3)$$

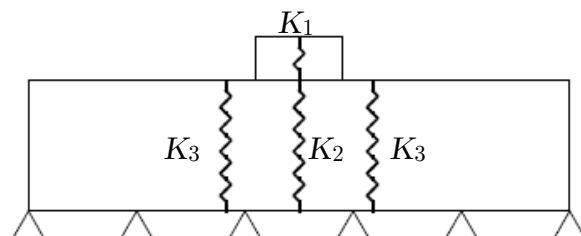
$$A_{(x)} = \int \delta e^{-ax} dx = \frac{\delta}{a} (1 - e^{-ax}) \quad (6.4)$$

$$a = \frac{2,5}{Z_0} \quad (6.5)$$

$$L_{ef} = \frac{A_{(x)}}{\delta} = \frac{(1 - e^{-ax})}{a} \quad (6.6)$$

6.2) Analytický model pružného chování spojů

Analytický model spočívá v rozložení jednotlivých částí spoje na dílčí komponenty. Tyto komponenty jsou nahrazeny pružinami a popsány odpovídajícími tuhostmi. Důležitou roli v tomto modelu zaujímá výše popisovaný poklesový efekt, který zvyšuje celkovou tuhost průběžného prvku.



Obr. 6.3: Pružinový model kolmého lípnutí

Tuhosti dílčích komponent jsou definovány následujícími vztahy (geometrické parametry odpovídají Obr. 4.8):

$$K_1 = \frac{E_{0,\text{mean}} b L_2}{v} \quad (6.7)$$

$$K_2 = \frac{E_{90,\text{mean}} b L_2}{h} \quad (6.8)$$

$$K_3 = \frac{E_{90,\text{mean}} b L_{\text{ef}}}{h} \quad (6.9)$$

Průměrné moduly pružnosti pro konstrukční dřeviny třídy C24 podle ČSN EN 338 [26]:

$$E_{0,\text{mean}} = 11\,000 \text{ MPa} \quad (6.10)$$

$$E_{90,\text{mean}} = 370 \text{ MPa} \quad (6.11)$$

Celková tuhost lípnutého spoje $K_{\text{el},1}$ zohledňující paralelní působení tuhostí K_2 a K_3 a sériové působení těchto dvou tuhostí s tuhostí K_1 :

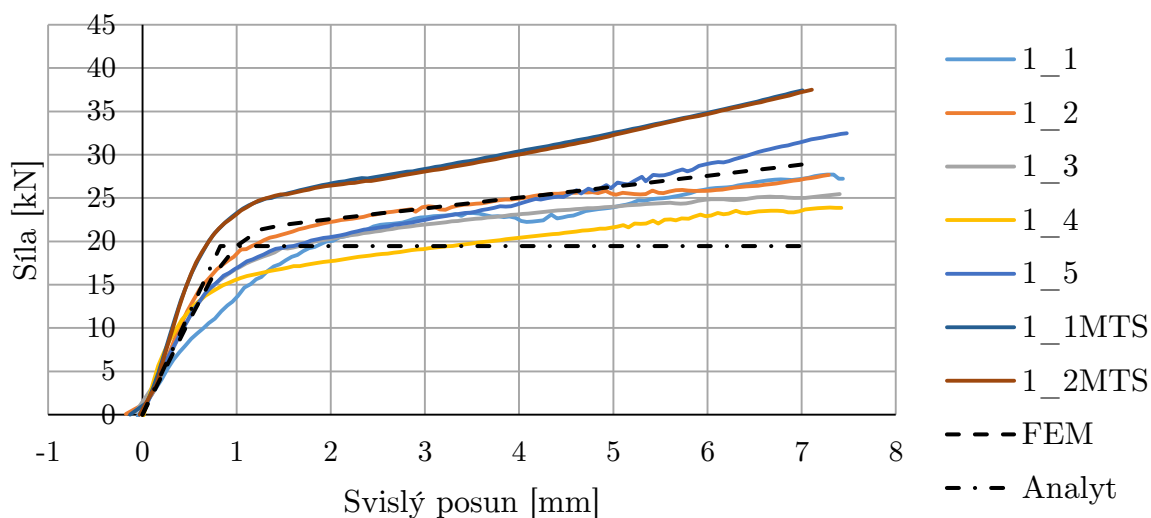
$$K_{\text{el},1} = \frac{K_1 (K_2 + 2K_3)}{K_1 + K_2 + 2K_3} \quad (6.12)$$

Maximální tlakové zatížení s uvažováním normových hodnot charakteristické pevnosti v tlaku kolmo k vláknům dřeva $f_{c,90,k}$ a součinitele zohledňující uspořádání zatížení, možnost štěpení a stupeň deformace v tlaku $k_{c,90}$:

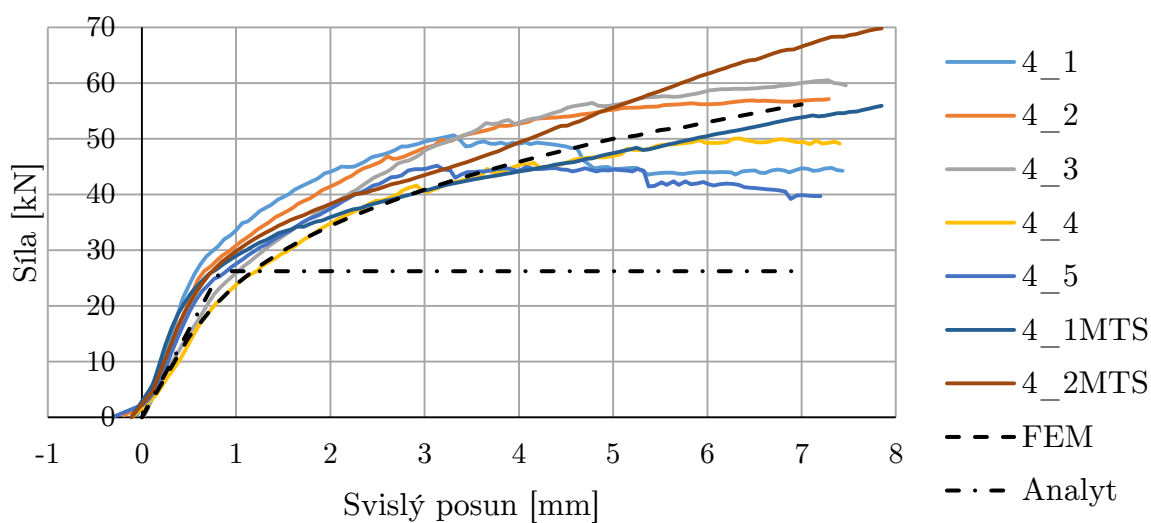
$$F_{\max,k,1} = k_{c,90} f_{c,90,k} b (L_2 + 2L_{ef}) \quad (6.13)$$

Maximální přípustný posun spoje (v lineární oblasti):

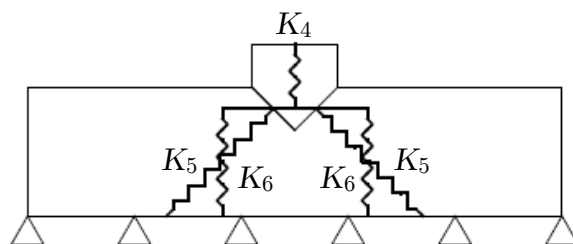
$$u_{\max,k,1} = \frac{F_{\max,k,1}}{K_{el,1}} \quad (6.14)$$



Obr. 6.4: Výsledky analytického modelu – kolmé lípnutí, délka vodorovného prvku 150 mm



Obr. 6.5: Výsledky analytického modelu – kolmé lípnutí, délka vodorovného prvku 500 mm



Obr. 6.6: Pružinový model alternativního spoje s úplným zářezem

Tuhosti dílčích komponent (geometrické parametry odpovídají Obr. 4.8):

$$K_4 = \frac{2E_{0,\text{mean}} b L_2}{3V} \quad (6.15)$$

$$K_5 = \frac{E_{45,\text{mean}} b \sqrt{2} \frac{L_2}{2}}{\sqrt{2} \left(h - \frac{L_2}{4} \right)} \quad (6.16)$$

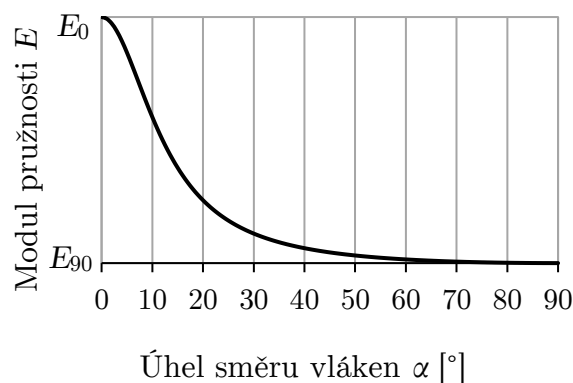
$$K_6 = \frac{E_{90,\text{mean}} b L_{\text{ef}}}{h - \frac{L_2}{4}} \quad (6.17)$$

Je potřeba stanovit průměrný modul pružnosti šikmo k vláknům, který není v ČSN EN 338 [26] definován, výpočet vychází z Hankinsonova vztahu [75]:

$$\sigma_\alpha = \frac{\sigma_0 \sigma_{90}}{\sigma_0 \sin^2 \alpha + \sigma_{90} \cos^2 \alpha} \quad (6.18)$$

Z Hookova zákona:

$$\sigma = E \varepsilon \quad (6.19)$$



Obr. 6.7: Závislost modulu pružnosti na úhlu sklonu vláken dřeva

Za předpokladu konstantní poměrné deformace je možné použít vztah (závislost modulu pružnosti na úhlu sklonu vláken dřeva je patrný z Obr. 6.7):

$$E_{\alpha} = \frac{E_0 E_{90}}{E_0 \sin^2 \alpha + E_{90} \cos^2 \alpha} \quad (6.20)$$

Průměrný modul pružnosti pod úhlem $\alpha=45^\circ$ pro konstrukční dřeviny třídy C24 podle ČSN EN 338 [26]:

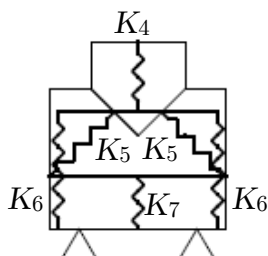
$$E_{45} = 716 \text{ MPa} \quad (6.21)$$

Celková tuhost alternativního spoje s úplným zářezem $K_{el,2}$:

$$K_{el,2} = \frac{K_4 (K_5 + 2K_6)}{K_4 + K_5 + 2K_6} \quad (6.22)$$

Maximální tlakové zatížení (vychází z maximálního posunu kolmého lípnutí, protože rozhoduje pevnost kolmo k vláknům v oblasti poklesového efektu):

$$F_{\max,k,2} = K_{el,2} u_{\max,k,1} \quad (6.23)$$



Obr. 6.8: Pružinový model alternativního spoje s úplným zářezem – délka vodorovného prvku 150 mm

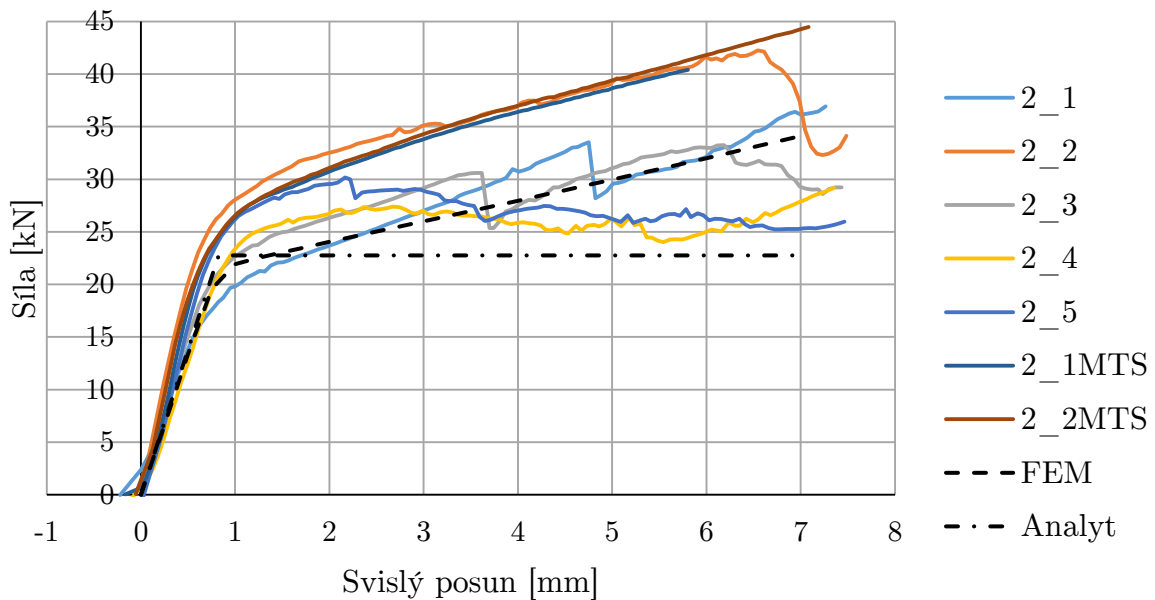
Vzhledem ke krátké délce vodorovného prvku zkoušeného spoje je potřeba analytický model upravit. Tuhost pružin K_4 a K_6 zůstává stejná. Tuhost pružiny K_5 má kratší délku a proto přibývá pružina s tuhostí K_7 ve spodní části spoje.

$$K_5 = \frac{E_{45,\text{mean}} b \sqrt{2} \frac{L_2}{2}}{\frac{\sqrt{2}}{2} \left(L_1 - \frac{L_2}{2} \right)} \quad (6.24)$$

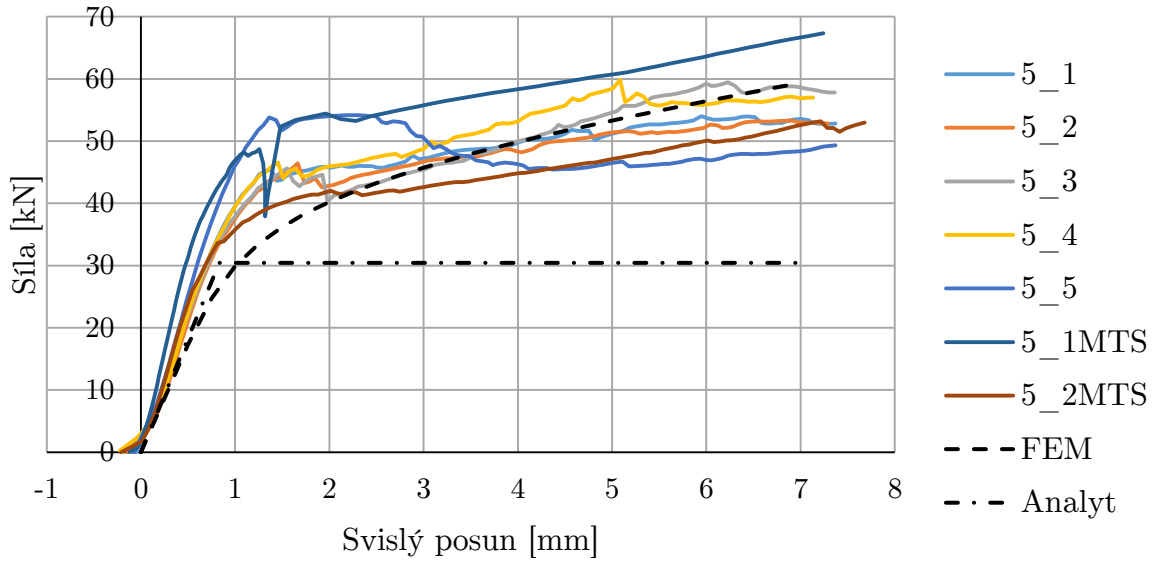
$$K_7 = \frac{E_{90,\text{mean}} b L_2}{h - \frac{L_2}{4} - \frac{L_1 - \frac{L_2}{2}}{2}} \quad (6.25)$$

Celková tuhost alternativního spoje s úplným zářezem $K_{\text{el},2}$ s délkou vodorovného prvku 150 mm:

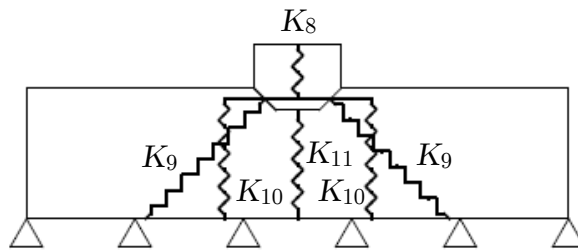
$$K_{\text{el},2} = \frac{K_4 \left(\frac{K_5 K_7}{K_5 + K_7} + 2K_6 \right)}{K_4 + \frac{K_5 K_7}{K_5 + K_7} + 2K_6} \quad (6.26)$$



Obr. 6.9: Výsledky analytického modelu – alternativní spoj s úplným zářezem, délka vodorovného prvku 150 mm



Obr. 6.10: Výsledky analytického modelu – alternativní spoj s úplným zářezem, délka vodorovného prvku 500 mm



