

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE – FAKULTA STAVEBNÍ

Doktorský studijní program: STAVEBNÍ INŽENÝRSTVÍ

Studijní obor: KONSTRUKCE A DOPRAVNÍ STAVBY

Ing. Karel MIKEŠ

**STYČNÍKY DŘEVĚNÝCH KONSTRUKCÍ S VLEPOVANÝMI
ZÁVITOVÝMI TYČEMI**

Joints of Timber Structures with Glued In Rods

PÍSEMNÁ PRÁCE K DOKTORSKÉ ZKOUŠCE



Školitel: **Doc. Ing. Milan Vašek, CSc.**

Praha, září 2001

ÚVOD

Dřevo je přírodní (organický) materiál. Stanovení jeho mechanických vlastností pro výpočty navrhovaných konstrukcí je poměrně komplikované v porovnání s ostatními materiály. Jedním z největších problémů dřevěných konstrukcí jsou spoje mezi jednotlivými prvky konstrukce. Kloubové spoje a přípoje tvoří převážnou většinu navrhovaných spojení. Rámová spojení, která jsou v některých případech výhodná, se používají ve dřevěných konstrukcích velmi zřídka a možnosti jejich použití jsou omezené, neboť kladou značné nároky na rozměry jednotlivých přípojovaných prvků (které zpravidla pro přenesení účinků vnitřních sil mohou být daleko menší) a tak konstrukce nejenom značně „narůstá“ ve svých rozměrech, ale též se prodražuje. Proto je zapotřebí věnovat více úsilí právě na zjištění chování spojů a na jejich konstrukční řešení, na zlepšení stávajících spojů a na konstrukce spojů nových.

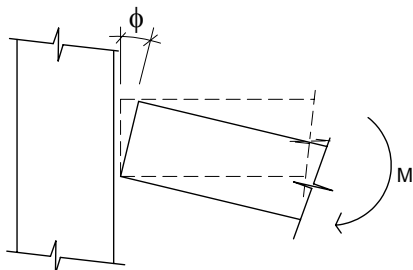
Díky průmyslové výrobě prvků dřevěných konstrukcí (lepené dřevěné konstrukce) je možné používat dřevo na konstrukce značných rozponů a k dosažení značných konstrukčních výšek. To vyžaduje určité změny v návrhu spojovacích prostředků, protože s klasickými spojovacími prostředky již nevystačíme. Spojovací prostředky ve dřevěných konstrukcích můžeme v zásadě rozdělit do tří skupin: a) spojovací prostředky „kolíkového typu“, mezi které patří tradiční hřebíky, svorníky, kolíky, šrouby, b) různé modifikace svorníkových spojů pomocí Tuchschererových kroužků nebo spojek typu Bulldog c) spoje „deskového typu“, mezi které lze zařadit vkládané styčnickové plechy a spoje typu gang-nail. Dalším ze způsobů spojování jednotlivých prvků ve dřevěných konstrukcích je lepení.

Jedním ze spojů, který kombinuje oba druhy spojování (spojovací prostředek kolíkového typu – závitová tyč a lepení) se zabývá tato práce. Jde o spoj tvořený pomocí vlepovaných závitových tyčí, dosud málo známý, avšak podle prvních zkoušek prakticky použitelný. Tento spoj dovoluje přenášet nejenom normálovou a smykovou sílu ale i ohybové a kroučící momenty. Právě stanovení určitých tuhostních parametrů se jeví jako velmi důležité, vzhledem k možnosti považovat tento spoj za rámový (polotuhý) s určitým mezním natočením.

Pro popis chování a návrh styčnicků se využívá několika metod. Jednou z nejstarších metod je metoda experimentální, která bývá doplněna o následné matematické vyjádření křivky moment – natočení a dalších závislostí. Dalším ze způsobů, jakým bývá chování styčnicků vyšetřováno, je metoda analytických modelů, která je založena na základě elementárních principů teorie pružnosti a plasticity a mezi ně patří i tzv. metoda komponentů, která je často používaná pro řešení polotuhých styčnicků v ocelových konstrukcích. Pozornost si také zaslouží metoda konečných prvků, díky které je možné modelovat chování nejrůznějších typů styčnicků pomocí rovinných i prostorových modelů včetně materiálových a geometrických nelinearit.

1.1 Styčnický konstrukcí

Styčnick je část konstrukce, kterou jsou přenášeny síly a momenty z jedné části do druhé. Styčnickem příčle a sloupu při rovinném namáhání se přenášejí osová síly, smykové síly a ohybové momenty. Pro styčnický v dřevěných konstrukcích většinou platí, že deformace od osových a posouvajících sil jsou velmi malé vzhledem k deformacím od natočení ve styčnicku a někdy je proto můžeme také zanedbat. Rotační deformace bývají velmi často vyjádřeny jako funkce ohybového momentu „M“. Natočení (rotace) „ ϕ “ pak reprezentuje relativní změnu úhlu mezi příčlím a sloupem vzhledem k původnímu uspořádání přípoje, viz obr. 0.1.



obr. 0.1 Rotace (natočení styčnicku) při působení momentu

1.2 Současný stav problematiky styčnicků dřevěných konstrukcí

Při navrhování styčnicků ve dřevěných konstrukcích platí většinou zásada, že styčnický se považují za kloubové. Většina styčnicků je realizována pomocí poměrně poddajných spojovacích prostředků kolíkového typu, pouze některé styčnický jsou navrženy tak, že mohou přenášet ohybové momenty.

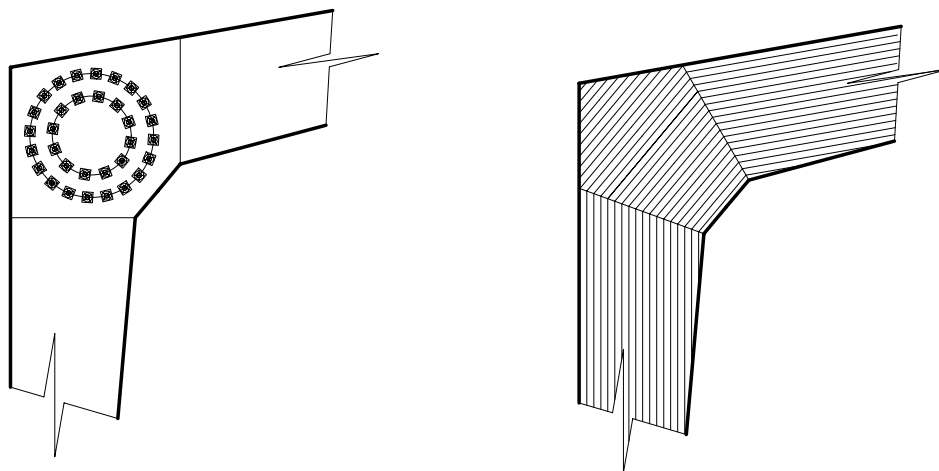
1.2.1 Kloubové styčnický dřevěných konstrukcí

Za kloubové styčnický se považují zejména veškeré tesařské spoje, ale i styčnický tvořené pomocí hřebíků, svorníků a jiných spojovacích prostředků kolíkového typu, pokud nejsou uspořádány tak, aby byly schopné momenty přenášet. Velmi často jsou za kloubové styčnický považovány i styky pomocí ocelových spojek typu GANG – NAIL, používaných zejména pro příhradové vazníky. V poslední době se však objevily některé práce [27], [28], ve kterých je zpracováno chování těchto spojovacích prostředků pod vlivem momentového zatížení. Byla prokázána schopnost těchto konstrukčních prvků momenty do určité míry přenášet.

1.3 Styčnický dřevěných konstrukcí považované za tuhé či polotuhé

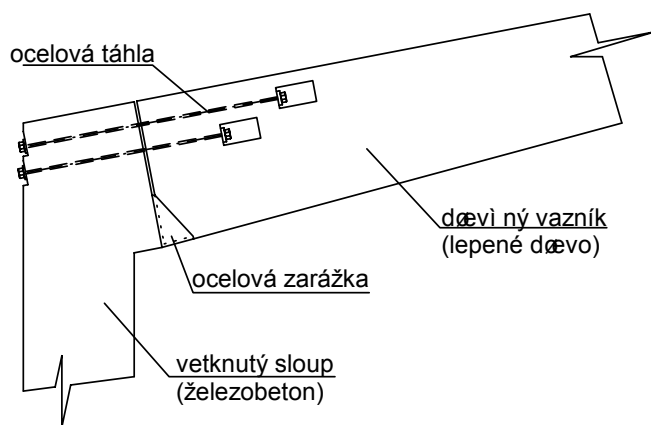
Rámové šroubované styčnický (obr. 0.2 vlevo) používané výhradně u lepených konstrukcí vedou ke značným rozměrům sloupů i rámových příčlů v místě spoje pro dosažení určité momentové únosnosti dané únosností jednotlivých svorníků a minimálními roztečemi mezi nimi. Nevýhodou tohoto spoje je i jeho vysoká pracnost.

Další možný způsob provedení rámového styčnický je slepení pomocí zazubení (obr. 0.2 vpravo) či použití vkládaných styčnickových plechů, které je opět nutné šroubovat do dřevěných prvků pomocí svorníků při uvažování všech pohledových a architektonických aspektů.



obr. 0.2 Šroubovaný a lepený styčník používaný ve dřevěných konstrukcích

Kromě těchto „klasických příkladů“ je možné nalézt i další speciálně konstruované styčníky schopné přenášet značné momenty. Tyto styčníky jsou často konstruovány využitím kombinace různých materiálů (dřevo, ocel, železobeton). Jako příklad může posloužit styčník použitý při stavbě tréninkové haly atletického oddílu OLYMP Praha, viz obr. 0.3.

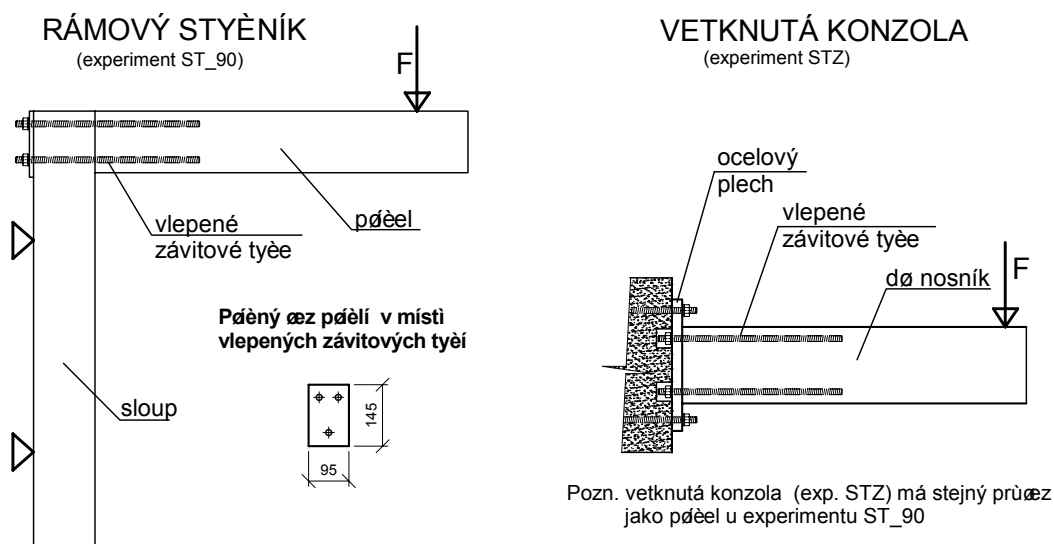


obr. 0.3 Příklad dřevěného polotuhého styčníku (tréninková hala Olymp Praha, 1993)

1.4 Předmět výzkumu této práce - navrhované styčníky

Pro zkoumání styčníků s vlepovanými závitovými tyčemi byly navrženy dva typy styčníků

- rámový styčník
- vetknutá konzola



obr. 0.4 Navrhované styčníky s vlepovanými závitovými tyčemi

V případě navrhovaného styčníku označeného pracovně **ST_90** se jedná o dvě části – příčel a sloup navzájem spojené v líci sloupu kolmým řezem (viz obr. 0.4). Při ohybu (vzniká záporný ohybový moment nad styčníkem) budou vlákna při vnitřním okraji jedné části rámu namáhána na tlak ve směru vláken a u druhé části pak na tlak kolmo na vlákna. Při vnějším okraji budou namáhány všechny vlepované závitové tyče na tah, respektive na vytržení ze dřeva. Zároveň bude docházet k zatlačování podložek závitových tyčí u sloupu dřevěného rámu směrem do dřevní hmoty. Posouvající sílu přenáší všechny závitové tyče, ale vzhledem k vyvozeným zatížením na přenesení smyku postačí pouze jedna závitová tyč.

Styčník pracovně označený **STZ** je konzola namáhána ohybovým momentem. Dřevěný nosník konzoly je vetknutý do ocelové desky pomocí vlepovaných závitových tyčí. Při ohybu vzniká na jednom okraji nosníku tah, který přenáší závitové tyče a na druhé straně vzniká tlakové napětí působící ve směru vláken na část objemu dřeva. Posouvající sílu přenáší opět všechny závitové tyče. Zkoumaný styčník STZ je vidět na obr. 0.4 vpravo dole. Normálová síla se přenáší kontaktem dřeva s ocelovým patním plechem, dřevěný styčník byl ale zkoumán bez vlivu normálových sil.

Navrhované styčníky s vlepovanými závitovými tyčemi se v české odborné literatuře téměř nevyskytují. Poslední dobou je však tento typ spojování dřevěných prvků pomocí ocelových závitových tyčí velmi často publikován v zahraniční literatuře, zejména v příspěvcích z mezinárodních konferencí. Jednou z prací, která se přímo problematikou styčníků s vlepovanými závitovými tyčemi zabývá je např. [39].

2 CÍLE PRÁCE

Cílem této práce je ověřit chování dřevěných styčníků s vlepovanými ocelovými závitovými tyčemi na základě experimentů a sestavených analytických modelů. Na základě takto získaných znalostí je jedním dílčích z cílů práce definovat vztahy pro stanovení ohybové únosnosti a mezního přetvoření (natočení) navrhovaných styčníků.

Současný stav modelování styčníků a výpočetních postupů ve dřevěných konstrukcích neposkytuje výpočetní modely pro navrhování styků tvořených pomocí ocelových závitových tyčí. Tento typ styčníků je dosud u nás málo známý a tedy i málo používaný. Proto se tato práce zabývá možností považovat tento druh styčníků za styčnky polotuhé se schopností přenášet ohybové momenty. Kromě modelu, který sleduje polotuhé chování těchto styčníků se práce v závěru zabývá zlepšením konstrukčních možností uspořádání styčníků přenášejících ohybové momenty, normálové a smykové síly. Tento typ styčníků se může uplatnit při návrhu prostorových prutových dřevěných konstrukcí nebo při navrhování detailů styků ve skeletech dřevěných budov.

Jednotlivé cíle disertační práce lze vymezit do několika následujících bodů:

- provést experimenty na dvou typech navržených styčníků (rámový roh a vetknutá konzola), stanovit průběh křivky moment – natočení a provést další doplňující měření zejména ve styčné spáře,
- provést měření na jednotlivých částech (komponentech) tvořících tyto styčnky a získat upřesňující informace o jejich chování při namáhání, které je charakteristické pro tyto komponenty v celkovém modelu styčnicku,
- navrhnout vztahy pro výpočet mezní únosnosti a mezního natočení daných typů styčníků
- ověřit možnost aplikace metody komponentů na polotuhé styčnky dřevěných konstrukcí,
- provést porovnání teoreticky zpracovaných vztahů pro křivku moment – natočení s provedenými experimenty,
- zhodnotit možnosti používání zkoumaných typů styčníků v dřevěných konstrukcích a vypracovat určitá konstrukční doporučení pro návrh zkoumaných typů styčníků.

Při přípravě experimentů byla zohledněna snaha získat co nejvíce potřebných údajů a numerických dat, ale také technické možnosti ústředních laboratoří Stavební fakulty ČVUT v Praze. Rovněž otázka finanční náročnosti jednotlivých experimentů nebyla zanedbatelná. Proto bylo rozhodnuto uskutečnit testy obou styčníků na bázi rostlého dřeva, které je několikanásobně levnější, než dřevo lepené a to i za cenu menší „homogenity“ materiálu způsobené různými trhlinkami, různou pozicí jednotlivých vzorků v kmeni (což má za následek například nestejnou hustotu let dřeva atd...) a většími odchylkami v materiálových vlastnostech jednotlivých vzorků. V lepených dřevěných konstrukcích jsou tyto vlivy díky většímu počtu jednotlivých lamel, třídění a technologii zpracování částečně eliminovány.

Dalším důvodem pro použití rostlého dřeva bylo, že byl k dispozici poměrně široký výběr mnoha dřevěných nosníků, které byly pečlivě označeny podle lokality odkud byly odebrány. Navíc bylo dřevo každé lokality podrobeno mnoha nedestruktivním měřením (použité dřevo bylo neporušené), pomocí kterých bylo zaříděno, byl změřen a statisticky stanoven modul pružnosti a dále byly stanoveny jednotlivé pevnosti pro různá namáhání viz disertační práce [36].

3 STÁVAJÍCÍ POZNATKY V OBORU DŘEVĚNÝCH KONSTRUKCÍ

3.1 Dřevo při jednotlivých typech namáhání

3.1.1 Tlak kolmo na vlákna

V tradičním stavitelství se zatěžování dřevěných prvků tlakem kolmo na vlákna objevuje velmi často. Detaily těchto spojů jsou založeny na dlouholetých shromažďovaných zkušenostech. Z těchto zkušeností byly odvozeny empirické vztahy a zásady, které se velmi často objevují i v současných návrhových normách pro dřevěné konstrukce.

Při navrhování a posuzování dřeva v tlaku kolmo k vláknům je zapotřebí vzít v úvahu následující aspekty:

- únosnost dřeva v tlaku kolmo k vláknům je dána vztahem mezi napětími a deformacemi, který je v tomto případě nelineární,
- typ porušení závisí na geometrických podmínkách, často se u tohoto druhu namáhání neprojeví klasické poškození dřeva (popraskání či vznik trhlin atd...). Dojde pouze ke zhuštění dřevní hmoty pod působícím napětím. Výrazná deformace je pak považována za vlastní porušení,
- pevnost a tuhost jsou zejména závislé na vlhkosti dřeva a jejích změnách a na době trvání zatížení.

Pevnost (únosnost) dřeva v tlaku kolmo na vlákna může být stanovena s ohledem na posuzovaný detail a jeho význam, jaký má v působení konstrukce. Proto v případě, kdy dřevo takto zatížené vykazuje nadměrné deformace, (při kterých ale ještě není možné sledovat typické porušení dřevní hmoty) je zapotřebí stanovit limitní únosnost na základě určité přípustné deformace, která ještě zaručuje funkčnost návrhu dřevěné konstrukce jako celku. Pevnost dřeva může být stanovena na základě omezení deformací, například hodnotou napětí, které způsobí 10ti procentní deformaci z celkové „deformovatelnosti“ zatěžovaného objemu.

Obvykle se testují vzorky, které jsou vystavené rovnoměrnému napětí. Na pracovní diagram mají značný vliv tyto atributy:

- orientace letokruhů vzhledem k působícímu zatížení (zejména u jehličnatých dřevin),
- hustota dřeva (přírodní vady, jako jsou např. suky, což jsou z hlediska materiálu lokální zóny s vyšší hustotou dřeva mají pozitivní vliv),
- velikost vzorků (zásadní vliv má výška zatěžovaného vzorku),
- efekt částečně zatíženého objemu.

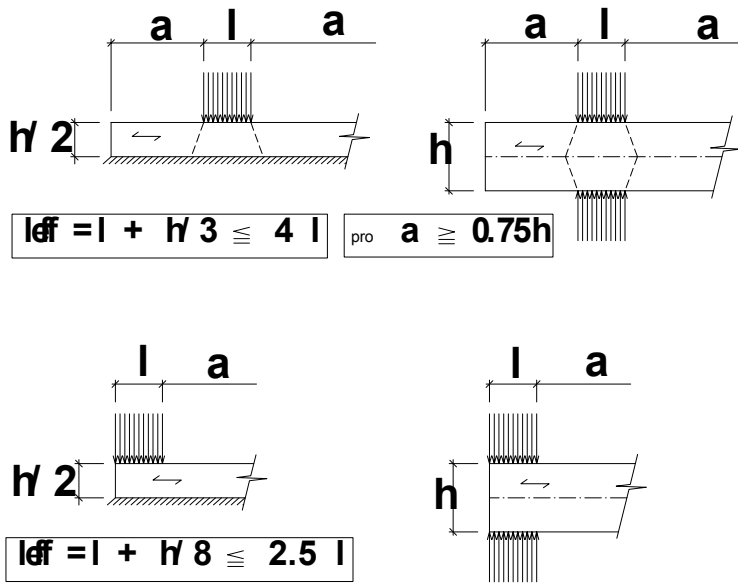
V [42] prof. Gehri navrhuje pro pevnost v tlaku kolmo na vlákna a hustotu následující vztah:

$$f_{t,90,Gehri} \sim (\text{hustota})^\alpha, \quad (3.1)$$

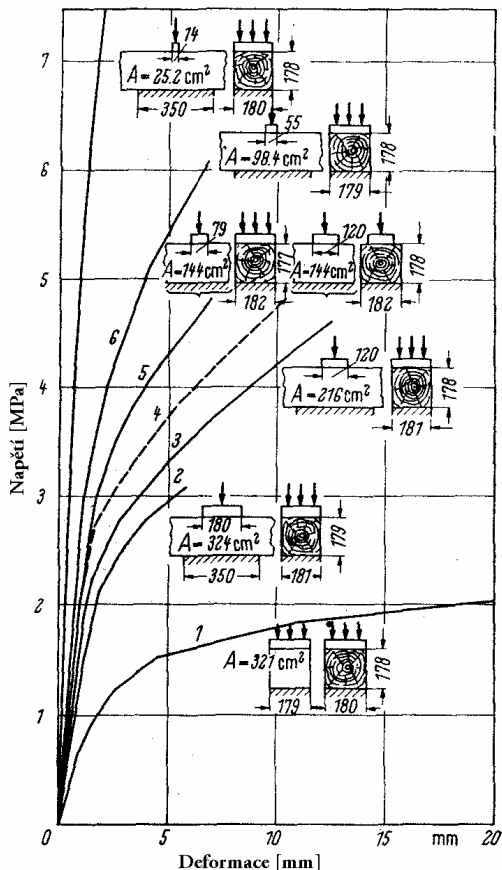
$\alpha = (1,5 \text{ až } 2)$, pro jehličnaté dřevo autor doporučuje hodnotu 1,8.

3.1.1.1 Problém částečně zatíženého objemu

Situace, kdy je zatěžován tlakem kolmo na vlákna velký objem není moc častá. Běžně zatížení působí pouze na část objemu daného prvku dřevěné konstrukce. Ale z důvodů kompatibility objemu jsou do přenášení zatížení zapojeny i okolní části namáhaného prvku, které tak zvyšují únosnost oproti stavu, kdy uvažujeme pouze objem omezený působícím tlakovým kontaktním napětím zatěžovaného vzorku. Proto byl stanoven termín tzv. efektivní délky „ l_{eff} “ na místo zatěžované délky „ l “. Návrh dle [42] na stanovení hodnot efektivní délky „ l_{eff} “ v závislosti na pozici působícího zatížení, vzhledem ke konci prvku namáhaného tlakem kolmo na vlákna je na obr. 3.1.



obr. 3.1 Navrhované hodnoty l_{eff} pro různé případy zatížení vzhledem ke koncům dřev. prvků



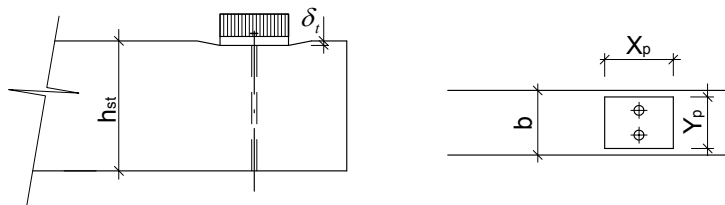
Tlakem kolmo na vlákna se v minulosti zabývali Suenson, Brown, Panshin, Fosaith a Graf. Posledně jmenovaný sestavil graf, ve kterém shrnul pracovní diagramy při různém uspořádání zatěžovacích tesů, jak je vidět na obr. 3.2.

obr. 3.2 Pracovní diagramy pro jednotlivá uspořádání testů v tlaku kolmo na vlákna

Problémem zatlačování ocelové desky do dřeva se zabýval M. Inayama [35]. Pro zatlačovanou ocelovou roznášecí desku kolmo do dřevěného nosníku, viz obr. 3.3, navrhuje následující vztah:

$$k_{e-GLT} = \frac{C_x \cdot C_y \cdot E_{90}}{h_{st}}, \quad C_x = 1 + \frac{4 \cdot h_{st}}{3 \cdot X_p}, \quad C_y = 1 + \frac{4 \cdot h_{st}}{3 \cdot n \cdot Y_p}, \quad n = 6 \quad (3.2)$$

Pozn. jednotlivé veličiny jsou vysvětleny na obrázku obr. 3.3, koeficient „n“ byl stanoven pro smrkové dřevo



obr. 3.3 Zatlačení ocelové roznášecí desky do dřeva kolmo na vlákna

Pro únosnost části dřevěného prvku pod ocelovou roznášecí deskou lze zapsat:

$$F_t = A_c \cdot k_{e-GLT} \cdot \varepsilon_t,$$

kde A_c je plocha (symetricky zatížená) ocelové roznášecí desky [m²],
 ε_t je zatlačení ocelové desky do dřeva [m],
 k_{e-GLT} je nazvána konstantou únosnosti zatlačované ocelové desky do dřeva kolmo na vlákna [N/m³].