Obr. 6.11: Pružinový model alternativního spoje s částečným zářezem

Tuhosti dílčích komponent (geometrické parametry odpovídají Obr. 4.8):

$$K_8 = \frac{4E_{0,\text{mean}} b L_2}{5v} \quad (6.27)$$

$$K_9 = \frac{E_{45,\text{mean}} b \sqrt{2} \frac{L_2}{4}}{\sqrt{2} \left(h - \frac{L_2}{8} \right)} \quad (6.28)$$

$$K_{10} = \frac{E_{90,\text{mean}} b L_{\text{ef}}}{h - \frac{L_2}{8}} \quad (6.29)$$

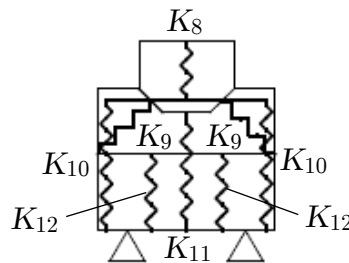
$$K_{11} = \frac{E_{90,\text{mean}} b \frac{L_2}{2}}{h - \frac{L_2}{4}} \quad (6.30)$$

Celková tuhost alternativního spoje s úplným zářezem $K_{\text{el},3}$:

$$K_{\text{el},3} = \frac{K_8 (K_9 + 2K_{10} + K_{11})}{K_8 + K_9 + 2K_{10} + K_{11}} \quad (6.31)$$

Maximální tlakové zatížení:

$$F_{\text{max},k,3} = K_{\text{el},3} u_{\text{max},k,1} \quad (6.32)$$



Obr. 6.12: Pružinový model alternativního spoje s částečným zářezem – délka vodorovného prvku 150 mm

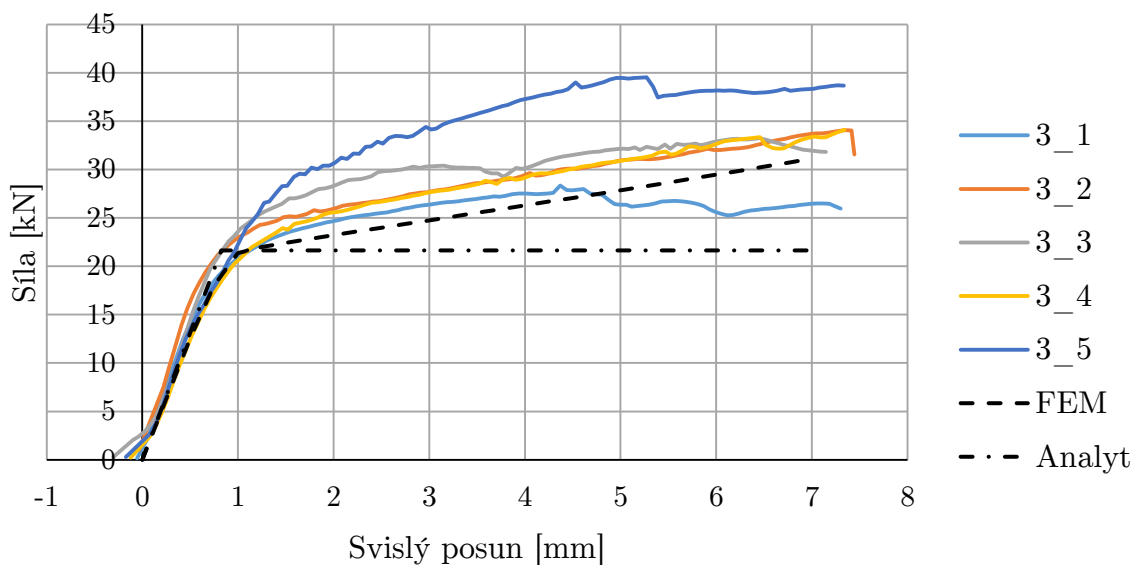
Vzhledem ke krátké délce vodorovného prvku zkoušeného spoje, je potřeba analytický model upravit. Tuhost pružin K_8 , K_{10} a K_{11} zůstává stejná. Tuhost pružiny K_9 má kratší délku a proto přibývá pružina s tuhostí K_{12} ve spodní části spoje.

$$K_9 = \frac{E_{45,\text{mean}} b \sqrt{2} \frac{L_2}{4}}{\frac{\sqrt{2}}{2} \left(L_1 - \frac{3 L_2}{4} \right)} \quad (6.33)$$

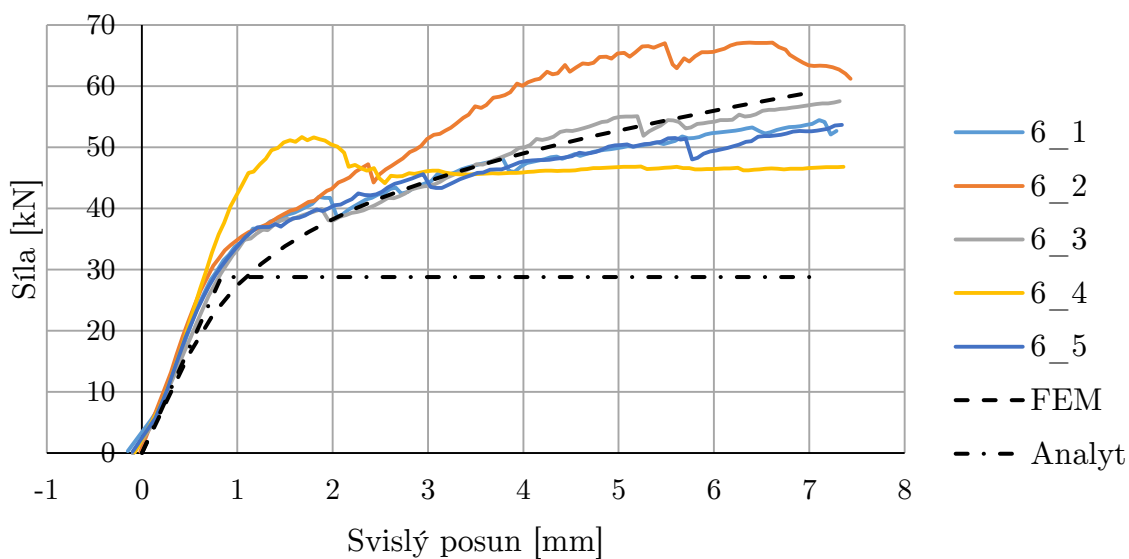
$$K_{12} = \frac{E_{90,\text{mean}} b \frac{L_2}{4}}{h - \frac{L_2}{8} - \frac{L_1 - \frac{3 L_2}{4}}{2}} \quad (6.34)$$

Celková tuhost alternativního spoje s částečným zářezem $K_{el,3}$ s délkou vodorovného prvku 150 mm:

$$K_{el,3} = \frac{K_8 \left(\frac{K_9 + 2K_{12}}{K_9 + 2K_{12}} + 2K_{10} + K_{11} \right)}{K_8 + \frac{K_9 + 2K_{12}}{K_9 + 2K_{12}} + 2K_{10} + K_{11}} \quad (6.35)$$



Obr. 6.13: Výsledky analytického modelu – alternativní spoj s částečným zářezem, délka vodorovného prvku 150 mm



Obr. 6.14: Výsledky analytického modelu – alternativní spoj s úplným zářezem, délka vodorovného prvku 500 mm

Výsledky uvedených analytických modelů se ve všech případech dobře shodují s výsledky experimentálních zkoušek v lineární oblasti. Tuhosti spojů v lineární oblasti a maximální silová zatížení při konzervativní hodnotě součinitele zohledňující uspořádání zatížení, možnost štěpení a stupeň deformace v tlaku $k_{c,90} = 1,0$ jsou prezentovány v *Tab. 6.1*.

Délka vodor. prvku 150 mm	Tuhost K_{el} [kN/mm]	Maximální síla F_k [kN]	Délka vodor. prvku 500 mm	Tuhost K_{el} [kN/mm]	Maximální síla F_k [kN]
Kolmé lípnutí	23,6	19,5	Kolmé lípnutí	31,6	26,2
Alternativní úplný zářez	27,6	22,8	Alternativní úplný zářez	36,6	30,4
Alternativní část. zářez	26,2	21,6	Alternativní část. zářez	34,6	28,8

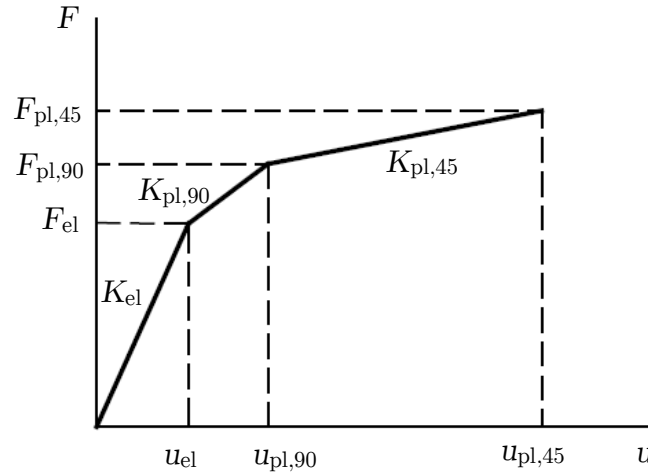
Tab. 6.1: Výsledky analytického modelu

6.3) Analytický model pružno-plastického chování spojů

Analytický model pružného chování spoje uvedený v předchozí podkapitole spočívá ve stanovení tuhosti spoje a definování maximálního přípustného zatížení na základě normové pevnosti dřeva v tlaku kolmo k jeho vláknům.

Je známo, že těsně po překročení normové pevnosti dřeva v tlaku kolmo k jeho vláknům dochází sice k plastizování dřevní hmoty, nikoliv však k jejímu porušení. To znamená, že dřevo je nadále únosné, avšak vykazuje trvalé deformace. Evropská normativní komise pro dřevěné konstrukce v současné době vede diskuzi, zda charakteristickou hodnotu pevnosti v tlaku kolmo k vláknům dřeva nezvýšit za mez elasticity s definováním jistých limitních pravidel pro maximální deformace.

Pokud se tak v budoucnosti stane, je potřebné znát chování dřeva v tlaku kolmo k vláknům, potažmo konstrukčních prvků a spojů i za elastickou oblastí. Následující analytické modely představují chování spoje také v plastické části pracovního diagramu. Autor si uvědomuje, že uváděné vztahy vycházejí z teorie pružnosti a že plně neodpovídají plastickému chování. Avšak v tomto případě se jedná o konzervativní přístup jednoduchého zpřesnění analytického modelu.



Obr. 6.15: Analytický pružno-plastický model

Po dosažení pevnosti v tlaku kolmo k vláknům dřeva $f_{c,90,k}=2,5$ MPa je ponížěn průměrný modul pružnosti kolmo k vláknům z $E_{90,mean}=370$ MPa na modul plasticity $E_{90,pl}=10$ MPa (hodnota ověřena experimentálně i numerickým modelem – viz výše). V souvislosti s prezentovaným analytickým modelem pružného chování spojů se jedná konkrétně o tuhosti: K_2 , K_3 , K_6 , K_7 , K_{10} , K_{11} a K_{12} . Tuhost v plastické oblasti se sníženým modulem kolmo k vláknům je označen $K_{pl,90}$. Označení maximálního tlakového zatížení $F_{max,k}$ z pružného analytického modelu odpovídá F_{el} a maximální přípustného posunu spoje $u_{max,k}$ odpovídá označení u_{el} .

Model předpokládá lineární chování modelu až k dosažení pevnosti v tlaku šikmo k vláknům. Pro třídu pevnosti C24 podle ČSN EN 338 [26] $f_{c,45,k}=4,5$ MPa. Maximální zatížení a maximální posun se sníženým modulem v tlaku kolmo k vláknům:

$$F_{pl,90} = F_{el} + K_{pl,90}(u_{pl,90} - u_{el}) \quad (6.36)$$

$$F_{pl,90} = F_{el} + \Delta\sigma A \quad (6.37)$$

$$u_{pl,90} = u_{el} + \frac{\Delta\sigma A}{K_{pl,90}} \quad (6.38)$$

Kde A je otláčovaná plocha a $\Delta\sigma$ je rozdíl pevnosti v tlaku šikmo k vláknům a pevnosti v tlaku kolmo k vláknům.

$$\Delta\sigma = f_{c,45,k} - f_{c,90,k} \quad (6.39)$$

Pro třídu pevnosti C24 podle ČSN EN 338 [26]:

$$\Delta\sigma = 4,5 - 2,5 = 2 \text{ MPa} \quad (6.40)$$

Po dosažení pevnosti v tlaku šikmo k vláknům dřeva $f_{c,45,k}=4,5$ MPa je ponížěn průměrný modul pružnosti šikmo k vláknům z $E_{45,\text{mean}}=716$ MPa na modul plasticity:

$$E_{\alpha} = \frac{E_0 E_{90,\text{pl}}}{E_0 \sin^2\alpha + E_{90,\text{pl}} \cos^2\alpha} \quad (6.41)$$

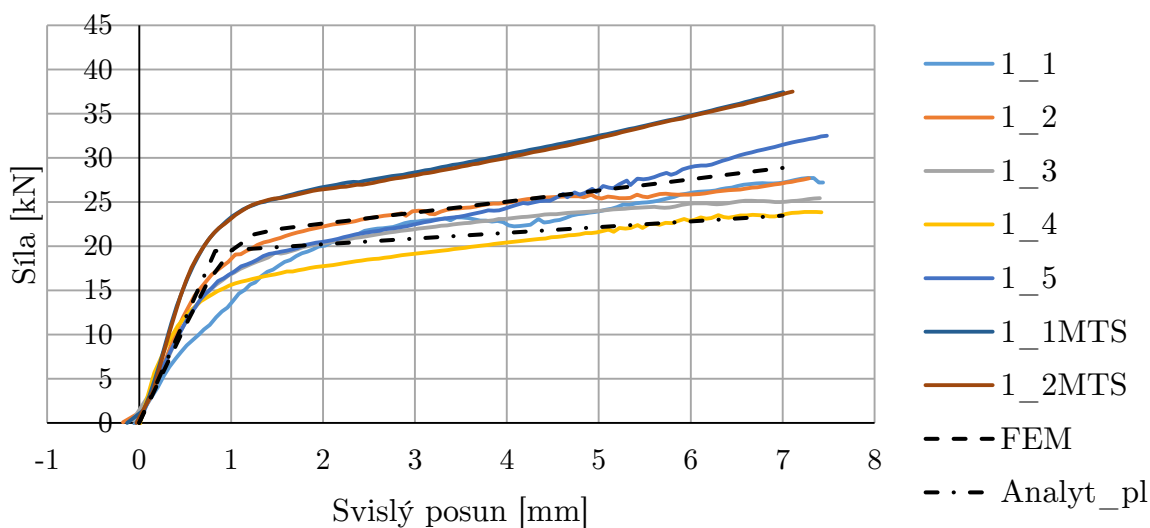
Na hodnotu $E_{45,\text{pl}}=20$ MPa. (předpokládá se ponížený modul $E_{90,\text{pl}}=10$ MPa, tento výpočet je konzervativní – skutečný plastický modul v tlaku šikmo k vláknům při $\alpha =45^\circ$ bude vyšší).

Snížený plastický modul šikmo k vláknům se v souvislosti s prezentovaným analytickým modelem pružného chování spojů týká tuhostí: K_5 a K_9 . Tuhost v plastické oblasti se sníženým modulem kolmo i šikmo k vláknům dřeva je označen $K_{\text{pl},45}$.