Situaci, kdy je okraj ocelové roznášecí desky a konec sloupu či příčle styčnicku totožný se autor v [35] nezabývá.

Dále je možné citovat národní normy pro navrhování, ve kterých je pevnost dřeva kolmo na vlákna zapracována včetně jednotlivých vlivů, které jsou důležité pro její stanovení.

3.1.1.2 ČSN 73 1701, z roku 1983

Norma obsahuje pouze výpočtové hodnoty pevnosti dřeva. Hodnoty návrhových pevností dřeva třídy SI v soustředěném tlaku kolmo na vlákna jsou stanoveny na 3,0 [MPa]. V ČSN 73 1701 je stanoven požadavek, aby při soustředěném tlaku byla délka zhlaví minimálně 1,5 násobek výšky trámu (minimálně však 100 mm). Pro tlak pod ocelovými podložkami požaduje maximální hodnotu 4,0 [MPa].

3.1.1.3 ČSN P ENV 1995 – 1 – 1 (Eurocode 5)

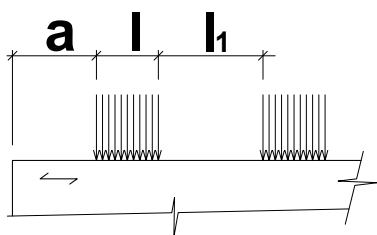
Pro dřevo S1, třídu vlhkosti 1 a krátkodobé zatížení je návrhová hodnota $f_{c,90,d}$ rovna 3,16 [MPa]. EC5 v případě, že zatěžovaná délka prvku namáhaného kolmo na vlákna je větší než 150 mm, nesnižuje únosnost tohoto prvku v tlaku kolmo na vlákna, ani když zatížení působí přímo na konci zatěžovaného prvku (vzdálenost „a“ je pak rovna nule), viz obr. 3.4.

Hodnota součinitele $k_{c,90}$, který zvyšuje pevnost dřeva v tlaku kolmo k vláknům se mění v mezích 1,0 až 1,8. Hodnoty 1,8 dosahuje pouze v případě, že délka nezatíženého zhlaví „a“ je

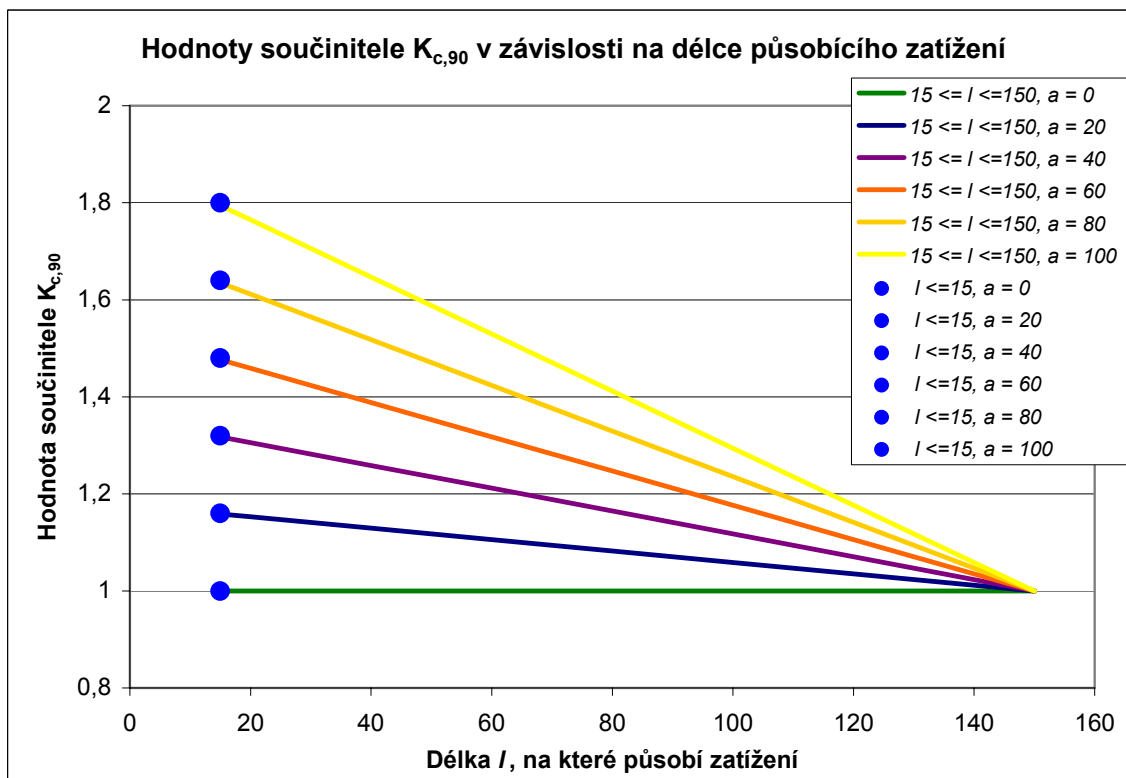
minimálně 100 mm a délka, na které působí zatížení v tlaku kolmo na vlákna $l \leq 15\text{ mm}$. V ostatních případech se hodnota součinitele $k_{c,90}$ lineárně zmenšuje (se zvyšující se délkou „ l “, na které působí zatížení, nebo se zmenšují se délkou nezatíženého zhlaví), nejnižší hodnota pro $k_{c,90}$ je $1,00$.

$$\begin{aligned}
 k_{c,90} &= 1 + \frac{(150-l)}{170}, & \text{pro } 15 \leq l < 150\text{mm}, a \geq 100\text{mm} \\
 k_{c,90} &= 1 + \frac{a(150-l)}{17000}, & \text{pro } 15 \leq l < 150\text{mm}, a < 100\text{mm} \\
 k_{c,90} &= 1,8 & \text{pro } l < 15\text{ mm}, a \geq 100\text{mm} \\
 k_{c,90} &= 1 + \frac{a}{125}, & \text{pro } l < 15\text{ mm}, a < 100\text{mm}
 \end{aligned}
 \tag{3.3}$$

Tyto hodnoty součinitele $k_{c,90}$ platí za předpokladu, že vzdálenost dalšího působícího zatížení v tlaku kolmo na vlákna na prvek působí v minimální vzdálenosti $l_1 > 150\text{ mm}$ (viz obr. 3.4).



obr. 3.4 Stanovení součinitele $K_{c,90}$ v tlaku kolmo k vláknům – EC5



obr. 3.5 Hodnoty součinitele $K_{c,90}$

3.1.2 Tlak rovnoběžně s vlákny

Zatěžování dřevěných prvků tlakem rovnoběžně s vlákny je společně s ohybem nejčastějším způsobem namáhání dřevěných konstrukcí. Je třeba rozlišit vzpěrný tlak a tlak prostý. Únosnost v prostém tlaku závisí na mnoha faktorech, které ji v různé míře ovlivňují.

Při navrhování a posuzování dřeva v tlaku rovnoběžně s vlákny je zapotřebí vzít v úvahu následující aspekty:

- únosnost dřeva v tlaku kolmo na vlákna je dána vztahem mezi napětími a deformacemi, který je téměř lineární až do porušení,
- typy porušení jsou velmi rozmanité a závisí na mnoha různých faktorech, mimo jiné i na uspořádání jednotlivých buněk zatěžovaného objemu (tzn. že typ porušení u dosud netestovaných vzorků dřeva lze těžko předvídat),
- pevnost a tuhost jsou zejména závislé na vlhkosti dřeva, rychlosti zatěžování a době trvání zatížení.

Charakteristická pevnost dřeva v tlaku ve směru vláken je daná národními normami nebo je specifikována v národních aplikačních dokumentech, zpracovaných k těmto normám (ČSN P ENV 1995 – 1 – 1).

3.1.2.1 ČSN 73 1701, z roku 1983

Hodnoty návrhových pevností dřeva třídy SI v tlaku rovnoběžně s vlákny jsou stanoveny na 12,0 [MPa]. Jiná omezení tato norma neobsahuje, vyjma požadavku na minimální oslabenou plochu nosných dřevěných prvků 1800 mm².

3.1.2.2 ČSN P ENV 1995 – 1 – 1 (Eurocode 5)

Pro dřevo S1, třídu vlhkosti 1 a krátkodobé zatížení je návrhová hodnota $f_{c,0,d}$ rovna 12,41 [MPa]. EC5 (obdobně jako ČSN 73 1701 z roku 1983) uvádí v NAD požadavek na minimální oslabenou plochu nosných dřevěných prvků 1800mm².

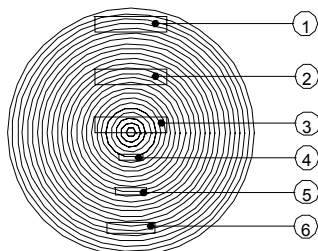
Z obecného porovnání pevností dřeva v tlaku kolmo na vlákna a v tlaku rovnoběžně s vlákny, vyplývá značný vliv směru působícího zatížení vzhledem ke sklonu vláken a dále vliv ortotropních vlastností dřeva.

3.1.3 Vliv směru působení sil vzhledem ke směru vláken (ortotropní vlastnosti dřeva)

Dřevo je anizotropický, ortotropní materiál, jehož vlastnosti závisí na úhlu mezi směrem zatížení a směrem vláken dřevní hmoty.

Aplikace teorie ortotropních pružných látek na rostlé dřevo vyžaduje zavedení množství předpokladů, které popisovanou realitu značně zjednoduší. Kmen stromu se všemi suký, zakřiveními let a určitou "kuželovitostí" je idealizován na tvar válce, kterému nejlépe vyhovuje cylindrický souřadný systém, jehož podélná osa je totožná se směrem vláken. Další idealizací je transformace parametrů z cylindrického souřadného systému do systému pravoúhlého karteziánského. V tomto systému musí být ovšem radiálně zakřivené letokruhy převedeny na rovinné vrstvy. Výsledkem je poté výřez rostlého dřeva, který je zjednodušen na ortotropní materiál s jednotlivými osami X_1 , X_2 , X_3 koincidentními s osami ortotropie L, R, T.

Chyba, která takto vzniká je také dána původní pozicí části rostlého dřeva v radiálně-transverzální rovině vlastního kmenu. Chyba, která je způsobena "linearizací" letokruhů v rovinný systém je samozřejmě větší ve střední části kmenu blíže jádru než u vzorku dřeva pocházejícího z okrajových částí kmenu. Situaci nejlépe popisuje následující obr. 3.6:

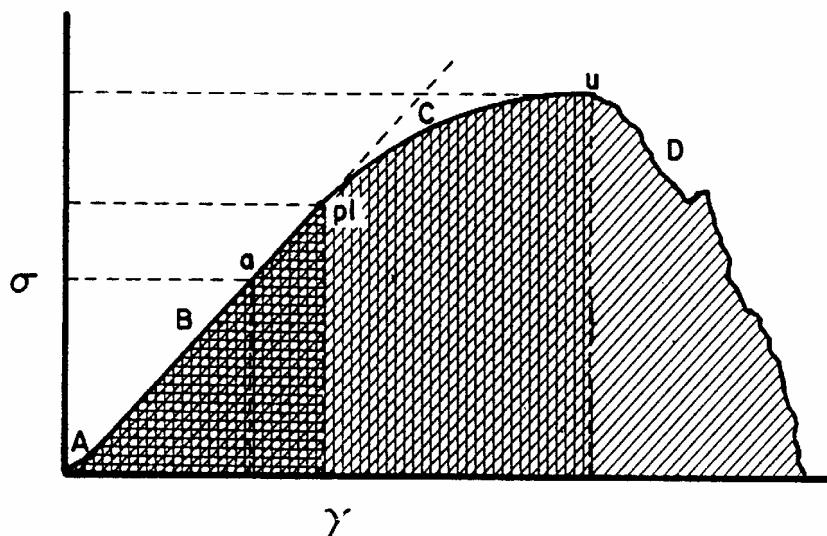


obr. 3.6 Výřezy rostlého dřeva a jejich pozice

Chyba, která vzniká tzv. linearizací je nejmenší u vzorku č. 1 a postupně vzrůstá u vzorku č.2 a největší je právě u vzorku č. 3, kde směry radiální a transversální mohou být vzájemně zaměněny. Z diagramů vyplývá, že chyba je minimalizována, jestliže vzorek je relativně malý vzhledem ke vzdálenosti od středu kmenu (viz vzorky 4,5 a 6).

3.1.3.1 PRACOVNÍ DIAGRAM DŘEVA

Materiálové charakteristiky jsou určovány téměř výhradně experimentálně. Obvykle se na zkušebních vzorcích měří deformace a příslušná síla, která tuto deformaci vyvolala. Jak je znázorněno na obr. 3.7, je možné rozlišit čtyři oblasti křivky napětí - deformace:



obr. 3.7 Pracovní diagram dřeva

- A..... počáteční vyrovnání nerovností povrchu testovaného vzorku
- B..... oblast lineárně elastická
- C..... oblast plastických deformací
- D..... oblast po porušení zkušebního vzorku

V oblasti B se předpokládá platnost Hookeova zákona. Oblast B je zakončena bodem, ve kterém se křivka pracovního diagramu začíná odklánět od přímky vymezení lineární oblasti deformací. Tento bod nazýváme někdy také mezi úměrnosti. Oblast plastických deformací (na obrázku oblast C) je zakončena mezi pevnosti. Oblast D se vyskytuje pouze v některých případech namáhání a pouze u některých typů materiálů.

3.1.4 ORTOTROPNÍ ELASTICITA

Ortotropní těleso je takové, jehož každým bodem procházejí tři navzájem kolmé (ortogonální) roviny symetrie elastických vlastností. Procházejí-li bodem tělesa tři navzájem kolmé roviny symetrie, procházejí tímto bodem také tři hlavní, navzájem kolmé směry anizotropie.

Pro označení jednotlivých směrů se používá široce rozšířené značení souřadnicových os L, R a T. Hookeův zákon pak pro případ koincidence os souřadnicového systému s hlavními směry anizotropie je možné zapisovat [16]:

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_L \\ \varepsilon_R \\ \varepsilon_T \\ \varepsilon_{RT} \\ \varepsilon_{LT} \\ \varepsilon_{LR} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\nu_{RL} & -\nu_{TL} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{LR}}{E_L} & \frac{1}{E_R} & -\nu_{TR} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\nu_{LT}}{E_L} & \frac{-\nu_{RT}}{E_R} & \frac{1}{E_T} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{RT}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{LT}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{2G_{LR}} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_L \\ \sigma_R \\ \sigma_T \\ \sigma_{RT} \\ \sigma_{LT} \\ \sigma_{LR} \end{pmatrix} \quad (3.4)$$

$$\frac{\nu_{LR}}{E_L} = \frac{\nu_{RL}}{E_R}, \quad \frac{\nu_{LT}}{E_L} = \frac{\nu_{TL}}{E_T}, \quad \frac{\nu_{RT}}{E_R} = \frac{\nu_{TR}}{E_T}, \quad \text{okud plyne: } \nu_{LR}\nu_{RT}\nu_{TL} = \nu_{RL}\nu_{TR}\nu_{LT} \quad (3.5)$$

Symetrie matice poddajnosti je určena devíti nezávislými konstantami:

$$E_L E_R E_T, G_{LR} G_{RT} G_{LT}, \nu_{LR} \nu_{RT} \nu_{LT}.$$

Moduly pružnosti v tahu a v tlaku E_L, E_R, E_T , moduly pružnosti ve smyku G_{LR}, G_{RT}, G_{LT} a Poissonovy součinitele např. $\nu_{LR}, \nu_{RT}, \nu_{LT}$ musí vyhovovat takovým podmínkám, aby bylo splněno, že termodynamický potenciál $\Psi = (1/2\varphi)\underline{\underline{a}}:\underline{\underline{\varepsilon}}:\underline{\underline{\varepsilon}}$ (kde symbol “:” znamená skalární součin, φ je hustota a $\underline{\underline{a}}$ je tenzor čtvrtého řádu jehož jednotlivé složky jsou elastické moduly) je pozitivně definitní kvadratická funkce:

$$\varphi\Psi = \frac{1}{2}:\underline{\underline{\varepsilon}}:\underline{\underline{\varepsilon}} = \frac{1}{2}\underline{\underline{\sigma}}:A:\underline{\underline{\sigma}}. \quad (3.6)$$

Jestliže budeme uvažovat moduly pružnosti v tahu a v tlaku E_L, E_R, E_T , moduly pružnosti ve smyku G_{LR}, G_{RT}, G_{LT} jako pozitivní kvantitativy, pak $1 - \nu_{LR}\nu_{RT}$ bude pozitivně definitní kvadratická funkce, když vlastní čísla matice součinitelů kontrakce budou všechny striktně pozitivní. Tato podmínka vyžaduje splnění následujících vztahů:

$$\begin{aligned}
 1 - \nu_{LR}\nu_{RL} > 0, \quad 1 - \nu_{RT}\nu_{TR} > 0, \quad 1 - \nu_{LT}\nu_{TL} > 0, \\
 1 - \nu_{LR}\nu_{RT}\nu_{TL} - \nu_{RL}\nu_{LT}\nu_{TR} - \nu_{RL}\nu_{LR} - \nu_{LT}\nu_{TL} - \nu_{TR}\nu_{RT} > 0.
 \end{aligned}
 \tag{3.7}$$

Höring a Stamer stanovili pro smrkové dřevo tyto konstanty:

$$\begin{aligned}
 E_L = 16600\text{MPa} \quad G_{LR} = 1780\text{MPa} \quad \nu_{LR} = 0,31 \\
 E_R = 1120\text{MPa} \quad G_{RT} = 70\text{MPa} \quad \nu_{RT} = 0,465 \\
 E_T = 580\text{MPa} \quad G_{TL} = 680\text{MPa} \quad \nu_{TL} = 0,011
 \end{aligned}
 \tag{3.8}$$

$$\text{protože platí:} \quad \frac{\nu_{LR}}{E_L} = \frac{\nu_{RL}}{E_R}, \quad \frac{\nu_{LT}}{E_L} = \frac{\nu_{TL}}{E_T}, \quad \frac{\nu_{RT}}{E_R} = \frac{\nu_{TR}}{E_T},
 \tag{3.9}$$

lze dopočítat zbývající hodnoty Poissonova součinitele: $\nu_{RL} = 0,021, \nu_{TR} = 0,24, \nu_{LT} = 0,31$

Problémy ovšem nastávají při určování malých Poissonových součinitelů ν_{TL} a ν_{RL} . Kdyby dřevěný trámeček, na kterém bychom chtěli měřit tyto veličiny měřil $100 \times 100 \times 100$ mm, pak poměrné protažení $\varepsilon_3 = 0,001$ způsobí poměrnou deformaci v podélném směru $\varepsilon_1 = 0,001 \times 0,011 = 0,000011$. Jestliže bychom měřili toto relativní protažení s přesností 1%, pak bychom museli měřit s přesností na 0,001 mm. Obecně by tento problém byl řešitelný zvětšením velikosti vzorku, ale to bychom se dostali mimo reálné rozměry. Mnohem účelnější se jeví tyto hodnoty dopočítat ze vztahů [3.7].

J. Bodig aj. R. Goodman v [38] publikovali závislosti modulů pružnosti (Youngova a modulu pružnosti ve smyku) pro směry R, T a (L, R, T pro moduly pružnosti ve smyku) na Youngově modulu pružnosti v podélném směru. Jejich předpokládané hodnoty jsou uvedeny v následující přehledné tabulce:

| E_L | E_R | E_T | G_{LR} | G_{LT} | G_{RT} |
|-------|--------|--------|----------|----------|----------|
| 6,0 | 0,6990 | 0,3667 | 0,6564 | 0,6185 | 0,0518 |
| 7,0 | 0,7710 | 0,4069 | 0,6763 | 0,6366 | 0,0566 |
| 8,0 | 0,7856 | 0,4453 | 0,6962 | 0,6546 | 0,0612 |
| 9,0 | 0,8241 | 0,4821 | 0,7161 | 0,6727 | 0,0655 |
| 10,0 | 0,8601 | 0,5177 | 0,7353 | 0,6907 | 0,0696 |
| 11,0 | 0,8940 | 0,5521 | 0,7558 | 0,7088 | 0,0736 |
| 12,0 | 0,9262 | 0,5855 | 0,7756 | 0,7268 | 0,0774 |
| 13,0 | 0,9567 | 0,6180 | 0,7955 | 0,7449 | 0,0811 |
| 14,0 | 0,9860 | 0,6497 | 0,8154 | 0,7629 | 0,0846 |
| 15,0 | 1,0140 | 0,6806 | 0,8352 | 0,7810 | 0,0881 |
| 16,0 | 1,0409 | 0,7109 | 0,8551 | 0,7990 | 0,0914 |
| 17,0 | 1,0668 | 0,7406 | 0,8750 | 0,8170 | 0,0946 |
| 18,0 | 1,0919 | 0,7698 | 0,8948 | 0,8351 | 0,0979 |

tab. 3.1 Moduly pružnosti E a G jako funkce E_L pro jehličnaté řezivo (hodnoty v GPa)

Průměrné hodnoty Poissonova součinitele stanovili J. Bodig a R. Goodman pro jehličnaté a listnaté dřeviny:

| Poissonův součinitel | Jehličnaté dřevo | Listnaté dřevo |
|----------------------|------------------|----------------|
| ν_{LR} | 0,370 | 0,370 |
| ν_{LT} | 0,420 | 0,500 |
| ν_{RT} | 0,470 | 0,670 |
| ν_{TR} | 0,350 | 0,330 |
| ν_{RL} | 0,041 | 0,044 |
| ν_{TL} | 0,033 | 0,027 |

tab. 3.2 Poissonovy součinitele – přehled (J.Bodig, R..Goodman)

3.1.5 Stanovení meze pevnosti dřeva namáhaného obecně při rovinném a prostorovém namáhání

3.1.5.1 Hankinsonův vzorec

Obecné stanovení teorie porušení u dřeva a hmot na jeho bázi stále není dokončeno. Z toho důvodu používáme dodnes pro stanovení mezí pevnosti empirické vztahy, které za určitých podmínek dávají poměrně přesné výsledky. Jednou z těchto metod je tzv. Hankinsonův vztah pro rovinné namáhání:

$$\sigma_{\alpha} = \frac{\sigma_{c,0} \sigma_{c,90}}{\sigma_{c,0} \sin^n \theta + \sigma_{c,90} \cos^n \theta}, \quad (3.10)$$

kde $\sigma_{c,0}$ pevnost v tlaku rovnoběžně s vlákny,

$\sigma_{c,90}$ pevnost v tlaku kolmo na vlákna,

θ odklon vláken vzhledem k souřadnému systému, který je dán dvěma navzájem kolmými rovinami, v nichž působí zatížení.

Tento vztah je často užíván pro stanovení meze pevnosti pro namáhání ve dvou směrech. Hodnota exponentu „ n “ může být stanovena experimentálně. Zatím nejčastěji užívanou hodnotou je „ $n = 2$ “.

Hankinsonův vztah pro případ trojrozměrného namáhání je založen na definici relativní pevnosti v tlaku ve směru radiálním a tangenciálním:

$$F_R = \sigma_R / \sigma_L, \quad F_T = \sigma_T / \sigma_L, \quad (3.11)$$

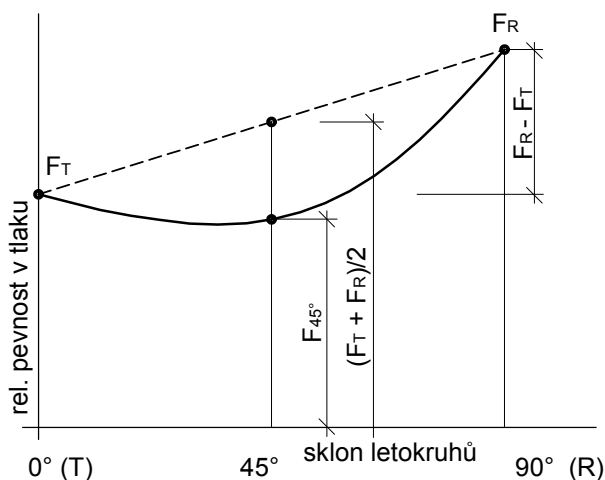
kde F_R je relativní pevnost v tlaku v radiálním směru,

F_T je relativní pevnost v tlaku v tangenciálním směru,

σ_R je pevnost dřeva v radiálním směru,

σ_L je pevnost dřeva ve směru vláken (podélném směru),

σ_T je pevnost dřeva v tangenciálním směru σ_L .



obr. 3.8 Průběh pevnosti v tlaku v rovině R- T

Úhel 0° reprezentuje s namáháním ve směru tangenciálním a 90° koresponduje s namáháním ve směru radiálním.