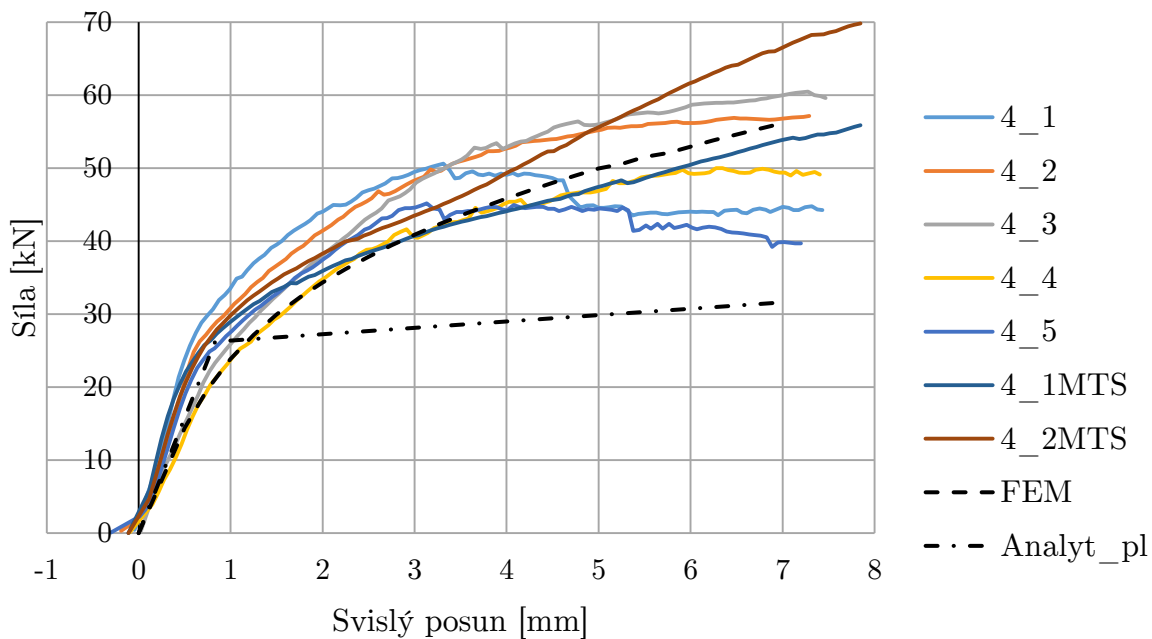
Maximální zatížení a maximální posun se sníženým modulem kolmo i šikmo k vláknům dřeva:

$$F_{\text{pl},45} = F_{\text{pl},90} + K_{\text{pl},45}(u_{\text{pl},45} - u_{\text{pl},90}) \quad (6.42)$$

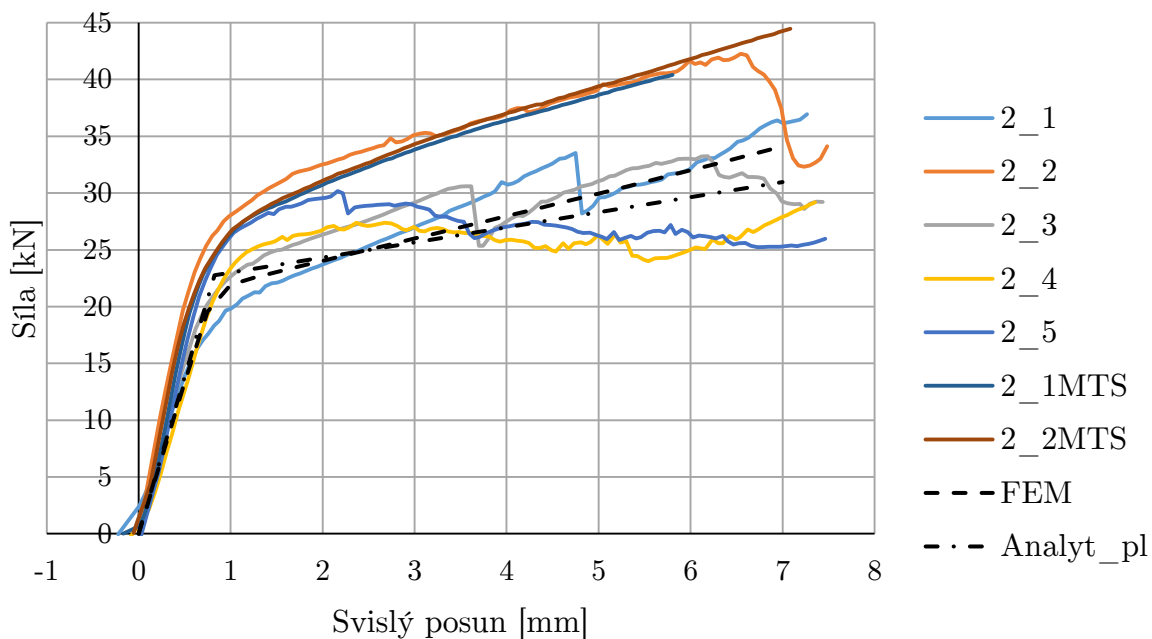
$$u_{\text{pl},45} = u_{\text{pl},90} + \frac{F_{\text{pl},45} - F_{\text{pl},90}}{K_{\text{pl},45}} \quad (6.43)$$



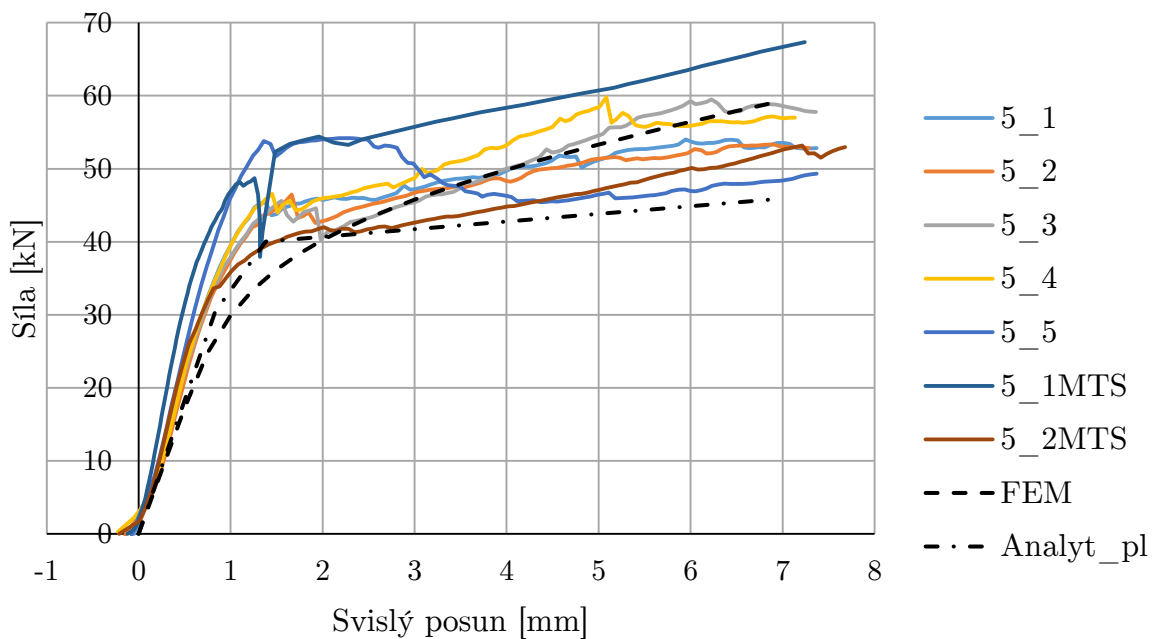
Obr. 6.16: Výsledky analytického pružno-plastického modelu – kolmé lípnutí, délka vodorovného prvku 150 mm



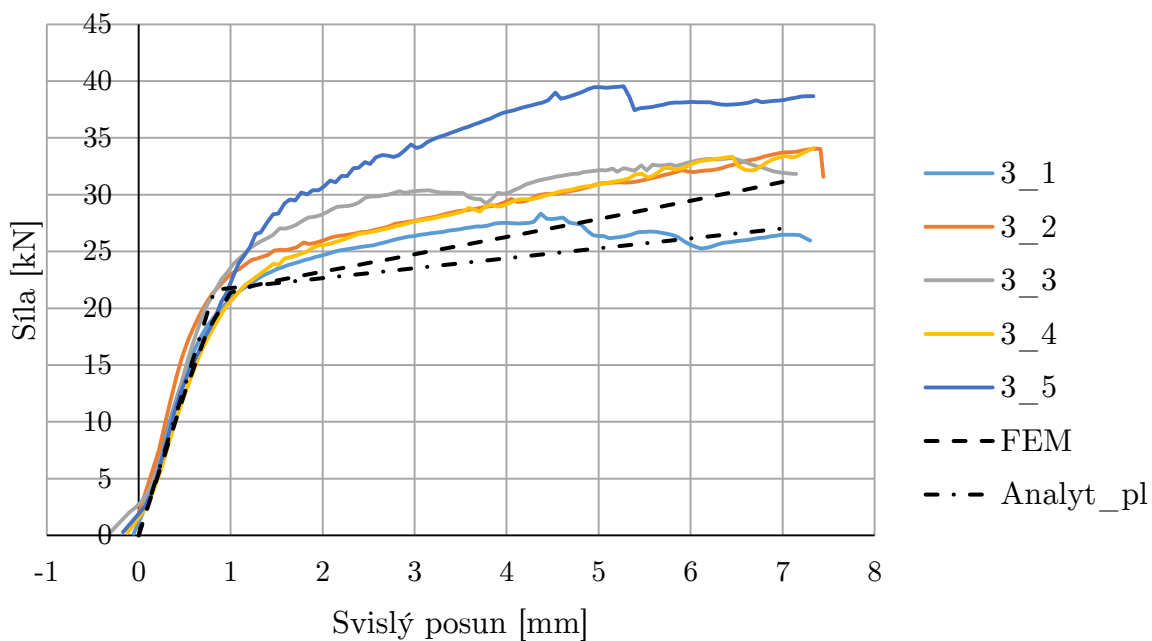
Obr. 6.17: Výsledky analytického pružno-plastického modelu – kolmé lípnutí, délka vodorovného prvku 500 mm



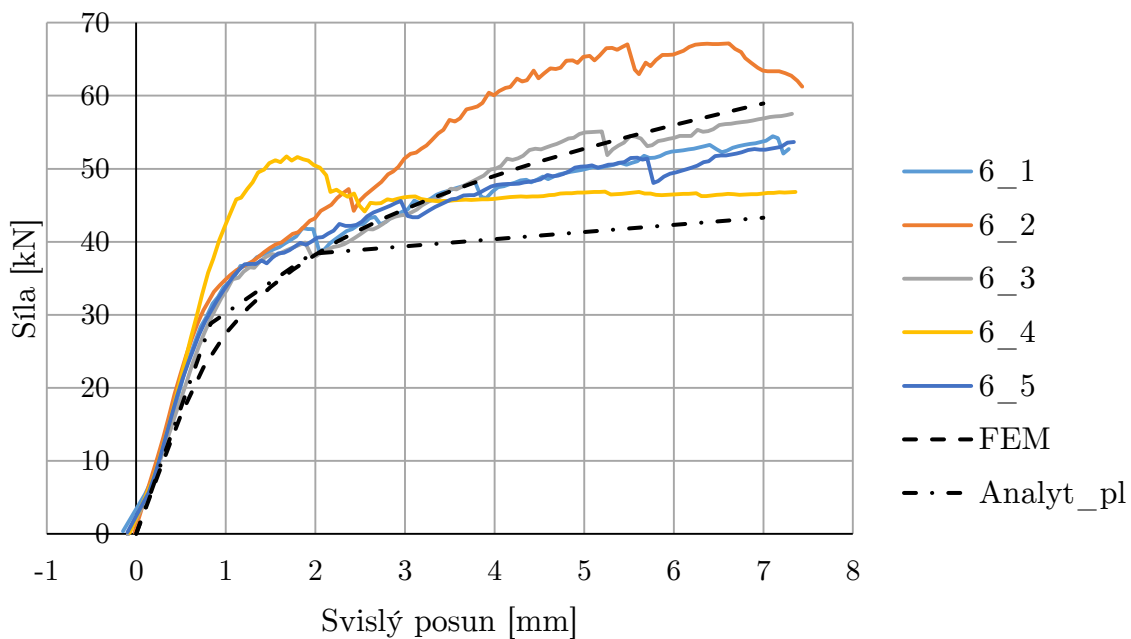
Obr. 6.18: Výsledky analytického pružno-plastického modelu – alternativní spoj s úplným zářezem, délka vodorovného prvku 150 mm



Obr. 6.19: Výsledky analytického pružno-plastického modelu – alternativní spoj s úplným zářezem, délka vodorovného prvku 500 mm



Obr. 6.20: Výsledky analytického pružno-plastického modelu – alternativní spoj s částečným zářezem, délka vodorovného prvku 150 mm



Obr. 6.21: Výsledky analytického pružno-plastického modelu – alternativní spoj s částečným zářezem, délka vodorovného prvku 500 mm

Výsledky analytických modelů s pružno-plastickým chováním se dobře shodují s výsledky experimentálních zkoušek. V plastické oblasti je patrná nižší tuhost spoje podle analytického výpočtu v porovnání s experimenty i numerickým modelem. Rozdíl je patrný především na Obr. 6.17. Tento jev je dán konzervativní hodnotou modulu plasticity. Nicméně uvedený pružno-plastický analytický model vhodně popisuje chování spojů.

7) Celkové vyhodnocení výpočetních modelů

Výsledky numerických i analytických modelů byly v předchozích kapitolách prezentovány v grafické formě. V celkovém vyhodnocení v *Tab. 7.1* jsou uvedeny výsledky výpočetních modelů v číselné podobě a procentuální shoda s průměrnými výsledky z experimentálních zkoušek. Velikost působící síly je vztažena k limitnímu svislému posunu 3 mm.

Označení testované sestavy	Experiment - průměrná tuhost spoje [kN/mm]	Numerický model – tuhost poje [kN/mm]	Shoda s experimentem [%]	Analytický model – tuhost spoje [kN/mm]	Shoda s experimentem [%]
1	22,8	21,9	96	23,6	97
2	31,6	26,7	84	27,6	87
3	28,1	25,2	90	26,2	93
4	38,0	28,9	76	31,6	83
5	47,9	34,5	72	36,6	76
6	40,5	32,9	81	34,6	85
Označení testované sestavy	Experiment- prům. síla při posunu 3 mm [kN]	Numer. m. síla při posunu 3 mm [kN]	Shoda s experimentem [%]	Analyt. m. síla při posunu 3 mm [kN]	Shoda s experimentem [%]
1	23,78	23,81	99	20,86	88
2	30,68	25,99	85	25,65	84
3	29,25	24,75	85	23,53	80
4	44,85	40,86	91	28,11	69
5	48,04	46,87	98	41,72	87
6	46,16	44,46	96	39,39	85

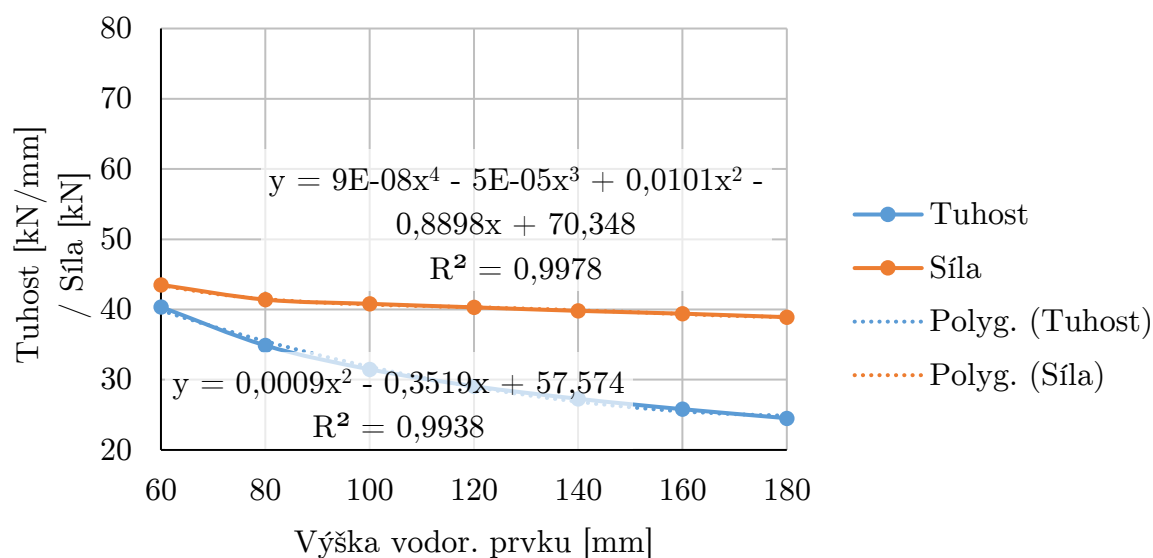
Tab. 7.1: Celkové vyhodnocení výpočetních modelů v porovnání s experimenty

Tuhost spoje v lineární oblasti získaná z numerických modelů vykazuje shodu s průměrnými výsledky experimentů mezi 72 a 96 %. V případě analytických modelů je shoda 76 – 97 %.

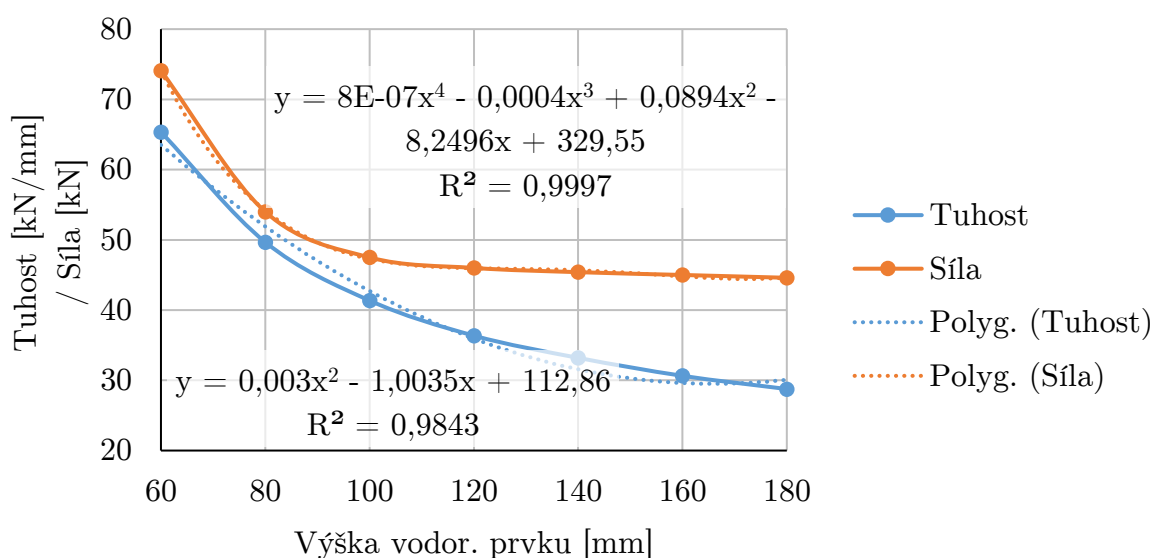
Shoda velikosti působící síly při svislém posunu 3 mm (numerický model) s průměrnými experimentálními hodnotami je v intervalu od 85 do 99 %. Analytické modely vykazují shodu této veličiny v rozptylu 69 – 88 %.