Sklon přímky spojující body F_T a F_R lze zapsat $\alpha = \frac{F_T - F_R}{90}$. Relativní pevnost v tlaku na přerušované čáře lze vyjádřit $F'_\phi = \alpha\phi + F_T$. Protože ale lineární proložení experimentálních dat bylo nedostatečné, byla zvolena sinusová funkce:

$$F''_\phi = K(-\sin 2\phi) (F_T + F_R) / 2. \quad (3.12)$$

kde F''_ϕ je oprava přímky vyjadřující závislost relativní pevnosti

K je empiricky zjištěná konstanta, která upravuje amplitudu sinusové funkce. Podle dosavadních měření se zdá být $K = 0,4$ dobrou aproximací pro jehličnaté dřevo.

Relativní pevnost v tlaku F pro sklon vláken ϕ je

$$F_\phi = F'_\phi + F''_\phi. \quad (3.13)$$

Vlastní Hankinsonův vzorec lze zapsat ve tvaru:

$$F_{(\theta\phi)} = \frac{F_L F_\phi}{F_L \sin^2 \theta + F_\phi \cos^2 \theta}, \quad (3.14)$$

kde $F_{(\theta\phi)}$ je relativní pevnost v tlaku pro úhel letokruhu ϕ a sklon vláken dřeva θ .

ČSN 73 1701 z roku 1983 uvádí vztah pro stanovení výpočtové pevnosti při namáhání dřeva šikmo k vláknům: $R_{cd} = R_{cd\parallel} - (R_{cd\parallel} - R_{cd\perp}) \cdot \sin \alpha$.

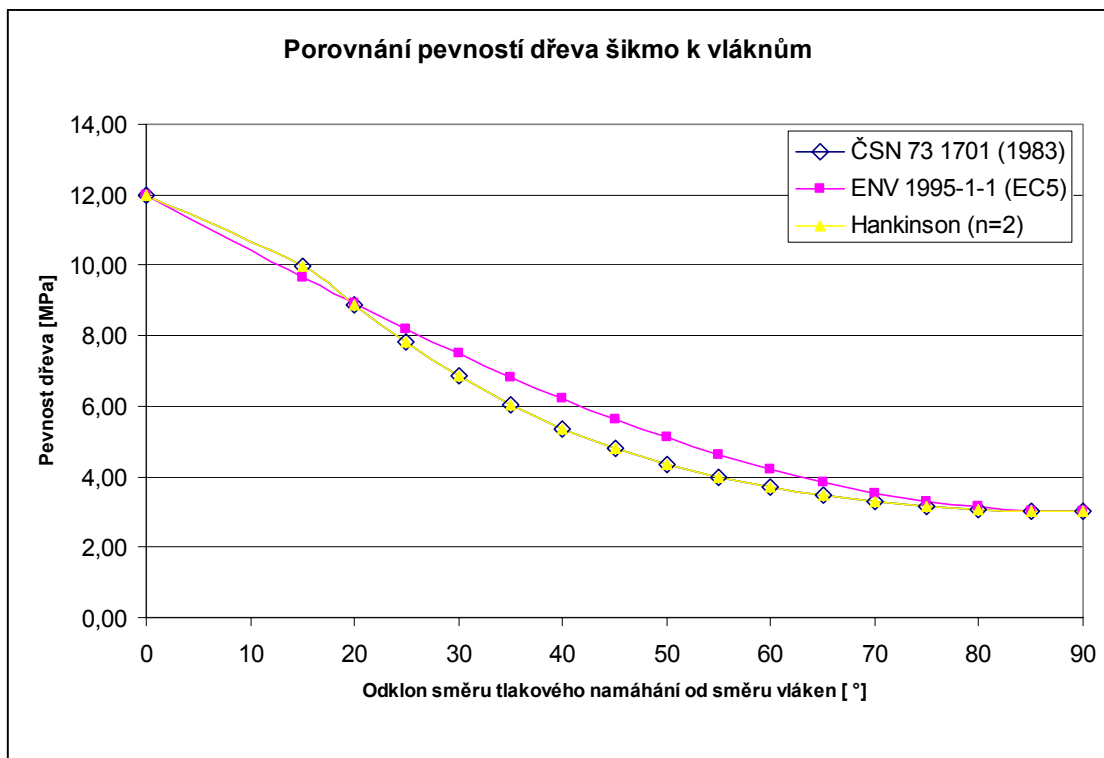
3.1.5.2 ČSN P ENV 1995 – 1 – 1 (Eurocode 5)

| úhel alfa [°] odklon směru namáhání od směru vláken | ČSN P ENV 1995- 1-1 (EC 5) | ČSN 73 1701 z r. 1983 | Hankinsonův vzorec (2D) |
|---|-------------------------------|--|--|
| | | $f_{c,0,d} = 12 \text{ MPa}$ $f_{c,90} = 3 \text{ MPa}$ | $R_{Cd II} = 12 \text{ MPa}$ $R_{Cd \pm} = 3 \text{ MPa}$ |
| Pevnost dřeva šikmo k vláknům [MPa] | | | |
| 0 | 12,00 | 12,00 | 12,00 |
| 15 | 9,99 | 9,67 | 9,99 |
| 20 | 8,88 | 8,92 | 8,88 |
| 25 | 7,81 | 8,20 | 7,81 |
| 30 | 6,86 | 7,50 | 6,86 |
| 35 | 6,04 | 6,84 | 6,04 |
| 40 | 5,36 | 6,22 | 5,36 |
| 45 | 4,80 | 5,64 | 4,80 |
| 50 | 4,35 | 5,11 | 4,35 |
| 55 | 3,98 | 4,63 | 3,98 |
| 60 | 3,69 | 4,21 | 3,69 |
| 65 | 3,46 | 3,84 | 3,46 |
| 70 | 3,29 | 3,54 | 3,29 |
| 75 | 3,16 | 3,31 | 3,16 |
| 80 | 3,07 | 3,14 | 3,07 |
| 85 | 3,02 | 3,03 | 3,02 |
| 90 | 3,00 | 3,00 | 3,00 |

Tato norma uvádí obdobný vztah pro stanovení výpočtové pevnosti při namáhání dřeva šikmo k vláknům v jiné úpravě:

$$\sigma_{c,\alpha,d} = \frac{f_{c,0,d}}{\frac{f_{c,0,d}}{f_{c,90,d}} \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (3.15)$$

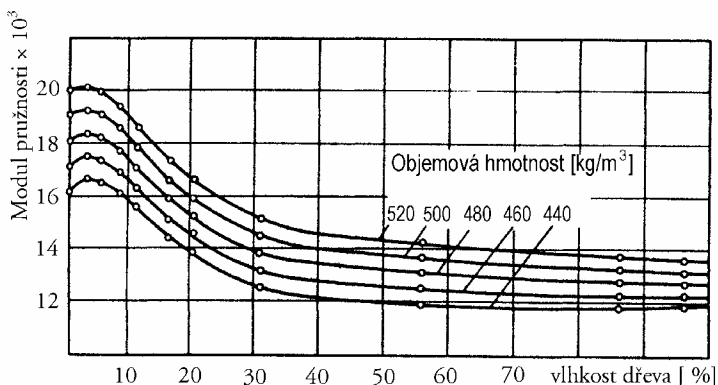
tab. 3.3 Porovnání pevností dřeva šikmo k vláknům dle jednotlivých norem a Hankinsonova vztahu



obr. 3.9 Grafické porovnání pevností dřeva šikmo k vláknům jednotlivých norem a Hankinsonova vztahu

3.1.6 Vliv vlhkosti na vlastnosti dřeva

Množství vody absorbované ve dřevu je určováno téměř výhradně relativní vlhkostí okolního prostředí. Pro obsah vody ve dřevu platí, že tzv. voda volná neovlivňuje pevnost ani další pružné



konstanty, zatímco voda vázaná má značný vliv na veškeré vlastnosti dřeva včetně pevnosti. Zjednodušeně lze říci, že veškeré elastické konstanty i pevnosti mají tendenci se snižujícím se obsahem vlhkosti vzrůstat. Závislost mezi vlhkostí a např. modulem pružnosti (až do bodu nasycení vláken vodou vázanou) je možné považovat za exponenciální, viz obr. 3.10.

obr. 3.10 Závislost modulu pružnosti na vlhkosti dřeva

Pro jednoduchost je možné vztah hodnoty modulu pružnosti „ E^c “ na vlhkosti nahradit závislostí lineární. V případě vlhkosti dřeva 0 – 5% je to vyjádření nepřesné, ale z praktického hlediska se jedná o relativní vlhkosti dosažitelné pouze teoreticky a většina konstrukcí se obsahem vlhkosti bude blížit spíše hodnotám vyšším, pro které je již lineární aproximace dostatečně přesná.

V [44] je možné nalézt vztah, pomocí kterého lze přepočítat dřevo s vlhkostí rozdílnou od 15% (hodnota 12 – 15% vlhkosti se považuje za standardní podmínky):

$$\sigma_{15} = \sigma_w [1 + \alpha(W - 15)], \quad /s \text{ platností pro vlhkosti } 8 - 23\% / \quad (3.16)$$

kde σ_{15} je hledaná pevnost při vlhkosti 15%

σ_w mez pevnosti při dané vlhkosti W [%]

α opravný součinitel podle tab. 3.4.

| DRUH NAMÁHÁNÍ | borovice a modřín | smrk, jedle a dub |
|----------------------|-------------------|-------------------|
| tlak ve směru vláken | 0,05 | 0,04 |
| ohyb | 0,04 | 0,04 |
| smyk ve směru vláken | 0,03 | 0,03 |

tab. 3.4 Součinitelé „ α “ k určení pevnosti dřeva při standardní vlhkosti 15%

D.V. Martinec [44] odvodil obecnější vztah, podle něho lze vypočítat pevnost σ_1 jakéhokoliv dřeva při libovolné vlhkosti W_1 , je-li známa pevnost σ_0 téhož dřeva při libovolné vlhkosti W_0 :

$$\sigma_1 = \sigma_0 \frac{1 + \rho(W_1 - W_{nas})^2}{1 + \rho(W_0 - W_{nas})^2}, \quad (3.17)$$

kde ρ je konstanta (např. při tlaku v směru vláken pro borovicové dřevo je roven 0,0032, při ohybu 0,0021),

W_{nas} je vlhkost, při které je dřevo nasycené (pro borové dřevo $W_{nas} = 29\%$).

V obou platných českých normách (ČSN 73 1701 z roku 1983 i ČSN P ENV 1995 – 1 – 1) je vliv vlhkosti zaveden pomocí součinitelů podmínek působení a projeví se na snížení výpočtové resp. návrhové pevnosti dřeva.

3.1.7 Vlepované závitové tyče

Pro výpočet únosnosti vlepaných závitových tyčí lze využít několika pramenů. Některé se zabývají pouze osově namáhanými závitovými tyčemi vlepenými ve směru vláken, některé řeší i namáhání příčnou silou, popřípadě lze nalézt i návrhy výpočetních postupů pro závitové tyče vlepené kolmo na směr vláken.

3.1.7.1 Vlepované závitové tyče podle MOELVEN (UK) Ltd.

Dle podkladů konzultační firmy MOELVEN (UK) Ltd. (Southampton, Velká Británie), se posouzení únosnosti vlepené závitové tyče (při dostatečné hloubce vlepení a u skupiny vlepených závitových tyčí při dodržení minimálních vzdáleností) redukuje na posouzení smykového napětí mezi vlepenou tyčí a dřevem.

Smykové napětí lze vypočítat jako: $\tau = \frac{T}{\pi \cdot d \cdot l}$, (3.18)

kde T je osová síla v závitové tyči [N],

d je vnější průměr závitové tyče [mm],

l je hloubka vlepení závitové tyče [mm].

Další postup (tzn. vlastní posouzení) je dle britských norem založen na teorii dovolených namáhání.

Doporučení pro minimální hloubku vlepení závitové tyče je $20d$, minimální rozteče mezi skupinou vlepených závitových tyčí jsou požadovány $2d$. Rovněž vzdálenosti od krajů dřevěných prvků jsou požadovány dle těchto podkladů $2d$ (d je vnější průměr závitové tyče).

3.1.7.2 Vlepované závitové tyče podle RIBERHOLTA (TRAE)

Vlepovaným závitovým tyčím se věnoval dánský vědec Hilmer Riberholt, který pro posouzení vlepených závitových tyčí navrhnul vztahy, které vycházely z jeho výzkumných prací. Publikovány jsou v materiálu konzultační firmy TRAE, Dánsko.

Pro výpočet návrhové únosnosti osově namáhané vlepené závitové tyče navrhnul Riberholt následující vztah:

$$R_{ax,d} = f_{ud} \cdot d_h \cdot \sqrt{l_g}, \quad (3.19)$$

kde $R_{ax,d}$ je návrhová únosnost jedné vlepené tyče v tahu [N],

$f_{u,d}$ je parametr pevnosti lepeného spoje určený z experimentů dle druhu lepidla a třídy vlhkosti (viz tab. 3.5),

d_h je průměr vyvrtaného otvoru pro závitovou tyč (zpravidla $d_{zt} + 1$ až 2 [mm], kde d_{zt} je vnější průměr závitové tyče) [mm],

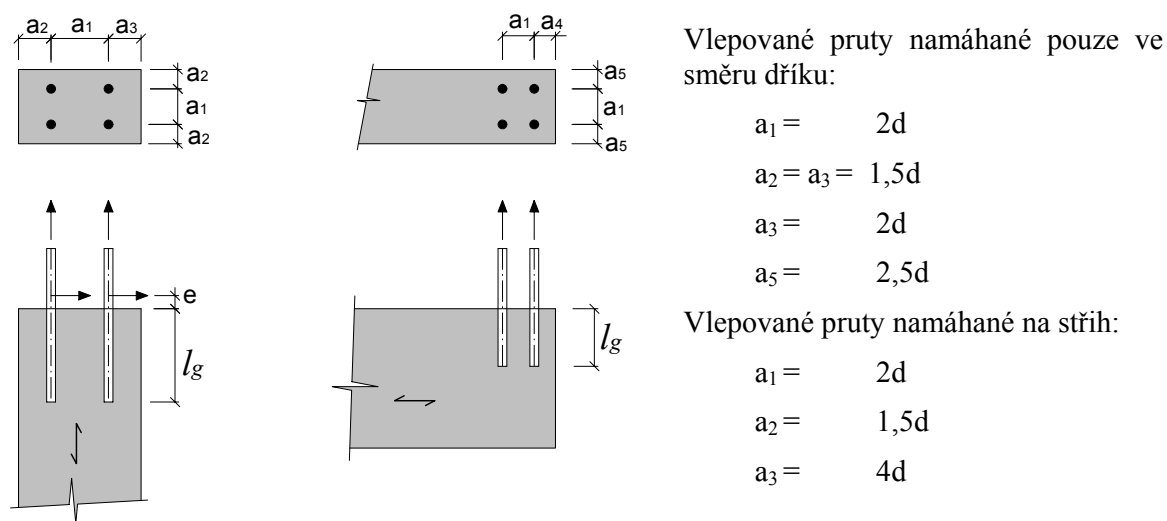
l_g je hloubka vlepení závitové tyče [mm].

| Druh lepidla | Třída vlhkosti 1 | Třída vlhkosti 2 | Třída vlhkosti 3 |
|---|------------------|------------------|------------------|
| | $f_{u,d}$ | | |
| křehká lepidla (epoxidová, fenolrezorcínová) | 100 | 91 | 78 |
| houževnatá lepidla (dvousložková polyuretanová ...) | 150 | 137 | 116 |

tab. 3.5 Parametr pevnosti zjištěný na základě experimentů

Pro skupinu závitových tyčí navrhuje upravit návrhovou únosnost jedné tyče dle modifikovaného vztahu: $R_{ax,n,d} = k_{udm} \cdot R_{ax,d}$; $k_{udm} = 1 - (0,1 \cdot \log n)$,

kde n je celkový počet závitových tyčí ve skupině. Vztahy platí pro doporučené rozteče, které jsou na obr. 3.11.



obr. 3.11 Doporučené rozteče a vzdálenosti vlepaných závitových tyčí (Riberholt)

Pro namáhání silou působící ve vzdálenosti „e“ od povrchu dřeva doporučuje Riberholt (pro pruty vlepané ve směru vláken) vypočítat návrhovou únosnost prutu dle následujících vztahů:

$$R_{v,d} = \left(\sqrt{e^2 + \frac{2M_{y,d}}{d \cdot f_h}} - e \right) \cdot d \cdot f_h, \quad (3.20)$$

kde $M_{y,d}$ je návrhový moment prokluzu [Nmm],

d je průměr vyvrtaného otvoru pro závitovou tyč (zpravidla $d_{zt} + 1$ až 2 [mm], kde d_{zt} je vnější průměr závitové tyče) [mm],

f_h pevnost v otláčení stěny otvoru [N/mm²].

Pevnost v otláčení stěny otvoru lze vypočítat ze vztahu $f_h = (0,0023 + 0,75 d^{-1,5}) \rho_k$. (3.21)

Kombinace namáhání vlepené závitové tyče na střih a osovou sílu

Pro kombinaci namáhání vlepené závitové tyče na střih a osovou sílu platí:

$$\sqrt{\left(\frac{F_{ax,d}}{R_{ax,n,d}}\right)^2 + \left(\frac{V_{sd}}{R_{v,d}}\right)^2} \leq 1, \quad (3.22)$$

kde $F_{ax,d}$ je působící síla na vlepovanou tyč ve směru podélném,

V_{sd} je smyková síla působící kolmo na podélnou osu prutu,

$R_{ax,n,d}$ je návrhová únosnost závitové vlepené tyče v tahu,

$R_{v,d}$ je návrhová únosnost ve smyku závitové vlepené tyče.

3.1.7.3 Vlepované závitové tyče dle Timber Engineering STEP 1 (Structural Timber Education Programme, podporovaný v rámci EU Comett Programme)

Navrhování vlepovaných prutů, jak je v tomto materiálu uvedeno, vychází rovněž z výzkumných prací H. Riberholta.

Pro výpočet charakteristické únosnosti osově namáhané vlepené tyče platí následující vztahy:

$$R_{ax,k} = f_{w,s} \cdot \rho_k \cdot d \cdot \sqrt{l_g}, \quad \text{pro } l_g \geq 200 \text{ mm}, \quad (3.23)$$

$$R_{ax,k} = f_{w,l} \cdot \rho_k \cdot d \cdot l_g, \quad \text{pro } l_g < 200 \text{ mm}, \quad (3.24)$$

kde $R_{ax,k}$ je charakteristická únosnost jedné vlepené tyče v tahu [N],

$f_{w,s}$ je parametr pevnosti lepeného spoje určená z experimentů dle druhu lepidla a třídy vlhkosti (viz tab. 3.6),

$f_{w,l}$ je parametr pevnosti lepeného spoje určená z experimentů dle druhu lepidla a třídy vlhkosti (viz tab. 3.6),

d je průměr vyvrtaného otvoru pro závitovou tyč (zpravidla $d_{zt} + 1$ až 2 [mm], kde d_{zt} je vnější průměr závitové tyče) [mm],

l_g je hloubka vlepení závitové tyče [mm],

ρ_k je charakteristická hustota dřeva [kg/m³].

| Druh lepidla | $f_{w,s}$ | $f_{w,l}$ |
|--|-----------|-----------|
| křehká lepidla (epoxidová, fenolrezorcínová lepidla) | 0,52 | 0,037 |
| houževnatá lepidla (dvousložková polyuretanová ...) | 0,65 | 0,046 |

tab. 3.6 Parametr pevnosti pro vlepované závitové tyče zjištěný na základě experimentů

Doporučené rozteče a vzdálenosti vlepovaných závitových tyčí jsou shodné s roztečemi navrhovanými dle podkladů TRAE (Riberholt), viz obr. 3.11.

3.1.7.4 ČSN P ENV 1995–2, Příloha A

Minimální kotvící délka se má stanovit podle vztahů:

$$l_{a,\min} = \max. \begin{cases} 0,4 d^2 \\ 8d \end{cases}, \quad (3.25)$$

kde $l_{a,\min}$ je minimální hloubka vlepění [mm],

d je vnější průměr tyče [mm].

3.1.7.4.1 Osově namáhané vlepované tyče

Při porušení jednotlivé tyče, za předpokladu dodržení minimální hloubky vlepění, rozhoduje charakteristická únosnost odpovídající smyku ve dřevě $F_{ax,Rk}$ a lze ji stanovit takto:

$$F_{ax,Rk} = \pi d_{equ} l_a f_{v,k}. \quad (3.26)$$

Hodnota $f_{v,k}$ je lokální pevnost dřeva ve smyku kolem otvoru a má se určit u měkkého dřeva (dřeva jehličnanů) pro veškeré úhly mezi závitovou tyčí a směrem vláken jako:

$$f_{v,k} = 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot d_{equ}^{-0,2} \cdot \rho_k^{1,5}, \quad (3.27)$$

kde $f_{v,k}$ je charakteristická pevnost dřeva ve smyku [MPa],

d_{equ} je ekvivalentní průměr [mm],

ρ_k je charakteristická hustota dřeva [kg/m³].

$$\text{Ekvivalentní průměr } d_{equ} \text{ je } = \min. \begin{cases} d_0 \\ 1,25 d \end{cases} \quad (3.28)$$

kde d_0 je průměr vyvrtaného otvoru pro vlepovanou ocelovou tyč [mm],

d je vnější průměr ocelové tyče [mm].

Při **porušení dřevěného prvku** se zjišťuje tzv. účinná plocha porušení dřeva A_{ef} od ocelové tyče namáhané osovou silou rovnoběžně s vlákny. Tato hodnota se stanoví jako plocha čtverce o hraně b_{ef} , která je daná hodnotou $3d$ na každou stranu od osy ocelové tyče (tj. $6d$) nebo plocha, která je daná skutečnou geometrií.

Ve skupině tyčí se nemá charakteristická únosnost jedné tyče rovnoběžně s vlákny $F_{ax,Rk}$ uvažovat větší než:

$$F_{ax,Rk} = f_{t,0,k} \cdot A_{ef}, \quad (3.29)$$

kde $F_{ax,Rk}$ je charakteristická únosnost jedné tyče [N],

$f_{t,0,k}$ je charakteristická pevnost dřeva v tahu [Mpa],

A_{ef} je účinná plocha porušení dřeva [mm²].

Pokud tahové kotvící síly $F_{ax,Rk}$ působí pod úhlem α k vláknům, pak se charakteristická únosnost jedné nebo skupiny tyčí $F_{ax,Rk}$ působících rovnoběžně se směrem síly nemá uvažovat vyšší než:

$$F_{ax,Rk} = \frac{0,15}{\sin \alpha} a^{0,7} \cdot b_{ef}^{0,7} \cdot \left(\frac{a}{h}\right)^{0,2} \cdot \rho_k, \quad (3.30)$$

kde a je hloubka vlepení závitové tyče [mm],

α je ostrý úhel který svírá osa ocelové tyče se směrem vláken [°],

b_{ef} je šířka účinné plochy ocelové tyče [mm],

h je výška dřevěného prvku [mm],

ρ_k je charakteristická hustota dřeva [kg/m³].

Poznámka: poměr a/h se nemá ve výpočtu uvažovat větší než 0,7.

Pro oblasti mezi tyčemi, na které působí smykové síly se má ověřit, že:

$$F_{V,Ed} \geq V_{sd}, \quad (3.31)$$

$$F_{V,Ed} = f_{v,d} \cdot b_{ef} \cdot h_{ef}, \quad (3.32)$$

kde V_{sd} je působící návrhová smyková síla,

$F_{V,Ed}$ je návrhová smyková únosnost,

$f_{v,d}$ je návrhová pevnost dřeva ve smyku,

$A_{ef} = h_{ef} \cdot b_{ef}$ je účinná plocha porušení dřeva,

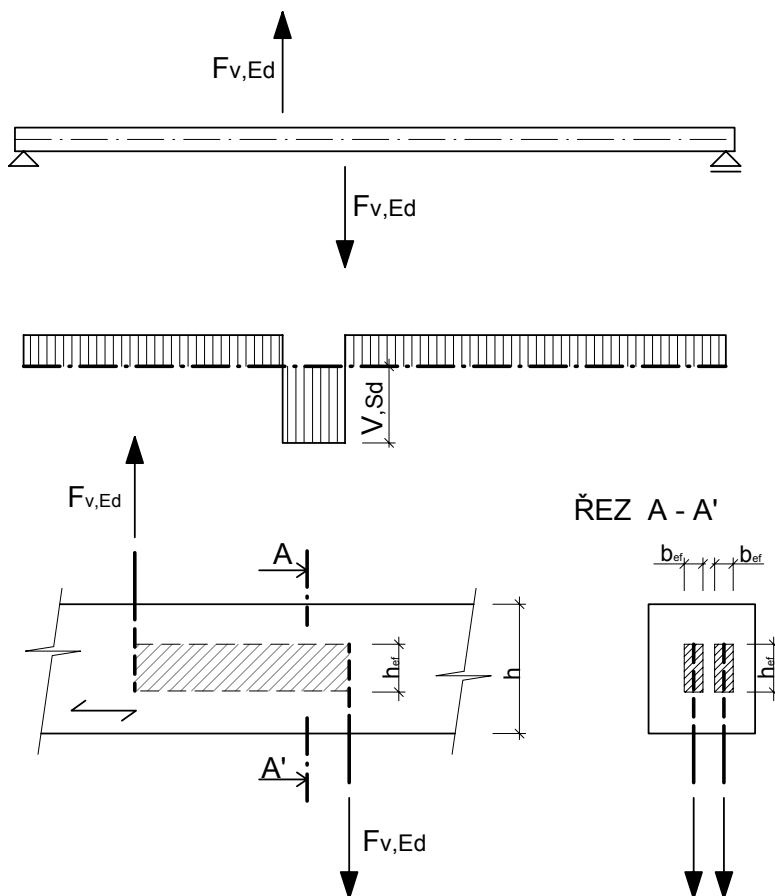
h_{ef}, b_{ef} jsou definované na obr. 3.12.