8) Parametrická studie

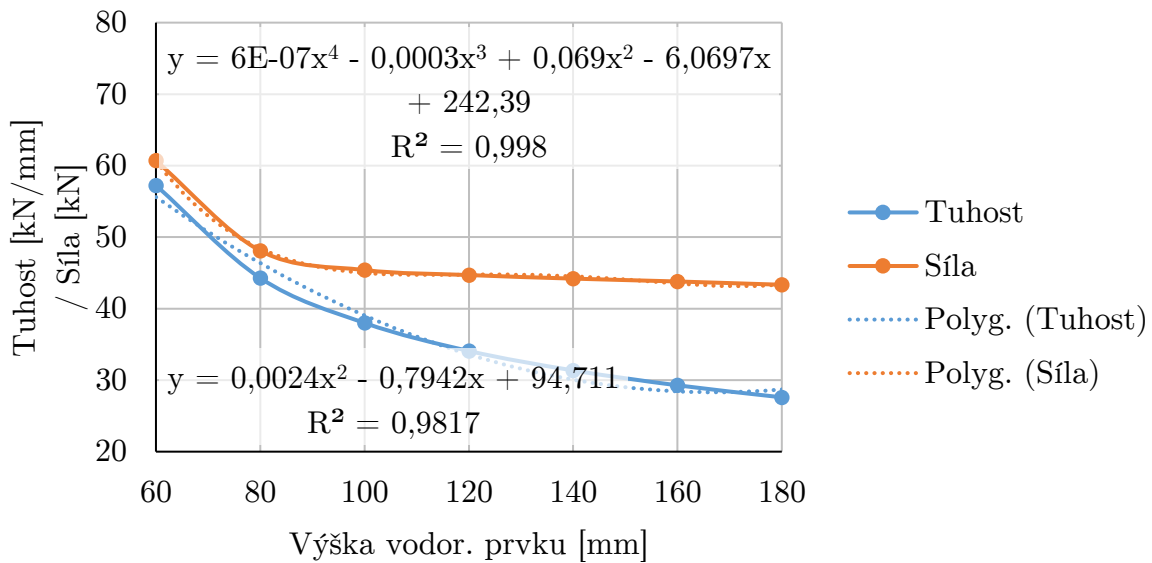
Tato část práce vychází z výsledků numerických modelů. Proměnným parametrem této studie je výška vodorovného prvku. V následujících grafech jsou zaznamenány hodnoty tuhosti a působící síly při limitním posunu 3 mm. Uvedené závislosti jsou platné pro šířku spojovaných prvků 60 mm a příčný profil svislého prvku 60/80 mm, stejně jako je tomu v předchozích kapitolách. Závislosti jsou aproximovány matematickými funkcemi.



Obr. 8.11: Výsledky parametrické studie – kolmé lípnutí



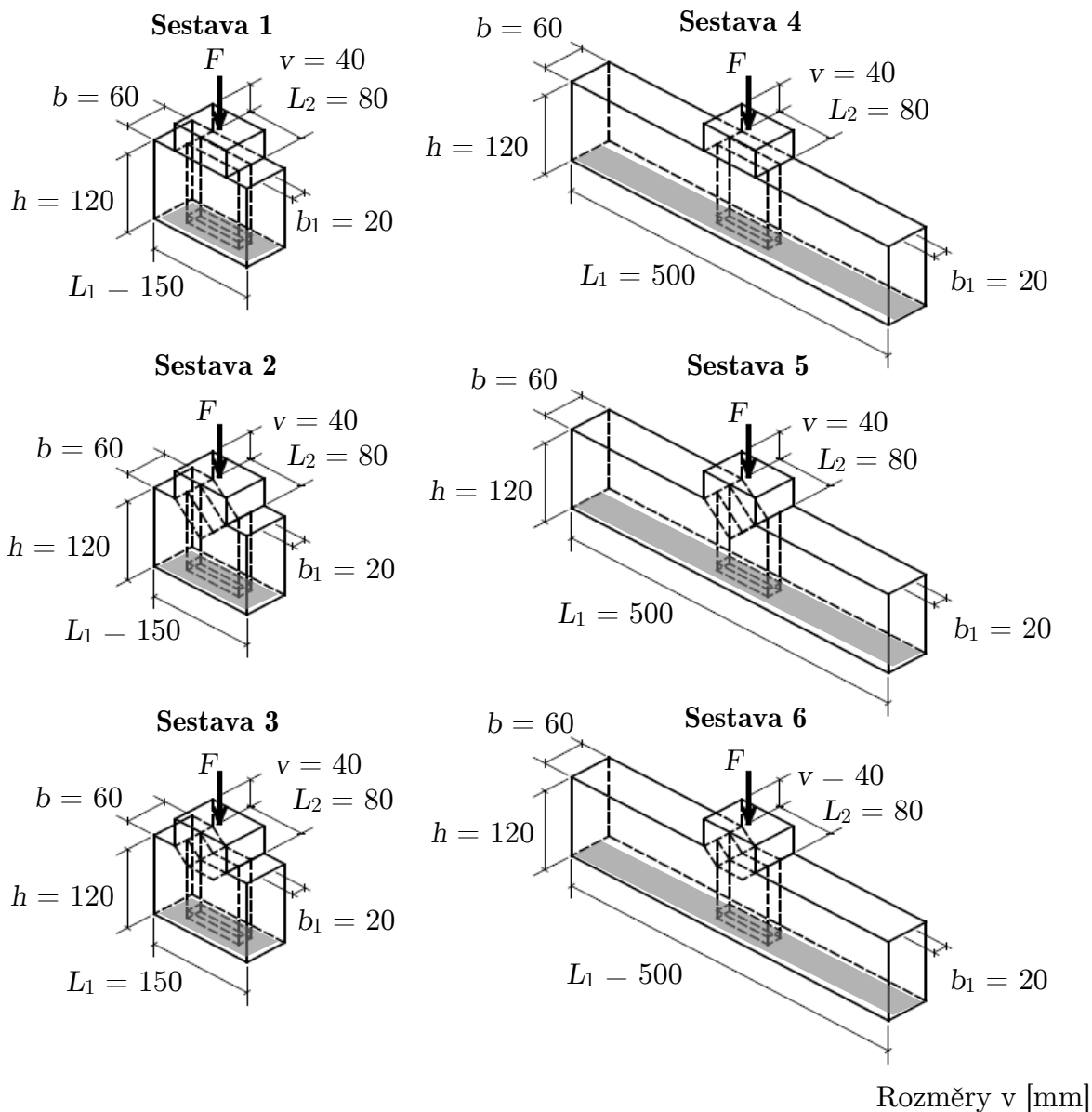
Obr. 8.2: Výsledky parametrické studie – alternativní spoj s úplným zářezem



Obr. 8.2: Výsledky parametrické studie - alternativní spoj s částečným zářezem

9) Aplikace modelů pro čepové spoje

Představené numerické a analytické modely mohou být aplikovány také na technologicky složitější tesařské spoje. Tato kapitola je věnována modelům čepových spojů. Kolmý čepový spoj je na rozdíl od kolmého lípnutí opatřen čepem na jednom spojovaném prvku a dlabem na prvku druhém. Varianta čepového spoje s úplným nebo částečným zářezem je upravena analogicky. Všechny varianty prezentovaných čepových spojů, jejich označení a geometrické charakteristiky jsou znázorněny na Obr. 9.1. Čepový spoj je obvykle opatřen dodatečným spojovacím prostředkem - svorníkem nebo kolíkem. Autor prezentuje modely bez použití tohoto spojovacího prostředku. To vede ke konzervativním výsledkům.



Obr. 9.1: Sestavy čepových spojů, rozměry a označení

Řešené čepové spoje jsou úplné (šířka čepu je rovna šířce prvku, který je čepem opatřen) a procházející (dlab je proveden přes celou výšku prvku s dlabem). Výška čepu je o 10 mm kratší, nežli výška prvku s dlabem. Tento rozdíl je dán technologií výroby čepových spojů (5 – 10 mm), kdy se čelo čepu nesmí dotýkat dna dlabu, nebo u procházejících čepů lícovat s plochou prvku u konce dlabu (pokud je konec dlabu podepřen). Pokud by toto opatření nebylo splněno, bude v čepu a na dně dlabu koncentrováno nadměrné napětí a nebude zajištěno plné dosednutí kontaktních ploch spoje. Tloušťka čepu vychází z dodnes používané empirie jako třetina šířky dlabaného prvku.

Numerické modely všech variant čepových spojů zahrnují předpoklady, které jsou v této práci představeny v kapitole *Numerické modely*. Všechny okrajové podmínky modelu jsou zachovány. Pouze geometrické charakteristiky jednotlivých sestav spojů jsou pozměněny. Výsledky numerických modelů čepových spojů jsou v této části práce prezentovány společně s výsledky analytických modelů.

Analytické modely čepových spojů vycházejí z metody komponent s pružno-plastickým chováním spojů, které jsou uvedeny v předchozí kapitole *Analytické modely*. Komponenty aproximující chování částí spojovaného prvku s dlabem mají poměrově sníženou tuhost v porovnání s předchozími případy. Poklesový efekt v příčném směru prvku s dlabem je zanedbán. Tento předpoklad vede ke konzervativním výsledkům.

Komponenty s poměrově sníženou tuhostí (ostatní komponenty jsou shodné se vztahy uvedenými v kapitole *Analytické modely*), geometrické parametry jsou podle *Obr. 9.1*:

kolmý čepový spoj úplný procházející

$$K'_2 = \frac{E_{90,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} L_2}{h} \quad (9.1)$$

$$K'_3 = \frac{E_{90,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} L_{\text{ef}}}{h} \quad (9.2)$$

kolmý čepový spoj s úplným zářezem

$$K'_5 = \frac{E_{45,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} \sqrt{2} \frac{L_2}{2}}{\sqrt{2} \left(h - \frac{L_2}{4} \right)} \quad (9.3)$$

$$K'_6 = \frac{E_{90,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} L_{\text{ef}}}{h - \frac{L_2}{4}} \quad (9.4)$$

pro krátké prvky s dlabem

$$K'_5 = \frac{E_{45,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} \sqrt{2} \frac{L_2}{2}}{\frac{\sqrt{2}}{2} \left(L_1 - \frac{L_2}{2} \right)} \quad (9.5)$$

$$K'_7 = \frac{E_{90,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} L_2}{h - \frac{L_2}{4} - \frac{L_1 - \frac{L_2}{2}}{2}} \quad (9.6)$$

kolmý čepový spoj s částečným zářezem

$$K'_9 = \frac{E_{45,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} \sqrt{2} \frac{L_2}{4}}{\sqrt{2} \left(h - \frac{L_2}{8} \right)} \quad (9.7)$$

$$K'_{10} = \frac{E_{90,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} L_{\text{ef}}}{h - \frac{L_2}{8}} \quad (9.8)$$

$$K'_{11} = \frac{E_{90,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} \frac{L_2}{2}}{h - \frac{L_2}{4}} \quad (9.9)$$

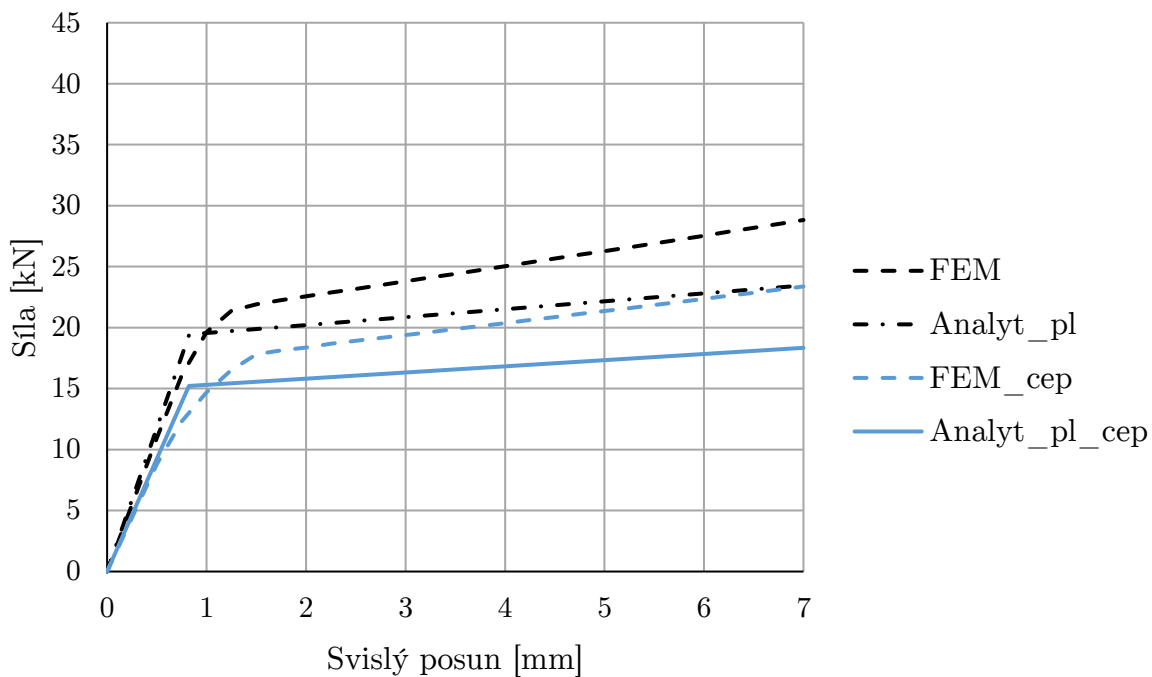
pro krátké prvky s dlabem

$$K'_9 = \frac{E_{45,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} \sqrt{2} \frac{L_2}{4}}{\frac{\sqrt{2}}{2} \left(L_1 - \frac{3 L_2}{4} \right)} \quad (9.10)$$

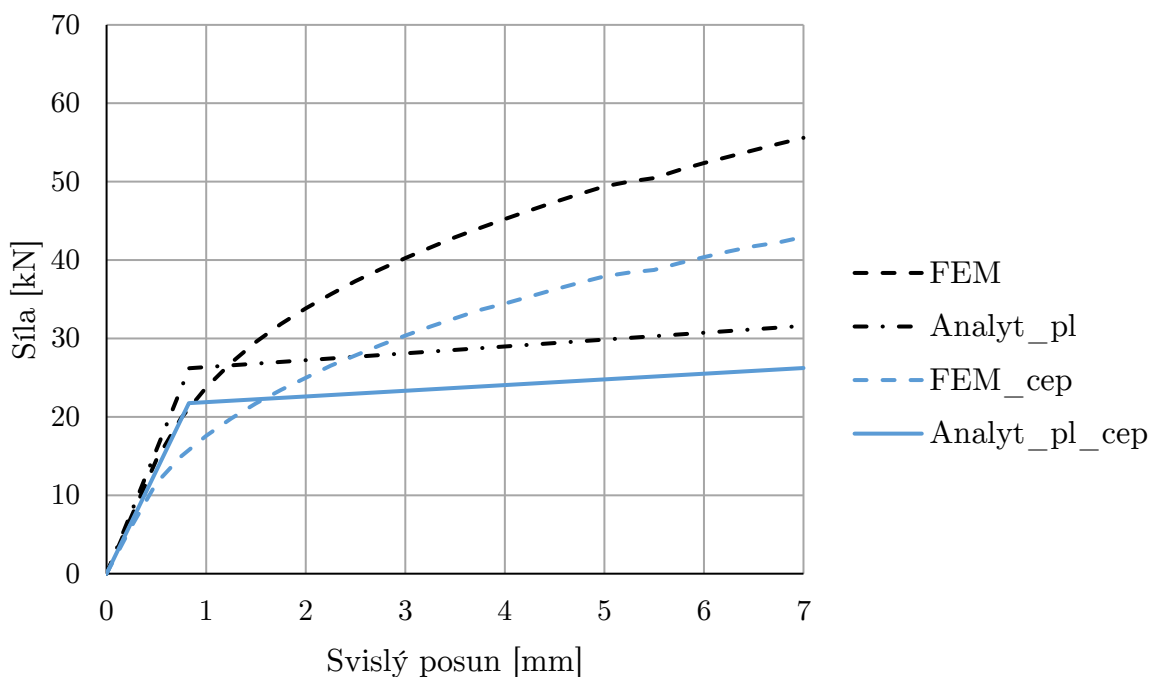
$$K'_{12} = \frac{E_{90,\text{mean}} \frac{b-b_1}{b} \frac{L_2}{4}}{h - \frac{L_2}{8} - \frac{L_1 - \frac{3 L_2}{4}}{2}} \quad (9.11)$$

Výsledky numerických a analytických modelů kolmého čepového spoje a jeho příslušných alternativ jsou uvedeny na následujících grafech (vyznačeno modrou barvou křivek). V těchto grafech jsou také pro porovnání ponechány výsledky modelů kolmého lípnutí a jeho alternativních spojů (ponechána černá barva křivek).