Okamžitý modul prokluzu tyče vlepené ve směru vláken K_{ser} [N/mm] se má uvažovat takto:

$$K_{ser} = 0,01 \cdot d \cdot \rho_k^{1,5}, \quad (3.33)$$

kde d je vnější průměr ocelové tyče [mm],

ρ_k je charakteristická hustota dřeva [kg/m³].



obr. 3.12 Vysvětlení smykové oblasti mezi vlepovanými tyčemi dle ČSN P ENV 1995–2, Příloha A; zatížení nosníku a průběh posouvajících sil; smykové oblasti

3.1.7.4.2 Příčně namáhané tyče

Pro příčně namáhané vlepované ocelové tyče, vlepované rovnoběžně s vlákny, se má pevnost v otlacení uvažovat jako 10% pevnosti v otlacení kolmo k vláknům.

Pro tyče vlepované rovnoběžně s vlákny se **okamžitý modul prokluzu** tyče K_{ser} [N/mm] má uvažovat takto:

$$K_{ser} = 0,01 d \cdot \rho_k^{1,5}, \quad (3.34)$$

kde d je vnější průměr ocelové tyče [mm],

ρ_k je charakteristická hustota dřeva [kg/m³].

3.1.7.4.3 Vlepované tyče namáhané současně příčně a osově

Pro ocelové vlepované tyče namáhané kombinací příčného a osového namáhání, má být splněna podmínka:

$$\left(\frac{R_{ax,Ed}}{R_{ax,Rd}}\right)^2 + \left(\frac{R_{la,Ed}}{R_{la,Rd}}\right)^2 \leq 1, \quad (3.35)$$

kde $R_{ax,Rd}$ je návrhová únosnost vlepované tyče namáhané osovou silou,

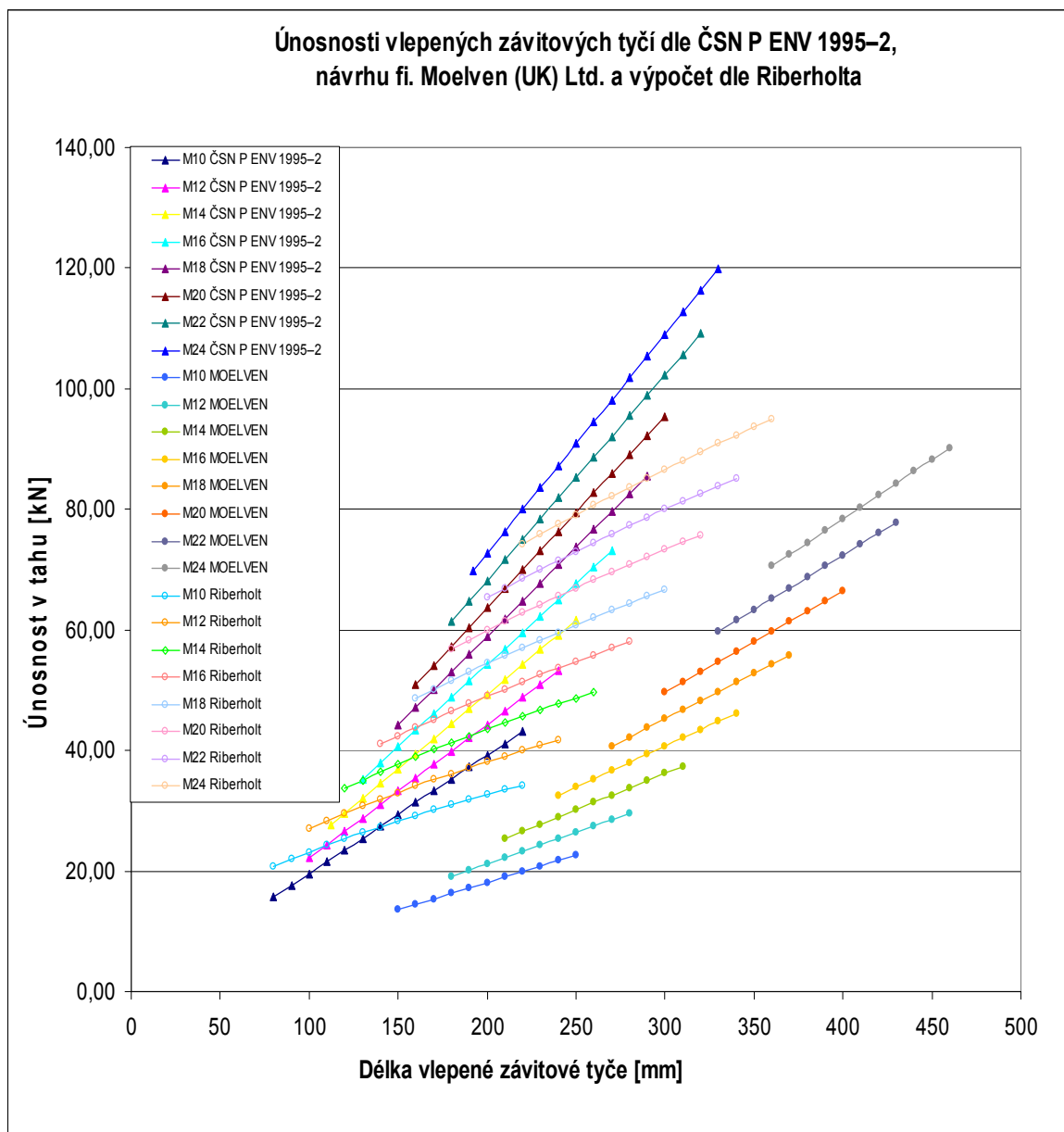
$R_{la,Rd}$ je návrhová únosnost vlepované tyče namáhané příčnou silou,

$R_{ax,Ed}$ je působící osová síla,

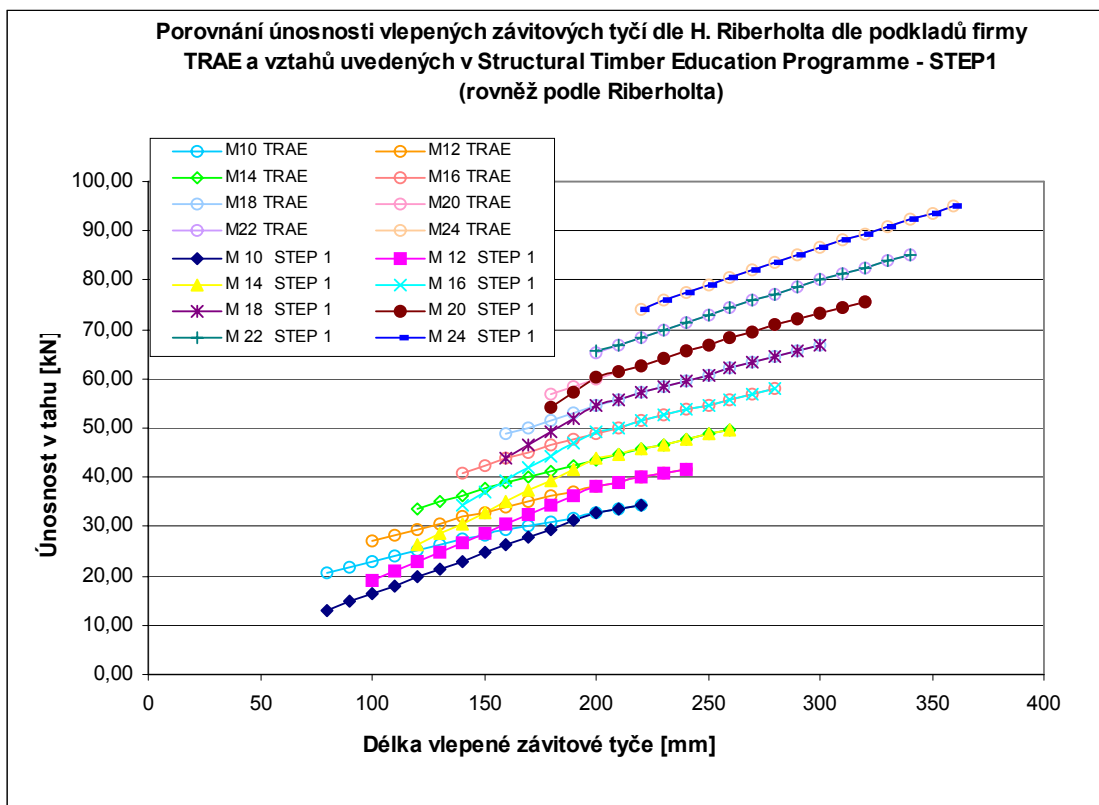
$R_{la,Ed}$ je působící příčná síla.

3.1.7.5 Porovnání únosností vlepovaných závitových tyčí dle jednotlivých návrhových vztahů

V následujícím grafu (obr. 3.13) je provedeno porovnání dle vztahů: MOELVEN (UK) Ltd.; RIBERHOLT (TRAE); Timber Engineering - STEP 1 (Structural Timber Education Programme) a ČSN P ENV 1995-2, Přílohy A.



obr. 3.13 Porovnání únosností vlepých závitových tyčí dle ČSN P ENV 1995-2



obr. 3.14 Porovnání únosností vlepených závitových tyčí dle H. Riberholta a vztahů uvedených v Structural Timber Education Programme - STEP 1

/Poznámka: dřevo ρ_k : 370 [kg/m³], průměr vyvrtané díry pro vlepenou tyč je $d + 2$ [mm]/

| Průměr vlep. tyče | Maximální únosnost ocel. tyče v tahu | | |
|-------------------|--------------------------------------|--------|--------|
| | $F_{v,Rd}$ [kN] | | |
| Materiál | 4.6 | 5.6 | 6.8 |
| M 10 | 14,40 | 18,00 | 21,60 |
| M 12 | 20,93 | 26,16 | 31,39 |
| M 14 | 28,55 | 35,69 | 42,83 |
| M 16 | 38,98 | 48,72 | 58,47 |
| M 18 | 47,67 | 59,59 | 71,50 |
| M 20 | 60,83 | 76,03 | 91,24 |
| M 22 | 75,23 | 94,03 | 112,84 |
| M 24 | 87,64 | 109,55 | 131,46 |

tab. 3.7 Maximální únosnosti ocelových závitových tyčí na tah

3.1.8 Vlastnosti epoxidů

Epoxidové pryskyřice jsou hmoty s poměrně vysokým modulem pružnosti, značnými pevnostmi v tahu a ohybu. Mají tvarovou stálost a jsou středně navlhavé. Jestliže mluvíme o epoxidovém lepidle, měli bychom používat přesněji názvu „epoxidový systém“, neboť se téměř vždy jedná o systém dvou látek: pryskyřice a tvrdidlo. Typ pryskyřice a tvrdidla zásadně ovlivňuje vlastnosti

vytvrzených materiálů. Například aromatické aminy zvyšují modul pružnosti kompozice zejména ve sklovitém stavu, zlepšují tvarovou stálost za tepla, snižují koeficient délkové roztažnosti, ale zhoršují elektrické vlastnosti kompozice.