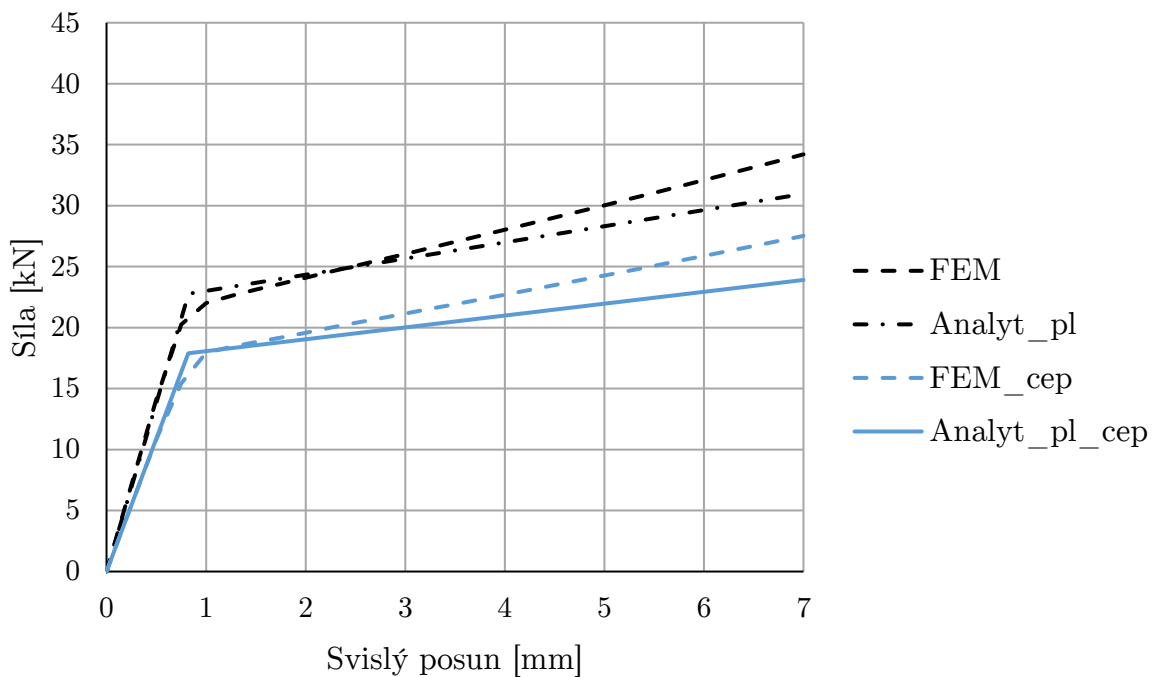
Z výsledků je patrná předpokládaná nižší tuhost čepového spoje v důsledku oslabení vodorovného prvku dlabem.



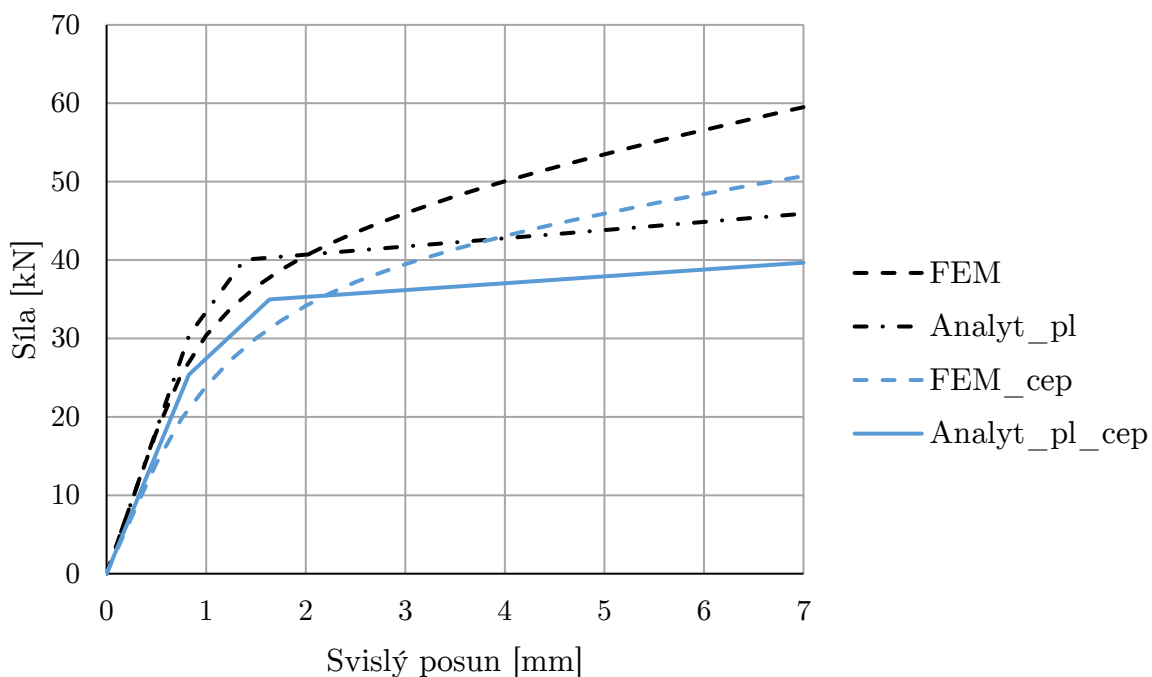
Obr. 9.2: Výsledky numerických a analytických modelů – porovnání kolmého lípnutí a kolmého čepového spoje – délka vodorovného prvku 150 mm



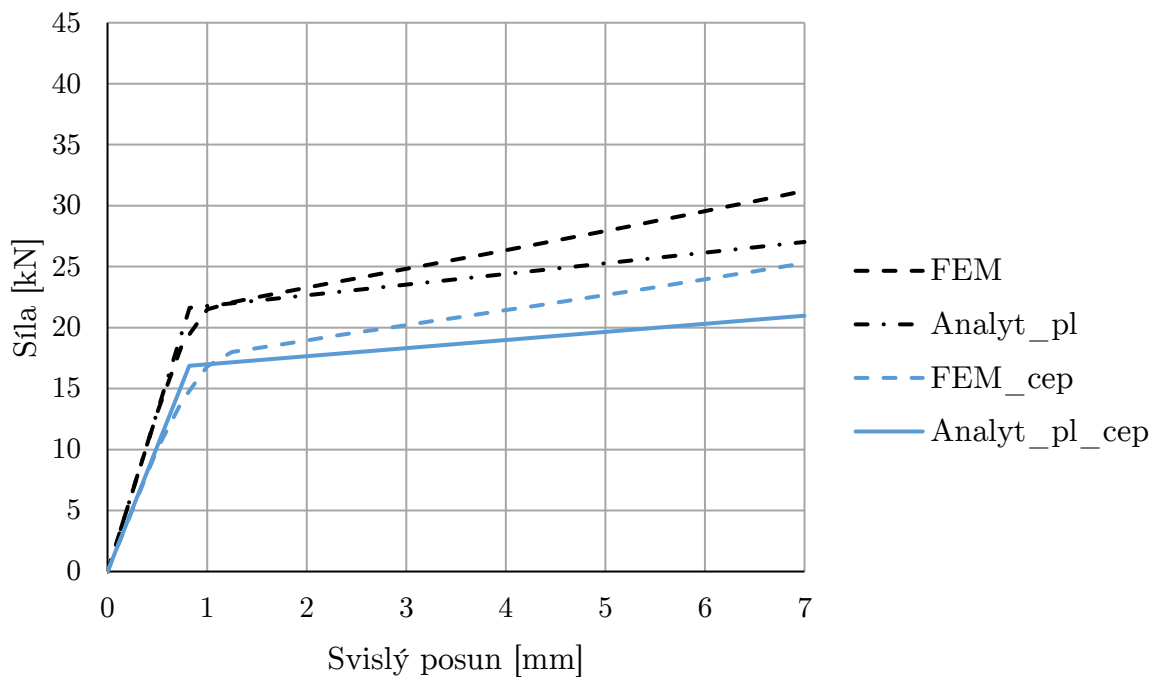
Obr. 9.3: Výsledky numerických a analytických modelů – porovnání kolmého lípnutí a kolmého čepového spoje – délka vodorovného prvku 500 mm



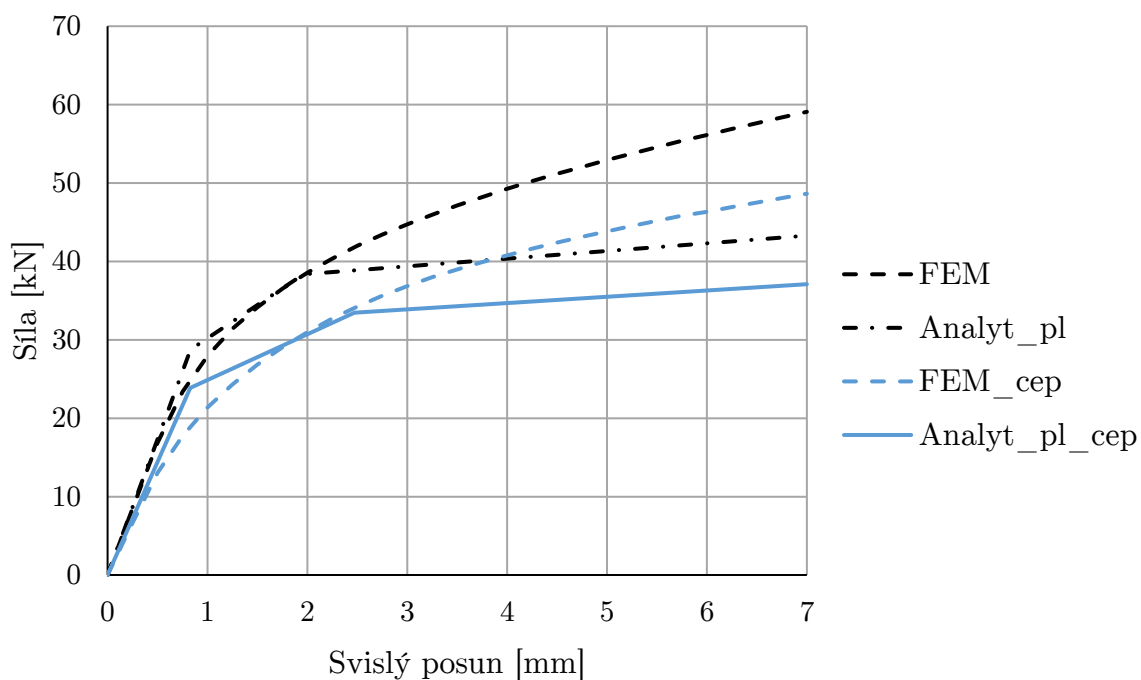
Obr. 9.4: Výsledky numerických a analytických modelů – porovnání spoje s úplným zářezem a jeho čepovou alternativou – délka vodorovného prvku 150 mm



Obr. 9.5: Výsledky numerických a analytických modelů – porovnání spoje s úplným zářezem a jeho čepovou alternativou – délka vodorovného prvku 500 mm



Obr. 9.6: Výsledky numerických a analytických modelů – porovnání spoje s úplným zářezem a jeho čepovou alternativou – délka vodorovného prvku 150 mm



Obr. 9.7: Výsledky numerických a analytických modelů – porovnání spoje s úplným zářezem a jeho čepovou alternativou – délka vodorovného prvku 500 mm

10) Závěr

10.1) Shrnutí výsledků

10.1.1) Obecné shrnutí

Tato práce shrnuje poznatky v oblasti tesařských spojů a uvádí dosud publikované výpočetní postupy pro posouzení jejich únosnosti. Současný normativní systém věnuje pozornost výpočtu tesařských spojů jen v omezené míře. Navíc normové postupy nedostatečně popisují skutečné chování tradičního způsobu spojování dřevěných konstrukcí. Vhodný matematický popis chování tesařského spoje je přitom potřebný např. při posouzení stavu stávající konstrukce nebo návrhu rekonstrukcí staveb.

V rámci disertační práce bylo zkoumáno mechanické chování vybraných tesařských detailů. Autor představuje vlastní zjednodušující výpočetní modely a postupy pro zjišťování tohoto chování spojů. Zároveň mezi sebou porovnává výsledky modelů s daty získanými během experimentů.

10.1.2) Experimentální část

Z provedených materiálových zkoušek běžného smrkového dřeva je patrný značný rozptyl průběhů závislosti poměrného přetvoření na napětí ve směru kolmém na vlákna dřeva. Mez elasticity vzorků zatěžovaných v radiálním a tangenciálním směru je přibližně v intervalu od 2,5 do 4 MPa. Z porovnání rozměrového účinku, tzv. „size effect“, je patrné, že větší zkoumané vzorky vykazují průměrně větší modul pružnosti, ale menší tuhost v plastické části grafu v porovnání se vzorky menšími (v radiálně-tangenciálním směru zatížení). Z těchto důvodů je obtížné definovat výpočetní závislosti, které by pokryly celou škálu testovaných spojů.

Testované zkušební sestavy s delším vodorovným prvkem vykazují obecně vyšší únosnost i tuhost spoje. Je možné konstatovat, že průměrně nejnižší tuhost vykazují tradiční řešení spoje – kolmé lípnutí. Nejvyšší tuhost je zaznamenána u sestav alternativního spoje s úplným zářezem.

10.1.3) Část numerických modelů

Autor využívá modifikovanou Hillovu teorii při materiálovém popisu dřeva. Ta umožňuje bilineární aproximaci chování ortotropního materiálu. Model s lokálním zahuštěním sítě v místě spojení dřevěných prvků a použitím prismatických prvků SOLID95 pent. je vyhodnocen jako nejvýhodnější z hlediska kvality výsledků a rychlosti výpočtu v porovnání s ostatními testovanými konečně-prvkovými sítěmi.

Vytvořený numerický model materiálu se dobře shoduje s výsledky materiálových zkoušek, zvláště v podélném směru dřevních vláken.

V případě kolmého lípnutí s délkou vodorovného prvku 150 mm jsou hodnoty z numerického výpočtu v průměru hodnot experimentálních. U spojů s úplným i částečným zářezem jsou vypočtené hodnoty spíše na úrovni experimentálních minim. Výsledky numerických modelů všech tří typů spojů s délkou vodorovného prvku 500 mm vykazují mírně nižší tuhost v lineární oblasti, nežli výsledky experimentů. Meze elasticity a plastické tangenciální moduly se shodují s hodnotami těchto veličin získaných zkouškou spojů.

10.1.4) Část analytických modelů

Analytické modely vycházejí z metody komponent. Modely zahrnují poklesový efekt, který má příznivý vliv na tuhost a únosnost tesařských detailů. Navržené analytické modely vykazují v pružné oblasti pracovních diagramů velmi dobrou shodu s výsledky z experimentů. Analytický pružno-plastický model se zjednodušujícími okrajovými podmínkami plasticity poskytuje informaci, jak se chová spoj pro překonání meze elasticity. V plastické oblasti je patrná nižší tuhost spojů podle analytického výpočtu v porovnání s experimenty i numerickým modelem. Tento jev je dán konzervativní hodnotou modulu plasticity.

10.2) Shrnutí dosažených cílů

V rámci této disertační práce bylo dosaženo následujících cílů:

I. Numerický model

Byly sestaveny parametrické numerické modely vybraných tesařských spojů, které mohou být využívány pro další výpočty (viz Přílohy – APDL skripty).

II. Ověření modelu experimenty

Bylo zjištěno mechanické chování vybraných tesařských detailů pomocí experimentů. Získaná data jsou vhodná pro další výzkum v této oblasti, např. pro validaci pokročilých numerických modelů.

III. Jednoduché analytické modely

Na základě popsaného systému analytických vztahů je možné posuzovat nejen uvedené typy spojů. Existuje celá řada tesařských detailů, na které lze metodu komponent s poklesovým efektem aplikovat.

10.3) Náměty pro další výzkum

Pro rozšiřování znalosti v oblasti tesařských spojů je vhodné výzkum zaměřit na:

Rotační tuhost tesařských spojů

Kromě tlakového namáhání spojů, který je popsán v této práci, je možné sledovat např. chování spoje zatíženého ohybovým momentem. Obvykle se tesařské spoje v globálních modelech stavebních konstrukcí modelují s nulovou rotační tuhostí. Většina spojů má však nenulovou rotační tuhost. Zanesením této tuhosti do komplexních prutových modelů konstrukcí je možné získat vhodnější redistribuci vnitřních sil.

Numerické modely tesařských spojů s dalšími spojovacími prostředky

Je vhodné uvážit vliv dodatečných spojovacích prostředků v rámci tvorby pokročilých numerických modelů. Autor očekává příznivý vliv těchto prostředků na tuhost i únosnost spojů. Je vhodné věnovat pozornost také oslabení spoje, např. otvorem pro dřevěné kolíky, které mají obvykle velký průměr.

Vlhkostní změny dřeva v tesařských spojkách

Bobtnání, sesychání a borcení jsou přirozené vlastnosti dřeva. Zvláště v exteriérech nebo prostorách se střídající se vlhkostí je potřeba řešit tvarové změny dřeva v souvislosti s vlhkostní změnou materiálu. Na chování spoje může mít změna vlhkosti dřeva významný dopad. Je také důležité vnímat tzv. „size effect“ dřeva, zvláště v souvislosti s výsušnými trhlinami a přirozenými vadami dřeva.

Pokročilé materiálové numerické modely dřeva

V oblasti výzkumu dřevěných konstrukcí je důležitým poznatkem chování dřeva po překročení meze pružnosti. V této práci je použitý numerický model se zjednodušujícím bilineárním materiálovým modelem. Pro přesnější modely je vhodné použít nebo vytvořit pokročilejší materiálový model, např. Grosse [95]. V návaznosti na módy porušení spojů je vhodné doplnit pokročilé modely např. o porušení tahovými trhlinami kolmo k vláknům dřeva. Je také žádoucí vytvořit rozsáhlejší měření elastických i plastických materiálových charakteristik tuzemských dřevin.

Poklesový efekt analytického modelu v příčném směru dřevěného prvku

V této práci je poklesový efekt v příčném směru konzervativně zanedbáván. Měření a stanovení poklesové křivky v příčném směru může přinést další zpřesnění analytických modelů dřevěných spojů.

Použití tradičních spojů v truhlářství

Prezentované výpočtové modely spojů mohou najít uplatnění i mimo čistě stavební obor. Na *Obr. 10.1* je vyobrazena smrková lavice s několika typicky tesařskými detaily. Nahoře je rybinovité přeplátování (netypicky opačně provedené). Toto řešení má tu výhodu, že při sesychání dřeva stahuje prvky k sobě a spoj je pak pevnější. Dole je kolmý odsazený neprocházející čepový spoj, který je zajištěn dvěma dubovými kolíky. Uprostřed je kolmý procházející rybinovitý jednostranný čep zajištěný dubovým klínem.



Obr. 10.1: Lavice s využitím tesařských spojů

Lavice je opatřena čerstvým nátěrem tradiční směsi využívané k ochraně dřeva např. Vikingy v severní Evropě. Směs se skládá z dřevního dehtu, lněného oleje a terpentýnu v poměru 1:1:1. Všechny tři složky jsou přírodního charakteru. Na fotografii jsou pro srovnání zachyceny také lavice z neošetřovaného dřeva.

11) Publikační činnost

Článek v impaktovaném časopisu (v revizním řízení):

POŠTA, J., HATAJ, M., JÁRA, R., KUKLÍK, Pe. a PTÁČEK, P. *Use of Three-Dimensional nailing Plates in Timber Joints*. Construction & Building Materials.

Články zařazené ve Scopus, Web of Science:

ZOBAL, O., JÁRA, R. a HATAJ, M. Methodology for Measuring the Shear Stress of Plasterboards In: *Nano & Macro Mechanics 2017*. Praha: Czech Technical University in Prague. 2017, s. 157-161. Acta Polytechnica CTU Proceedings. sv. 13. ISSN 2336-5382. ISBN 978-80-01-06346-0.

HLAVATÁ, V., KUKLÍK, Pa. a HATAJ, M. Coefficients of Transverse Contraction of the Wood Cell Constituents and their Effect on the Cell Behavior. In: *Proceedings of the 17th Conference on the Rehabilitation and Reconstuction of Building CRRB 2015*. Praha, 12.11.2015 - 13.11.2015. Pfaffikon: Trans Tech Publications Inc.. 2016, s. 20-24. Key Engineering Materials. ISSN 1662-9795. ISBN 978-80-02-02631-0.

HATAJ, M., JÁRA, R., POŠTA, J. a KUKLÍK, Pe. Timber Structural Bar with Triangular Cross-Section. In: *WCTE 2016 CD-ROM Proceedings*. World Conference on Timber Engineering WCTE 2016. Vienna, 22.08.2016 - 25.08.2016. Wien: Vienna University of Technology. 2016, ISBN 978-3-903039-00-1.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Analysis of Traditional Carpentry Butt Joint Finite-Element Mesh. In *Engineering Mechanics 2016 - Book of full texts*. Prague: Institute of Thermomechanics, AS CR, v.v.i., 2016, p. 190-193. ISSN 1805-8248. ISBN 978-80-87012-59-8.

Ostatní články:

HATAJ, M., NEČAS, M., TYROVÁ, M., HASNÍKOVÁ, H., KUNECKÝ, J., MILCH, J. a SUCHOMELOVÁ, P. Mechanické chování dřevěného kolíku v jednostržném spoji. *TZB info* [online]. 2018, 20.(50), [cit. 20.12. 2018], ISSN 1801-4399. Dostupné z: <https://stavba.tzb-info.cz/drevene-konstrukce/18393-mechanicke-chovani-dreveneho-koliku-v-jednostriznem-spoji>.

HASNÍKOVÁ, H., KUKLÍK, Pe., KUKLÍKOVÁ, A. a HATAJ, M. Určování dřeva stávající konstrukce pomocí Pilodynů 6J Forest. *Časopis Stavebnictví*. 2018, XII(01-02), s. 16-19. ISSN 1802-2030.

POŠTA, J., HATAJ, M., JÁRA, R. a KUKLÍK, Pe. Únosnost spojů s ocelovými úhelníky. *TZB info* [online]. 2017, 19.(30), [cit. 1.11. 2018], ISSN 1801-4399. Dostupné z: <http://stavba.tzb-info.cz/drevene-konstrukce/16052-unosnost-spoju-s-ocelovymi-uhelniky>.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Základní principy a metody navrhování tesařských spojů. *DŘEVO&stavby PROFIspeciál*, 8, 2017, ISBN 978-80-906891-0-7.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Aktuální problematika navrhování tesařských spojů. *TZB info* [online]. 2017, 19(23), [cit. 1.11. 2018], ISSN 1801-4399. Dostupné z: <http://stavba.tzb-info.cz/drevene-konstrukce/15859-aktualni-problematika-navrhovani-tesarskych-spoju>.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Analytický model pro stanovení únosnosti a chování kolmého lípnutého tesařského spoje. *TZB info* [online]. 2017, 19(19), [cit. 1.11. 2018] ISSN 1801-4399. Dostupné z: <http://stavba.tzb-info.cz/nosne-systemy-drevostaveb/15757-analyticky-model-pro-stanoveni-unosnosti-a-chovani-kolmeho-lipnuteho-tesarskeho-spoje>.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Aktuální problematika navrhování tesařských spojů. In: *Dřevostavby 2017*. Volyně: VOŠ Volyně, 2017.

POŠTA, J., HATAJ, M., JÁRA, R. a KUKLÍK, Pe. Únosnost spojů s ocelovými úhelníky. In: *Dřevostavby 2017*. Volyně: VOŠ Volyně, 2017.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Složený sloup z dřevěných fošen s trojúhelníkovým příčným řezem. *Konstrukce*. 2017, 16.(1), s. 38-39. ISSN 1213-8762.

HATAJ, M. Dřevěný nosník vyztužený ocelovým lanem. *TZB info* [online]. 2017, 19(9), [cit. 1.11. 2018], ISSN 1801-4399. Dostupné z: <http://stavba.tzb-info.cz/drevostavby/15421-dreveny-nosnik-vyztuzeny-ocelovym-lanem>.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Složený sloup z dřevěných fošen s ocelovými spojovacími prostředky. *TZB info* [online]. 2016, 18.(33), [cit. 1.11. 2018], ISSN 1801-4399. Dostupné z: <http://stavba.tzb-info.cz/drevene-konstrukce/14896-slozeny-sloup-z-drevenych-fosen-s-ocelovymi-spojovacimi-prostredky>.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Analýza modelu tesařského spoje. *TZB info* [online]. 2016, 18.(33), [cit. 1.11. 2018], ISSN 1801-4399. Dostupné z: <http://stavba.tzb-info.cz/drevene-konstrukce/14556-analyza-modelu-tesarskeho-spoje>.

HATAJ, M. Numerické modely tesařských spojů. In: *Sborník semináře doktorandů katedry ocelových a dřevěných konstrukcí*, 18.2. a 22.9. 2016. Praha: ČVUT, Fakulta stavební, Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí, 2016, s. 39-44. ISBN 978-80-01-05963-0.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Dřevěný složený sloup s trojúhelníkovým příčným řezem. In: *Dřevostavby 2016*. Volyně: VOŠ Volyně, 2016, s. 125-128. ISBN 978-80-86837-84-0.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Analýza konečněprvkové sítě modelu tesařského spoje na sraz. In: *Dřevostavby 2016*. Volyně: VOŠ Volyně, 2016, s. 129-132. ISBN 978-80-86837-84-0.

HATAJ, M., KUKLÍK, Pe. a VÍDENSKÝ, J. Alternativní návrh tradičního dřevěného kolmého spojení na sraz. In: *Symposium energeticky efektivní budovy 2015*. 2015, s. 79-85. ISBN 978-80-02-02615-0.

HATAJ, M., VÍDENSKÝ, J. a KUKLÍK, Pe. New Method of Timber Element Joining Exposed to Embedment Perpendicular to Grain. In: *Proceedings of the International Conference on Structural Health Assessment of Timber Structures, SHATIS 15*. Wroclaw: Wroclaw University of Technology, 2015, p. 907-913. ISSN 0860-2395. ISBN 978-83-7125-255-6.

HATAJ, M. Numerické modely tesařských spojů. In: *Sborník semináře doktorandů katedry ocelových a dřevěných konstrukcí*, 20.5. a 22.9. 2015. Praha: ČVUT, Fakulta stavební, Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí, 2015, s. 21-24. ISBN 978-80-01-05741-4.

HATAJ, M., HASNÍKOVÁ, H., TEREBSYOVÁ, M. a KUKLÍK, Pe. Numerický model historické dřevěné konstrukce degradované vlivem dřevokazných hub. In: *Dřevostavby 2015*. Volyně: VOŠ Volyně, 2015, s. 193-196. ISBN 978-80-86837-72-7.

HATAJ, M., VÍDENSKÝ, J. a KUKLÍK, Pe.: Vyztužený dřevěný nosník. In: *Dřevostavby 2015*. Volyně: VOŠ Volyně, 2015, s. 205-206. ISBN 978-80-86837-72-7.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Analýza šikmého středního čepování s krátkým zhlavím. *TZB info* [online]. 2015, čl. č. 12301, [cit. 1.11. 2018], ISSN 1801-4399. Dostupné z: <http://stavba.tzb-info.cz/drevene-a-ocelove-konstrukce/12301-analyza-sikmeho-stredniho-cepovani-s-kratkym-zhlavim>.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. Analýza chování spojů historických konstrukcí a možnosti jejich zesilování. In: *Dřevostavby 2014*. Volyně: VOŠ Volyně, 2014, čl. č. 31, s. 181-184. ISBN 978-80-86837-57-4.

HATAJ, M. Analytické a numerické modely tesařských spojů. In: *Sborník semináře doktorandů katedry ocelových a dřevěných konstrukcí*. Praha: ČVUT, Fakulta stavební, Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí, 2014, s. 13-14. ISBN 978-80-01-05522-9.

Výsledky s ochranou duševního vlastnictví:

HATAJ, M a KUKLÍK, Pe. *Spoj dřevěných konstrukcí kolíkového typu*. Užitný vzor. Úřad průmyslového vlastnictví, 32178. 2018-10-16.

HATAJ, M. *Dřevěný složený sloup*. [Funkční vzorek]. 2015.

HATAJ, M. a KUKLÍK, Pe. *Dřevěný složený prut*. Užitný vzor. Úřad průmyslového vlastnictví, 28798. 2015-11-10.

JÁRA, R., HATAJ, M. a SEJKOT, P. *Zařízení pro roznos sil pro zkoušky spojovacích úhelníků*. [Funkční vzorek]. 2014.

JÁRA, R., HATAJ, M. a PRACHAŘ, M. *Přípravek pro zkoušky dřevěných vzorků čtyřbodovým ohybem*. [Funkční vzorek]. 2014.

HATAJ, M. a VÍDENSKÝ, J. *Vyztužený dřevěný nosník*. Užitný vzor. Úřad průmyslového vlastnictví, 26812. 2014-04-17.

Odborné přednášky:

11/2018 – odborná přednáška na téma „Spojování dřevěných konstrukcí“ v rámci semináře Trendy šikmých střech - Řemeslné rady Cechu KPT ČR

02/2017 - odborná přednáška na téma „Aktuální problematika navrhování spojů dřevěných konstrukcí“ v rámci doprovodného programu veletrhu Střechy Praha 2017 - Zařazeno do programu celoživotního vzdělávání České komory autorizovaných inženýrů a techniků činných ve výstavbě (ČKAIT)

02/2017 - odborná přednáška na téma „Nové výpočetní modely tesařských spojů“ v rámci doprovodného programu veletrhu Dřevostavby 2017

Seznam použité literatury

- [1] BRUNGRABNER, R. L. *Traditional Timber Joinery: A Modern Analysis*. Stanford, 1985. Disertační práce. Stanford University: Department of Civil Engineering.
- [2] STEINIGER, M. *Performance of CNC-processed Wood-to-Wood Joinery with Structural Composite Lumber (SCL) and Solid Timber*. Vancouver, 2004. Disertační práce. University of British Columbia: Faculty of Forestry.
- [3] SOBON, J. A. *Historic American Timber Joinery: A Graphic Guide*. Backet: Timber Frames Guild, 2014. ISBN 0970664389.
- [4] GRAUBNER, W. *Holzverbindungen: Gegenüberstellung japanischer und europäischer Lösungen*. Munich: Deutsche Verlags-Anstalt, 1990. ISBN 978-3421028501.
- [5] GRAUBNER, W. *Encyklopedia of Woof Joints*. Newtown: The Taunton Press, 1992. ISBN 156158004X.
- [6] ZWERGER, K. *Das Holz und seine Verbindungen - traditionelle Bautechniken in Europa und Japan*. Basel: Verlag Birkhäuser, 1997. ISBN 978-3764354824
- [7] KUPILÍK, V. *Střechy*. Praha: Stavební Informační Agentura, 1997. ISBN 80-85380-42-0.
- [8] GERNER, M. *Tesařské spoje*. Praha: Grada, 2003. ISBN 80-247-0076-X.
- [9] HÁJEK, V., PAVLIS, J. a NOVOTNÝ, M. *Pracujeme na střeše*. Praha: Sobotáles, 1995. ISBN 80-85920-12-3.
- [10] SKRAMLÍK, K. *Tesařství: příruční kniha praktického tesařství pro potřebu škol i dělníků, za přispění zkušených odborníků*. Praha: Kober, 1920.
- [11] SEDLÁK, J. *Tesařství*. Praha: B. Pyšvejc, 1948.
- [12] PIERCE, P. C., BRUNGRABER, R. L., LICHTENSTEIN, A. a SABOL, S. *Covered Bridge Manual*. [výzkumná zpráva], Treadwell, NY: Federal Highway Administration, 2005.
- [13] ČSN EN 1995-1-1. *Eurokód 5: Navrhování dřevěných konstrukcí - část 1-1: Obecná pravidla pro pozemní stavby*. Praha: Český normalizační institut, 2006.

- [14] PORTER, B. a ROSE, R. *Carpentry & Joinery - Bench & Site Skills*. Oxford: Elsevier Science & Technology Books, 1997. ISBN 0-340-64528-8.
- [15] REYER, R. a SCHMIDT, M. Zum Tragverhalten zimmermannsmäßiger Holzverbindungen. In: *Bauen mit Holz*, 1989.
- [16] KLOIBER, M., BLÁHA, J., KUNECKÝ, J., HASNÍKOVÁ, H., TRIPPNER, J. a SEBERA. Navrhování celodřevěných spojů na příkladu opravy krovu kostela Nanebevzetí Panny Marie ve Vranově nad Dyjí. *Zprávy památkové péče*, 73 (2), 2013.
- [17] KUNECKÝ, J., SEBERA, V., HASNÍKOVÁ, H. ARCISZEWSKA-KEDZIOR, A., TIPPNER, J. a KLOIBER, M. Experimental assessment of a full-scale lap scarf timber joint accompanied by a finite element analysis and digital image correlation. *Construction and Building Materials*, 76, 2015.
- [18] ARCISZEWSKA-KEDZIOR, A., KUNECKÝ, J., HASNÍKOVÁ, H. a SEBERA, V. Lapped scarf joint with inclined faces and wooden dowels: experimental and numerical analysis. *Engineering Structures*, 94, 2015.
- [19] KUNECKÝ, J., HASNÍKOVÁ, H., FAJMAN, P. a TIPPNER, J. Navrhování celodřevěných tesařských spojů pro opravy historických konstrukcí. *TZB-Info*, 2016.
- [20] OUDJENE, M., KHELIFA, M., SEGOVIA, C. a PIZZI, A. Application of Numerical Modelling to Dowel-Welded Wood Joints. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 24, 2010.
- [21] MITCHELL, P. *Carpentry* [online], [cit. 1.11. 2018] Dostupné z: <http://www.scribd.com/doc/81994116/Carpentry>. Scribd Inc.
- [22] LEIJTEN, A. J. M. The bearing strength capacity perpendicular to grain of norway spruce – Evaluation of three structural timber design models. *Construction and Building Materials*, 105, 2016.
- [23] LEIJTEN, A. J. M., JORISSEN, A. J. M. a LEIJER, B. J. C. The local bearing capacity perpendicular to grain of structural timber elements. *Construction and Building Materials*, 27, 2012.
- [24] LEIJTEN, A. J. M., FRANKE, S., QUENNEVILLE, P. a GUPTA, R. Bearing Strength Capacity of Continuous Supported Timber Beams: Unified Approach for Test Methods and Structural Design Codes. *American Society of Civil Engineers*, 2012.

- [25] KITAMORI, A., MORI, T., KATAOKA, Y. a KOMATSU, K. Effect of additional Length on partial Compression Perpendicular to the Grain of Wood. *American Society of Civil Engineers*, 74, 2009.
- [26] ČSN EN 338: *Konstrukční dřevo - Třídy pevnosti*. Praha: Český normalizační institut, 2010.
- [27] SCHELLING, W. a HINKES, F. J. *Tragverhalten von Zapfenverbindungen*. [výzkumná zpráva], Universität Hannover: Institut für Bautechnik und Holzbau, 1985.
- [28] DIN 1052:2004: *Entwurf, Berechnung und Bemessung von Holzbauwerk*. Allgemeine bemessungsregeln und bemessungsregeln für den hochbau, 2004.
- [29] ČSN 73 1702: *Navrhování, výpočet a posuzování dřevěných stavebních konstrukcí - Obecná pravidla pro pozemní stavby*. Praha: Český normalizační institut, 2007.
- [30] SCHOBER, K. U. Numerical Studies of Timber Joints. Liege, Belgium, In: *Proceedings COST-C1*, EUR 18854, 1999.
- [31] PARISI, M. a PIAZZA, M. Mechanics of plain and retrofitted traditional timber connections. *Journal of Structural Engineering*. 2000, Vol. 126, 12.
- [32] KOŽELOUH, B. Navrhování tesařských spojů dřevěných konstrukcí (část I.). *TZB info*, 2016.
- [33] KOŽELOUH, B. Navrhování tesařských spojů dřevěných konstrukcí (část II.). *TZB info*, 2016.
- [34] BODDENBERG, R. W. *Holzbau Skript II*. Hochschule Wismar, 2016.
- [35] BRANCO, J. M., PIAZZA, M. a CRUZ, P. J. S. Experimental evaluation of different strengthening techniques of traditional timber connections. *Engineering Structures*, 33, 2011.
- [36] BLASS, H. J. Beams and trusses for timber buildings. Auckland, New Zealand, In: *World Conference on Timber Engineering*, 2012.
- [37] VILLAR, J. R., GUAITA, M., VIDAL, P. a ARRIAGA, F. Analysis of the Stress State at the Cogging Joint in Timber Structures. *Biosystems Engineering*. 2007.
- [38] MALTHOUSE, G. E. *Woodwork Joints - Geoff's Woodwork* [online], [cit. 1.11. 2018]. Dostupné z: <http://www.geoffswoodwork.co.uk/joints.htm>. 2003.

- [39] *Building Construction Joints Carpentry Woodwork Cassell*, [online], [cit. 1.11. 2018]. Dostupné z: <http://www.old-print.com/cgi-bin/category.cgi?item=G2061806153>. Old-print.com Limited, 2007.
- [40] International Correspondence School. *The Building Trades Pocketbook* [online], [cit. 1.11. 2018]. Dostupné z: <http://chestofbooks.com/architecture/Building-Trades-Pocketbook/>. International Textbook Company, 1905.
- [41] MIDDLETON, G. E. *Modern Buildings, Their Planning, Construction And Equipment*. The Caxton Publishing Company, 1921.
- [42] PARISI, M. A. a CORIÉ, C. Mechanical behavior of double-step timber joints. *Construction and Building Materials*, 2010.
- [43] KUKLÍK, P.. *Příručka 2: Navrhování dřevěných konstrukcí podle Eurokódu 5*. Praha : Leonardo da Vinci Pilot Projects, 2008.
- [44] GÖTZ, K.-H., HOOR, D., MÖHLER, K., NATTERER, J. *Construire en Bois - Choisir, concevoir, realiser*. Lausanne : Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 1993.
- [45] Documento Básico SEM. *Seguridad estructural - Estructuras de madera*. 2006.
- [46] KESSEL, M. H. a AUGUSTIN, R. Untersuchungen über das Tragverhalten von Verbindungen mit Eichenholznägeln. *Bauen mit Holz*, 1990.
- [47] SANDBERG, L. B., BULLEIT, W. M. a REID, E. H. Strength and stiffness of Oak pegs in traditional timber-frame joints. *Journal of Structural Engineering*, 126 (6), 2000.
- [48] CHURCH, J. R. a TEW, B. W. Characterization of bearing strength factors in pegged connections. *Journal of Structural Engineering*, 123 (3), 1997.
- [49] BURNETT, D. T., CLOUSTON, P., DAMERY, D. T. a FISETTE, P. Structural properties of pagged timber connections as affected by end distance. *Forest Products Journal*, 53, 2003.
- [50] SCHMIDT, R. J. a MACKAY, R. B. *Timber frame tension joinery*. Laramie, USA: University of Wyoming, 1997.
- [51] SCHMIDT, R. J. a DANIELS, C. E. *Design considerations for mortise and tenon connections*. [výzkumná zpráva], Laramie, USA: University of Wyoming, 1999.

- [52] MILLER, J. F. a SCHMIDT, R. J. *Capacity of pagged mortise and tenon joinery*. [výzkumná zpráva]. Laramie, USA: Timber Frame Business Council, University of Wyoming, 2004.
- [53] MIHAILESCU, T. An investigation of the performance of mortise and tenon joints using the finite element method. *Journal of the Institute of Wood Science*, 15 (5), 2001.
- [54] CHANG, W., HSU, M. a CHEN, C. Estimating Rotational Stiffness of Timber Joints by Using fractional factorial experiments combined with simulations. Lahti, Finland, In: *Proceedings, 8th World Conference on Timber Engineering*, 2004.
- [55] KOMATSU, K., KITAMORI, A., JUNG, K., MORI, T. Estimation of the Mechanical Properties of Mud Shear Walls Subjecting to Lateral Shear Force. Bath, UK, In: *Proceedings of the 11th International Conference on Non-conventional Materials and Technologies (NOCMAT 2009)*, 2009.
- [56] AMAN, R. L., WEST, H. A. a CORMIER, D. R. An Evaluation of loose tenon joint strength. *Forest Products Journal*, 58 (3), 2008.
- [57] JUDD, J. P., FONSECA, F. S., WALKER, C. R. a THORLEY, P. R. Tensile Strength of Varied-Angle Mortise and Tenon Connections in Timber Frames. *American Society of Civil Engineers*, 2012.
- [58] RYAN, V. *Joints for Wood* [online] , [cit. 1.11. 2008], <http://www.technologystudent.com/joints/joints1.htm>. TechnologyStudent.com, 2002.
- [59] VINAŘ, J. a KUFNER, V. *Historické krovy: konstrukce a statika*. Praha : Grada, 2004. ISBN 80-7169-575-0.
- [60] HASLUCK, P. N. *Cassell's Cyclopaedia Of Mechanics* [online], [cit. 1.11. 2018], <http://chestofbooks.com/crafts/mechanics/Cyclopaedia/>. místo neznámé : Cassell And Company, Limited, 1900.
- [61] HATAJ, M. *Tesařské spoje*. [diplomová práce], Praha: České vysoké učení technické v Praze, 2013.
- [62] JUDD, J. P., FONSECA, F. S., WALKER, C. R. a THORLEY, P. R. Tensile strength of variedangle mortise and tenon connections in timber frames. *J Struct Eng*, 137(5), 2012.

- [63] LIKOS, E., HAVIAROVA, E., ECKELMAN, C., ERDIL, Y. a OZCIFCI, A. Effect of tenon geometry, grain orientation, and shoulder on bending moment capacity and moment rotation characteristics of mortise and tenon joints. místo neznámé : *Wood Fiber Sci*, 44(4), 2012.
- [64] TANNERT, T. *Structural performance of Rounded Dovetail Connections*. [disertační práce]. Vancouver: University of British Columbia, 2008.
- [65] WERNER, H. *Queranschlüsse mit Schwalbenschwanz-Zapfenverbindungen, Vorschlag für die Bemessung*. Stuttgart: Verband-Hich-Tech-Abbund im Zimmerhanwerk, 2002.
- [66] VALLÉE, T., TANNERT, T. a LAM, F. Probabilistic Design Method for Timber Joints. In : *Proc. World Conference on Timber Engineering, WCTE 2010*, 2010.
- [67] DEINHARD, J. M. *Die Tragfähigkeit historischer Holzkonstruktionen*. Brunderverlag, 1963.
- [68] HEIMESHOFF, B. a KÖHLER, N. *Untersuchungen über das Tragverhalten von Zimmermannsmäßigen Holzverbindungen*. [výzkumná zpráva]. München: Lehrstuhl für Baukonstruktion und Holzbau, 1989.
- [69] GÖRLACHER, R. a KROMER, K. Tragfähigkeit von Zugbeanspruchten Blattverbindungen in historischen Holzkonstruktionen. *Bauen mit Holz*, 1993.
- [70] MEISEL, A., BERNHARD, W. a SCHICKHOFER, G. Tragfähigkeit und Verformungsverhalten druckbeanspruchter Blattverbindungen. *Bautechnik*, 92, 2015.
- [71] WALD, F., MAREŠ, J., SOKOL, Z., DRDÁCKÝ, M. Component method for historical timber joints. *The Paramount Role of Joints into the Reliable Response of Structures*, 4, 2000.
- [72] DRDÁCKÝ, M., WALD, F. a MAREŠ, J. Modelling of real historic timber joints. *Transactions on the Built Environment*, 39, 1999.
- [73] DESCAMPS, T., LAMBION, J. a LAPLUME, D. *Timber Structures: Rotational stiffness of carpentry joints*. 2006.
- [74] BRANCO, J. M. a DESCHAMPS, T. Analysis and strengthening of carpentry joints. *Construction and Building Materials*, (97), 2015.
- [75] HANKINSON, R. L. Investigation of crushing strength of spruce at varying angles of grain. *Air Force Information Circular*, 259, 1921.

- [76] POŽGAJ, A., CHOVANEC, D., KURJATKO, S. a BABIAK, M. *Štruktúra a vlastnosti dreva*. Bratislava: Príroda, 1993. ISBN 80-07-00600-1.
- [77] SCHMIDT, J. a KALISKE, M.. Models for numerical failure analysis of wooden structures. *Engineering Structures*, 31(2), 2009.
- [78] OUDJENE, M. a KHELIFA, M. Elasto-plastic constitutive law for wood behaviour under compressive loadings. *Construction and Building Materials*, 23(11), 2009.
- [79] MILCH, J., TIPPNER, J., SEBERA, V. a BRABEC, M. Determination of the elasto-plastic material characteristics of Norway spruce and European beech wood by experimental and numerical analyses. *Holzforschung*, 70(11) 2016.
- [80] HASSANIEH, A., VALIPOUR, H. R., BRADFORD, M. A. a SANDHAAS, C. Modelling of steel-timber composite connections: Validation of finite element model and parametric study. *Engineering Structures*, 138(1), 2017.
- [81] GREEN, D. W., WINANDY J. E. a KRESTCHMANN, D. E. *Wood handbook-wood as an engineering material*. Madison: Forest Products Laboratory, 1999.
- [82] AWALUDIN, A., HIRAI, T., HAYASHIKAWA, T. a LEIJTEN, A. J. M. A Finite Element Analysis of Bearing Resistance of Timber Loaded through a Steel Plate. *Civil Engineering Dimension*. 14(1), 2012.
- [83] GUAN, Z. W. a ZHU, E. C. Finite element modelling of anisotropic elasto-plastic timber composite beams with openings. *Engineering Structures*, 31, 2009.
- [84] STANZL-TSCHEGG, S. E., TAN, D. M. a TSCHEGG, E. K. New splitting method for wood fracture characterization. *Wood Science and Technology*, 29, 1995.
- [85] DAHL, K. B. a MALO, K. A. Nonlinear shear properties of spruce softwood: Numerical analyses of experimental results. *Composites Science and Technology*, 69 2009.
- [86] DIETSCH, P. *Development of a Finite-Element- Model for Parameter Studies of a Dovetail Connection*. [diplomová práce]. München: Technische Universität München, 2005.
- [87] HOLMBERG, S., PERSSON, K. a PETERSSON, H. Nonlinear mechanical behaviour and analysis of wood and fibre materials. *Computers and Structures*, 72, 1999.

- [88] HILL, R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. In: *Proceedings of the Royal Society Series A.*, 193, 1947.
- [89] HILL, R. *The Mathematical Theory of Plasticity*. New York: Oxford University Press, 1983.
- [90] SHIH, C. F. a LEE, D. Further Developments in Anisotropic Plasticity. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 100, 1978.
- [91] MOSES, D. M. a PRION, H. G. L. *Anisotropic Plasticity and Failure Prediction in Wood Composites*. [výzkumná zpráva]. Vancouver: University Of British Columbia, 2002.
- [92] HONG, J. P. *Three-dimensional Nonlinear Finite Element Model for Single and Multiple Dowel-type Wood Connections*. [disertační práce]. Vancouver: University of British Columbia, 2007.
- [93] SANTOS, C. L., JESUS, A. M. P., MORAIS, J. J. L.; LOUSADA, J. L. P. C. Quasi-static mechanical behaviour of a double-shear single dowel wood connection. *Construction and Building Materials*, 23, 2009.
- [94] BATHE, K. J. *Finite Element Procedures*. Englewood Cliffs: Prentice-Hall, 1996.
- [95] GROSSE, M. *Zur numerischen Simulation des physikalisch nichtlinearen Kurzzeittragverhaltens von Nadelholz am Beispiel von Holz-Beton-Verbundkonstruktionen*. [disertační práce]. Weimar: Bauhaus-Universität Weimar, 2005.
- [96] DESCHAMPS, T. *Carpentry connections*. Mons: University of Mons - Belgium Faculty of engineering - Department of Structural Mechanics, 2013.
- [97] KITAMORI, A., MORI, T., KATAOKA, Y. a KOMATSU, K.. Effect of Additional Length on Partial Compression Perpendicular to the Grain of Wood. *J. Struct. Constr. Eng.*, 74(642), 2009.
- [98] ČSN P ENV 1995-1-1. *Eurokód 5: Navrhování dřevěných konstrukcí. Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby*. Praha: Český normalizační institut, 1996.
- [99] DAMKILDE, L., HOFFMEYER, P. a PEDERSEN, T. N. Compression Strength Perpendicular to Grain of Structural Timber and Glulam. *International Council for Building Research Studies and Documentation Working Commission W18 – Timber Structures*. Savonlinna, Finland, 1998.

[100] ČSN EN 1995-1-1 ZMĚNA A1 . *Eurokód 5: Navrhování dřevěných konstrukcí - část 1-1: Obecná pravidla pro pozemní stavby*. Praha: Úřad pro technickou normalizaci, metrologii a státní zkušebnictví, 2009.

[101] BLASS, H. J. a GÖRLACHER, R.: Compression perpendicular to the grain. In: *World Conference Timber Engineering*, Finland 2004, Vol. 2, p. 435-440.

12) Přílohy

12.1) Numerický model – APDL script – materiál

```
FINISH
/CLEAR
/CWD,'C:\Users\hataj'
/FILNAME,Material
/PREP7

! parameters
Type=1                ! Set the geometry type number (1,2)
                     ! 1 - Longitudinal to the grain
                     ! 2 - Perpendicular to the grain

L=30                  ! Length of horizontal beam [mm]
H=30                  ! Height of horizontal beam [mm]
B=30                  ! Width of horizontal beam [mm]

Es=2.5                ! Elem size [mm]
Stp=16                ! Number of steps

! element type
ET,1,95

! material

!! wood
!! L->X
MP,EX,1,11000
MP,GXY,1,690
MP,NUXY,1,0.04

!! R->Y
MP,EY,1,350
MP,GYZ,1,50
MP,NUYZ,1,0.4
```



```

!! T->Z
MP,EZ,1,350
MP,GXZ,1,690
MP,NUXZ,1,0.04

MP,DENS,1,0.45e3
MP,MU,1,0.35

TB,ANISO,1          ! Plasticity
TBDATA,1,40,2.4,2.4 ! Tensile yield stress (x,y,z) [MPa]
TBDATA,4,0.001,10,10 ! Tangent moduli (tensile) [MPa]
TBDATA,7,40,2.4,2.4 ! Compressive yield stress (x,y,z) [MPa]
TBDATA,10,0.001,10,10 ! Tangent moduli (compressive) [MPa]
TBDATA,13,7,3,7      ! Shear yield stress (xy,yz,xz) [MPa]
TBDATA,16,15,3,15   ! Tangent moduli (shear) [MPa]

! solid modelling
BLOCK,0,L/2,0,H,0,B/2

! meshing
ESIZE,Es
*IF,Type,EQ,1,THEN
    LOCAL,11,0,0,0,0,90,0,0
*ENDIF

*IF,Type,EQ,2,THEN
    LOCAL,11,0,0,0,0,90,0,0
*ENDIF

ESYS,11
VMESH,ALL
CSYS,0

! boundary conds
/SOLU

```

```

*DO,multi,0,Stp,1
  NSEL,S,LOC,Y,0
  D,ALL,ALL,0
  NSEL,S,LOC,Y,H
  D,ALL,UY,-(multi-1)/10
  NSEL,ALL
  NSEL,S,LOC,X,0
  DSYM,SYMM,X,0
  NSEL,ALL
  NSEL,S,LOC,Z,0
  DSYM,SYMM,Z,0
  NSEL,ALL
  TIME,multi
  LSWRITE,multi
  DDELE,all
*ENDDO

! solution
NLGEOM,ON    ! Nonlinear geometry on
AUTOTS,ON    ! Auto time-search on
ANTYPE,0
NLGEOM,1
LSSOLVE,1,Stp
FINISH

/post1
*CFOPEN,results
*DO,currstep,0,Stp,1
  SET,currstep
  uzel=node(0,H,0)
  *GET,posunuti,node,uzel,U,Y
  NSEL,S,LOC,Y,0
  ESLN,S
  FSUM
  *GET,sila,FSUM,0,ITEM,FY
  *VWRITE,-posunuti,-sila*4/1000

```

```
(2F12.4)
ALLSEL,ALL
*ENDDO
FINISH
*CFCLOSE
```

12.2) Numerický model – APDL script – spoje

```
FINISH
/CLEAR
/CWD,'C:\Users\hataj'
/FILNAME,Joints
/PREP7
```

! parameters

```
Type=1          ! Set the geometry type number (1,2,3)
                ! 1 - Perpendicular butt joint
                ! 2 - Abutment joint with wedge
                ! 3 - Partial wedged abutment joint
                ! 4 - Perpendicular mortise and tenon joint
                ! 5 - Mortise and tenon joint with wedge
                ! 6 - Partial wedged mortise and tenon joint
```

```
Lh=150          ! Length of horizontal beam [mm]
Hh=120          ! Height of horizontal beam [mm]
Bh=60           ! Width of horizontal beam [mm]
Hv=40           ! Height of vertical beam [mm]
Lv=80           ! Length of vertical beam [mm]
!Lm=50          ! Length of mortise [mm]
Lm=110
Bm=20           ! Width of mortise [mm]
Gm=10           ! Gap between mortise and tenon [mm]
```

```
Es=5           ! Elem size [mm]
Stp=29         ! Number of steps [-]
```

```
! element type
ET,1,95
```

```

! material
!! wood                ! Elasticity
!! L->X                ! Longitudinal
MP,EX,1,11000          ! Modulus of elasticity
MP,GXY,1,690
MP,NUXY,1,0.04
!! R->Y
MP,EY,1,350
MP,GYZ,1,50
MP,NUYZ,1,0.4
!! T->Z
MP,EZ,1,350
MP,GXZ,1,690
MP,NUXZ,1,0.04

MP,DENS,1,0.45e3
MP,MU,1,0.35

TB,ANISO,1            ! Plasticity
TBDATA,1,40,2.4,2.4  ! Tensile yield stress (x,y,z) [MPa]
TBDATA,4,140,10,10  ! Tangent moduli (tensile) [MPa]
TBDATA,7,40,2.4,2.4  ! Compressive yield stress (x,y,z) [MPa]
TBDATA,10,140,10,10 ! Tangent moduli (compressive) [MPa]
TBDATA,13,7,3,7      ! Shear yield stress (xy,yz,xz) [MPa]
TBDATA,16,15,3,15    ! Tangent moduli (shear) [MPa]

! solid modelling
BLOCK,0,Lh/2,0,Hh,0,Bh/2
BLOCK,0,Lv/2,Hh,Hh+Hv,0,Bh/2

*IF,Type,EQ,1,OR,Type,EQ,4,THEN
LOCAL,11,0,Lv/2,0,0,0,0,90
WPCSYS,-1
VSBW,all
CSDELE,11

```

VSEL,S,LOC,Y,0,Hh
CM,h,VOLU
VSEL,INVE
CM,v,VOLU
*ENDIF

*IF,Type,EQ,2,OR,Type,EQ,5,THEN
LOCAL,11,0,0,Hh-Lv/2,0,0,90,0
WPCSYS,-1
VSBW,all
LOCAL,11,0,0,Hh-Lv/2,0,0,90,45
WPCSYS,-1
VSBW,ALL,SEPO
CSDELE,11

VSEL,S,LOC,X,0,Lv/2
VSEL,R,LOC,Y,Hh-Lv/2,Hh+Hv
VADD,ALL
CM,v,VOLU
ASLV,S
ASEL,R,LOC,X,0
AADD,ALL
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Z,0
AADD,ALL
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Z,Bh/2
AADD,ALL

ASLV,S
LSLA,S
LSEL,R,LOC,X,0
LSEL,R,LOC,Z,0
LCOMB,ALL
LSLA,S

LSEL,R,LOC,X,0
LSEL,R,LOC,Z,Bh/2
LCOMB,ALL

VSEL,INVE
CM,h,VOLU
*ENDIF

*IF,Type,EQ,3,OR,Type,EQ,6,THEN
LOCAL,11,0,Lv/4,0,0,0,90
WPCSYS,-1
VSBW,all
CSDELE,11

VSEL,S,LOC,X,0,Lv/4
LOCAL,11,0,0,Hh-Lv/4,0,0,90,0
WPCSYS,-1
VSBW,ALL,SEPO

VSEL,S,LOC,X,Lv/4,Lh/2
LOCAL,11,0,0,Hh-Lv/4,0,0,90,0
WPCSYS,-1
VSBW,ALL

LOCAL,11,0,Lv/4,Hh-Lv/4,0,0,90,45
WPCSYS,-1
VSBW,ALL,SEPO
CSDELE,11

VSEL,S,LOC,X,0,Lv/2
VSEL,R,LOC,Y,Hh-Lv/4,Hh+Hv

VSEL,INVE
CM,h,VOLU
VSEL,INVE
VADD,ALL

ASLV,S
ASEL,R,LOC,X,0
AADD,ALL
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Z,0
ASEL,R,LOC,X,0,Lv/4
AADD,ALL
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Z,Bh/2
ASEL,R,LOC,X,0,Lv/4
AADD,ALL
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Z,0
ASEL,R,LOC,X,Lv/4,Lv/2
AADD,ALL
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Z,Bh/2
ASEL,R,LOC,X,Lv/4,Lv/2
AADD,ALL

ASLV,S
LSLA,S
LSEL,R,LOC,X,0
LSEL,R,LOC,Z,0
LCOMB,ALL
LSLA,S
LSEL,R,LOC,X,0
LSEL,R,LOC,Z,Bh/2
LCOMB,ALL
LSLA,S
LSEL,R,LOC,X,Lv/4
LSEL,R,LOC,Z,0
LCOMB,ALL
LSLA,S
LSEL,R,LOC,X,Lv/4

LSEL,R,LOC,Z,Bh/2

LCOMB,ALL

LOCAL,11,0,Lv/4,0,0,0,0,90

WPCSYS,-1

VSBW,all

CSDELE,11

CM,v,VOLU

VSEL,INVE

VGLUE,ALL

VSEL,S,,,v

VSEL,INVE

CM,h,VOLU

*ENDIF

ALLSEL,ALL

*IF,Type,GT,3,THEN

CSYS,0

WPCSYS,-1

BLOCK,0,Lv/2,Hh-Lm-Gm,Hh,0,Bm/2

VSEL,S,,,h

VSEL,A,,,v

VSEL,INVE

CM,t,VOLU

VSEL,ALL

VSBV,h,t

VSEL,S,,,v

VSEL,INVE

CM,h,VOLU

ALLSEL,ALL

VSEL,S,,,h

LOCAL,11,0,0,Hh-Lm,0,0,90,0

WPCSYS,-1

VSBW,all

LOCAL,11,0,0,Hh-Lm-Gm,0,0,90,0
WPCSYS,-1
VSBW,all
LOCAL,11,0,0,0,Bm/2,0,0,0
WPCSYS,-1
VSBW,all
LOCAL,11,0,Lv/2,0,0,0,0,90
WPCSYS,-1
VSBW,all
CM,h,volu
ALLSEL,ALL

VSEL,S,,,v
LOCAL,11,0,0,0,Bm/2,0,0,0
WPCSYS,-1
VSBW,all
CM,v,volu
ALLSEL,ALL

LOCAL,11,0,Lv/2,0,0,0,0,-90
WPCSYS,-1
RECTNG,0,Bm/2,Hh-Lm,Hh
ASLV,S
ASEL,INVE

LOCAL,11,0,0,Hh-Lm,0,0,0,-90
WPCSYS,-1

*IF,Type,EQ,4,THEN
VEXT,ALL,,,,,Lv/2,1,1,1
*ENDIF

*IF,Type,EQ,5,THEN
VEXT,ALL,,,,,Lv/2,1,(Lm-Lv/2)/Lm,1
VSEL,S,,,h
VSEL,A,,,v

```
VSEL,INVE
LOCAL,11,0,0,Hh-LV/2,0,0,90,0
WPCSYS,-1
VSBW,all
*ENDIF
```

```
*IF,Type,EQ,6,THEN
VEXT,ALL,,,,Lv/4,1,(Lm-Lv/4)/Lm,1
ASEL,R,LOC,Z,-Lv/4
VEXT,ALL,,,,Lv/4,1,1,1
VSEL,S,,,h
VSEL,A,,,v
VSEL,INVE
LOCAL,11,0,0,Hh-LV/4,0,0,90,0
WPCSYS,-1
VSBW,all
*ENDIF
```

```
ALLSEL,ALL
VSEL,S,,,h
VSEL,INVE
VADD,ALL
CM,v,VOLU
```

```
LOCAL,11,0,0,0,Bm/2,0,0,0
WPCSYS,-1
VSBW,all
```

```
*IF,Type,EQ,4,THEN
LOCAL,11,0,0,Hh,0,0,90,0
WPCSYS,-1
VSBW,all
*ENDIF
```

```
*IF,Type,EQ,5,THEN
LOCAL,11,0,0,Hh-Lv/2,0,0,90,0
```

```
WPCSYS,-1
VSBW,all
LOCAL,11,0,0,Hh-Lv/2,0,0,90,45
WPCSYS,-1
VSBW,ALL
*ENDIF
```

```
*IF,Type,EQ,6,THEN
LOCAL,11,0,0,Hh-Lv/4,0,0,90,0
WPCSYS,-1
VSBW,all
LOCAL,11,0,Lv/4,0,0,0,0,90
WPCSYS,-1
VSBW,all
CSDELE,11
WPCSYS,-1
VSEL,R,LOC,X,Lv/4,Lv/2
LOCAL,11,0,0,Hh-Lv/2,0,0,90,45
WPCSYS,-1
VSBW,ALL
VSEL,S,,h
VSEL,INVE
*ENDIF
```

```
CM,v,VOLU
*ENDIF
ALLSEL,ALL
```

```
! meshing
ESIZE,Es
!! Z ted jde nahoru do Y
LOCAL,21,0,0,0,0,0,90,0
ESYS,21
VMESH,h
```

```
ESYS,0
```

```
CSYS,0
!! X ted jde nahoru do Y
LOCAL,12,0,0,0,0,90,0,0
ESYS,12
VMESH,v
ESYS,0
CSYS,0
```

```
! contact
ET,2,170
ET,3,174
KEYOPT,3,9,0
KEYOPT,3,10,0
KEYOPT,3,5,3
KEYOPT,3,12,0
FKN=0.1
R,1,,,FKN
REAL,1
```

```
*IF,Type,EQ,1,OR,Type,EQ,4,THEN
VSEL,S,,,v
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Y,Hh
```

```
*IF,Type,EQ,4,THEN
ASEL,R,LOC,Z,Bm/2,Bh
CM,targe,AREA
VSEL,S,,,v
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Z,Bm/2
ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lm,Hh
ASEL,A,,,targe
CM,targe,AREA
VSEL,S,,,v
ASLV,S
ASEL,R,LOC,X,Lv/2
```

ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lm,Hh

ASEL,A,,,targe

*ENDIF

CM,targe,AREA

ALLSEL,ALL

VSEL,S,,,h

ASLV,S

ASEL,R,LOC,Y,Hh

ASEL,R,LOC,X,0,Lv/2

*IF,Type,EQ,4,THEN

CM,conta,AREA

VSEL,S,,,h

ASLV,S

ASEL,R,LOC,Z,Bm/2

ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lm-Gm,Hh

ASEL,A,,,conta

CM,conta,AREA

VSEL,S,,,h

ASLV,S

ASEL,R,LOC,X,Lv/2

ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lm-Gm,Hh

ASEL,A,,,conta

*ENDIF

CM,conta,AREA

ALLSEL,ALL

*ENDIF

*IF,Type,EQ,2,OR,Type,EQ,5,THEN

VSEL,S,,,v

ASLV,S

LOCAL,11,0,0,Hh-Lv/2,0,0,90,45

ASEL,R,LOC,Z,0

```

*IF,Type,EQ,5,THEN
ASEL,R,LOC,Y,Bm/2,Lh/2
CM,targe,AREA
VSEL,S,,,v
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Y,Bm/2
ASEL,R,LOC,Z,0,(Lm-Lv/2)*2/(2**(1/2))
ASEL,A,,,targe
CM,targe,AREA
VSEL,S,,,v
ASLV,S
CSYS,0
ASEL,R,LOC,X,Lv/2
ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lm,Hh
ASEL,A,,,targe
*ENDIF

```

```

CM,targe,AREA
ALLSEL,ALL

```

```

CSYS,11
VSEL,S,,,h
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Z,0

```

```

*IF,Type,EQ,5,THEN
CM,conta,AREA
VSEL,S,,,h
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Y,Bm/2
CSYS,0
ASEL,R,LOC,X,0,Lv/2
ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lm-Gm,Hh
ASEL,A,,,conta
CM,conta,AREA

```

```
VSEL,S,,,h
ASLV,S
ASEL,R,LOC,X,Lv/2
ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lm-Gm,Hh
ASEL,R,LOC,Z,0,Bm/2
ASEL,A,,,conta
*ENDIF
```

```
CM,conta,AREA
CSYS,0
ALLSEL,ALL
*ENDIF
```

```
*IF,Type,EQ,3,OR,Type,EQ,6,THEN
VSEL,S,,,v
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lv/4
CM,targe,AREA
ASLV,S
LOCAL,11,0,Lv/4,Hh-Lv/4,0,0,90,45
ASEL,R,LOC,Z,0
ASEL,A,,,targe
```

```
*IF,Type,EQ,6,THEN
ASEL,R,LOC,Y,Bm/2,Lh/2
CM,targe,AREA
VSEL,S,,,v
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Y,Bm/2
ASEL,R,LOC,Z,0,(Lm-Lv/4)*2/(2**(1/2))
ASEL,A,,,targe
CM,targe,AREA
VSEL,S,,,v
ASLV,S
CSYS,0
ASEL,R,LOC,X,Lv/2
```

```

ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lm,Hh
ASEL,A,,,targe
*ENDIF

CM,targe,AREA
ALLSEL,ALL

VSEL,S,,,h
ASLV,S
CSYS,0
ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lv/4
ASEL,R,LOC,X,0,Lv/4
CM,conta,AREA
ASLV,S
LOCAL,11,0,Lv/4,Hh-Lv/4,0,0,90,45
ASEL,R,LOC,Z,0
ASEL,A,,,conta

*IF,Type,EQ,6,THEN
CM,conta,AREA
VSEL,S,,,h
ASLV,S
ASEL,R,LOC,Y,Bm/2
CSYS,0
ASEL,R,LOC,X,0,Lv/2
ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lm-Gm,Hh
ASEL,A,,,conta
CM,conta,AREA
VSEL,S,,,h
ASLV,S
ASEL,R,LOC,X,Lv/2
ASEL,R,LOC,Y,Hh-Lm-Gm,Hh
ASEL,R,LOC,Z,0,Bm/2
ASEL,A,,,conta
*ENDIF

```



```
CM,conta,AREA
CSYS,0
ALLSEL,ALL
*ENDIF
```

```
ASEL,S,,,targe
LSLA,S
KSLI,S
NSLA,S
NSLI,A
NSLK,A
ESLN,S
TYPE,2
ESURF
ALLSEL,ALL
```

```
ASEL,S,,,conta
LSLA,S
KSLI,S
NSLA,S
NSLI,A
NSLK,A
ESLN,S
TYPE,3
ESURF
ALLSEL,ALL
```

```
! boundary conds
/SOLU
*DO,multi,0,Stp,1
NSEL,S,LOC,Y,0
D,ALL,ALL,0
NSEL,S,LOC,Y,Hh+Hv
D,ALL,UY,-(multi-1)/4
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,0
```

```

DSYM,SYMM,X,0
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,Z,0
DSYM,SYMM,Z,0
NSEL,ALL
TIME,multi
LSWRITE,multi
DDELE,all
*ENDDO

! solution
NLGEOM,ON    ! Nonlinear geometry on
AUTOTS,ON    ! Auto time-search on
ANTYPE,0
NLGEOM,1
LSSOLVE,1,Stp
FINISH

/post1
*CFOPEN,results
*DO,currstep,0,Stp,1
    SET,currstep
    uzel=node(0,Hh+Hv,0)
    *GET,posunuti,node,uzel,U,Y
    NSEL,S,LOC,Y,0
    ESLN,S
    FSUM
    *GET,sila,FSUM,0,ITEM,FY
    *VWRITE,-posunuti,-sila*4/1000
(2F12.4)
ALLSEL,ALL
*ENDDO
FINISH
*CFCLOSE

```