3.1.8.1 Vliv dávkování tvrdidel

Dávkování jednotlivých složek směsi je třeba věnovat značnou pozornost, protože jinak může dojít k nežádoucímu zhoršení mechanických vlastností systému. Chování směsi není při změnách dávkování tvrdidla jednotné. U aminových tvrdidel s rostoucím množstvím tvrdidla stoupá pevnost v ohybu, tahu i rázu a dokonce ve většině případů namáhání je příznivěji ovlivněna i směrodatná odchylka statisticky vyhodnocených veličin. Toto zvýšení množství tvrdidla má však nepříznivý efekt u pevnosti v tlaku epoxidového systému. V žádném případě není přípustné volit větší odchylky v dávkování než $\pm 5\%$.

3.1.8.2 Moduly pružnosti, Poissonovo číslo

Modul pružnosti opět závisí na složení směsi a jejím vytvrzení. Není konstantní, ale mění se v závislosti na čase, teplotě a napětí. U neplněných epoxidů ve sklovitém stavu se pohybuje od $2000 [MPa]$ do $4000 [MPa]$. Plněním modul pružnosti vzrůstá, dokonce až na hodnotu $12\,000 [MPa]$. Jako plnivo se nejčastěji používá mletý tavený křemen. Při dlouhodobém namáhání je třeba brát zřetel zejména na změnu modulu pružnosti epoxidového systému v čase. Hodnoty zjištěné krátkodobou zkouškou je potřeba úměrně snížit. Pokud pracujeme s hodnotami modulu pružnosti ve smyku, modul G je asi 60% Youngova modulu pružnosti při Poissonově čísle 0,28 až 0,35.

3.1.8.3 Doba zpracovatelnosti epoxidového systému

Obecně není možné jednoznačně určit nejvyšší hranici viskozity, která je pro zpracovatelnost směsi ještě vhodná. Záleží zejména na členitosti dutiny, kam má směs zatéci, způsobu odlévání, atd. Velmi obecně se však dá říci, že odlití by mělo být ukončeno dříve, než viskozita směsi dosáhne asi $10 Pa.s$ při dané teplotě odlévání. Pokud je viskozita větší, vzniká riziko, že dutina pro odlití nebude zcela a homogenně vyplněna a že vzduch již z odlévané komory nestačí uniknout. Pro tzv. odplynění epoxidové směsi se také někdy používá vlivu otáček působících na lici směs, tak že dojde ke zmenšení obsahu plynů v systému a směs vykazuje lepší pevnostní parametry.

3.1.8.4 Vlastnosti po vytvrzení

Teplota a způsob namáhání jsou označovány jako dva hlavní činitele, které jsou rozhodující při posuzování materiálu. U standardních epoxidů se nevyskytují plastické deformace vzhledem k trojrozměrnému tuhému uspořádání molekul, neboť je jejich vzájemný pohyb potlačen. Plastická deformace je možná pouze za vysokých teplot a u vysoce flexibilních pryskyřic. U běžných křehkých epoxidů se vyskytuje pouze deformace elastická a jejich lom vlivem namáhání nastává při nízké hodnotě deformace, která zpravidla nepřesáhne 5%.

3.1.8.5 Mez pevnosti v tahu

Hodnoty meze pevnosti v tahu se pohybují zhruba mezi 30 až 70 [MPa] při normální teplotě. Směrem k nižším teplotám pevnost mírně stoupá, naopak s rostoucí teplotou se snižuje. Nejvyšších pevností se dosahuje u dianových epoxidů, přičemž volba tvrdidla má velkou důležitost. V tab. 3.8 jsou uvedeny střední hodnoty a směrodatné odchylky pevností některých vybraných epoxidových směsí v závislosti na teplotě:

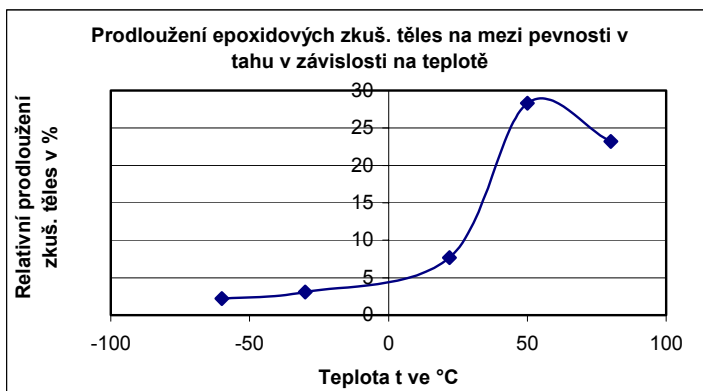
| Materiál | Hmotnostní poměr složek | Vytvrzování | σ_{p_i} (MPa) při - 60° C | s (MPa) | σ_{p_i} (MPa) při - 30° C | s (MPa) |
|------------------------------|----------------------------|-------------|--------------------------------------|------------|--------------------------------------|------------|
| ChS Epoxy 1200 | | | | | | |
| - diethylentriamin | 100 : 7 | 25°C / 48h | 44,0 | 5,1 | 40,0 | 3,8 |
| - směsné tvrdidlo D500 | 100 : 24 | 25°C / 48h | 71,0 | 9,3 | 58,1 | 4,0 |
| - 4,4' -diaminodifenylmethan | 100 : 18 | 100°C / 16h | 80,0 | 5,8 | 70,0 | 4,4 |

pokračování tabulky

| σ_{p_i} (MPa) při + 22° C | s (MPa) | σ_{p_i} (MPa) při + 50° C | s (MPa) |
|--------------------------------------|------------|--------------------------------------|------------|
| 42,5 | 1,4 | 4,5 | 0,5 |
| 38,9 | 2,8 | 6,2 | 0,3 |
| 64,2 | 4,3 | - | - |

tab. 3.8 Materiálové vlastnosti CHS EPOXY 1200 (obchodní název)

Na obr. 3.15 je graf průběhu křivky napětí - deformace, ze kterého vyplývá, že některé druhy epoxidových pryskyřic dosahují maximálních hodnot relativního prodloužení při normálních teplotách. Při zvýšené teplotě se dále relativní prodloužení zkušebních vzorků zmenšuje.



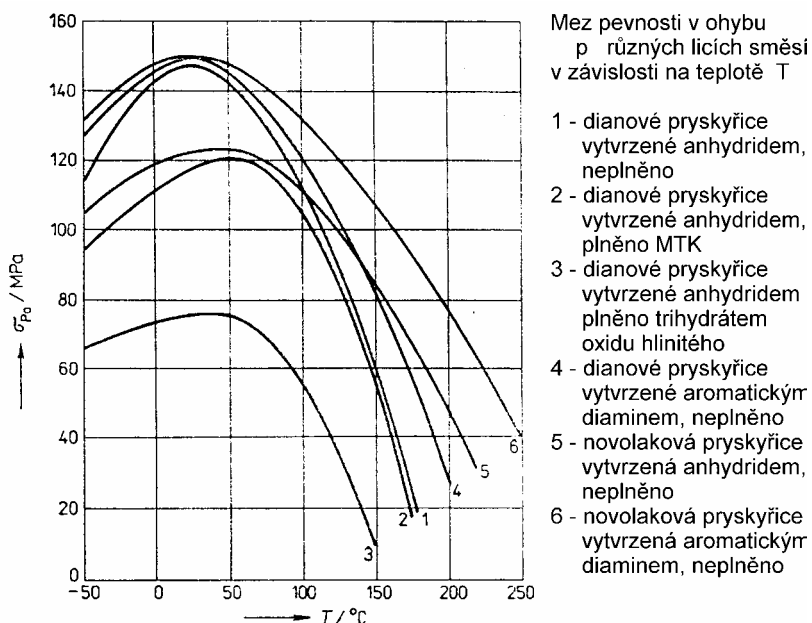
obr. 3.15 Prodloužení zkušebních epoxidových těles v závislosti na teplotě

3.1.8.6 Mez pevnosti v tlaku

Mez pevnosti v tlaku je stejně jako mez pevnosti v tahu závislá na teplotě, stupni a druhu modifikace, druhu a přípravě licí směsi. Pro licí pryskyřice dianového typu se pohybují hodnoty od 60 [MPa] (Chs Epoxy 2100, 2200 + tvrdidlo P1), při normální teplotě až do 200 [MPa] pro nemodifikované epoxidy tvrditelné za horka. Při teplotě pod 20°C je patrný vzrůst pevnosti, např. při -50°C zhruba o 10%, naopak při 100°C je pokles pevnosti o 30 až 70% závislý na přechodové teplotě.

3.1.8.7 Mez pevnosti v ohybu

Hodnoty velmi závisí na použité pryskyřici a tvrdidlu. Pro dianové typy se dosahuje nejvyšších hodnot při vytvrzování polyamidy a diaminy, pak následují anhydridy a nejnižší hodnoty jsou při vytvrzení katalyzátory. Dle následujícího obr. 3.16 je vidět, že také pevnost v ohybu je funkcí teploty:

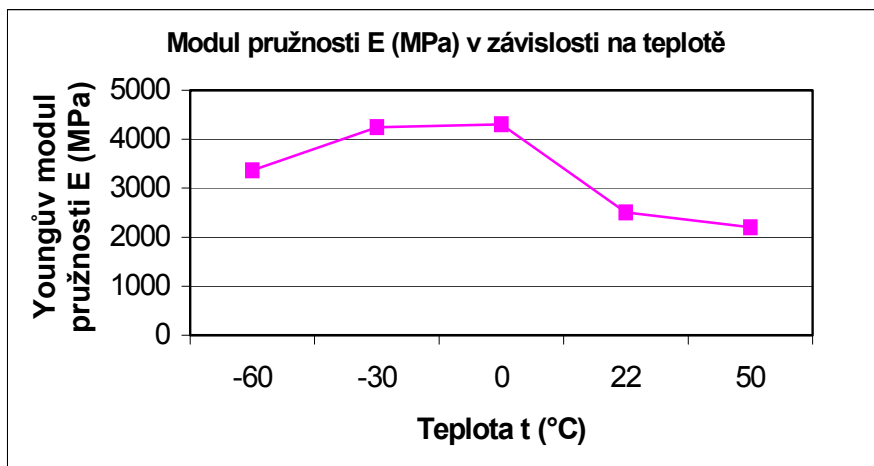


obr. 3.16 Mez pevnosti v ohybu různých druhů licích směsí v závislosti na teplotě

3.1.8.8 Tepelné vlastnosti

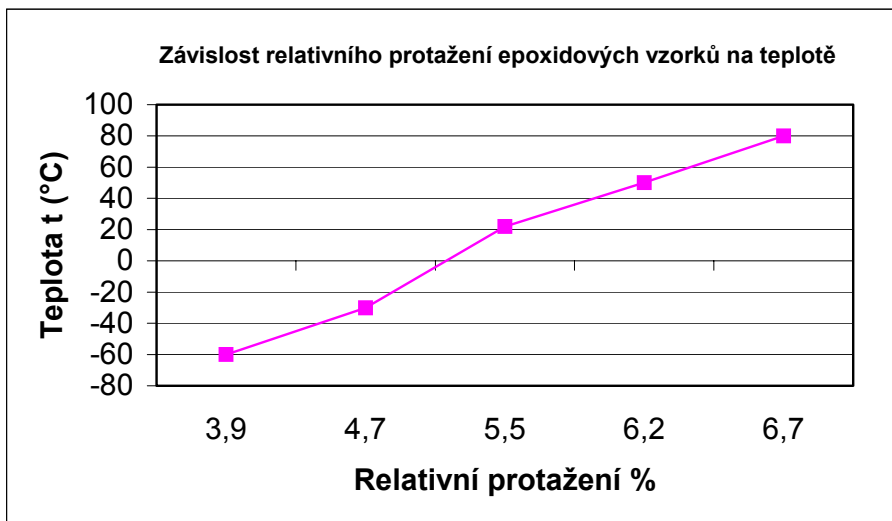
Jeden ze základních údajů o chování epoxidových pryskyřic je jejich tvarová stálost za tepla. Nejčastěji se určuje podle Martense nebo Vicarta, v zahraničí často pomocí testu nazývaného HDT. Tyto testy slouží především pro porovnání jednotlivých materiálů a jejich chování při proměnné zvýšené teplotě a jsou založeny na deformaci zkušebního tělesa. Pro ChS Epoxy 1200 je tvarová stálost za tepla podle Martense určena 50°C a podle Vicarta 58°C.

Na teplotě je rovněž závislý modul pružnosti, jak naznačuje graf na obr. 3.17:



obr. 3.17 Závislost modulu pružnosti epoxidové pryskyřice na teplotě

Na obr. 3.18 je vidět graf protažení epoxidových zkušebních těles na mezi pevnosti v závislosti na teplotě:



obr. 3.18 Závislost relativního protažení vzorku epoxidové pryskyřice na teplotě

4 Experimentální analýza

Experimentální program se skládal ze dvou typů testů. Testy prvního typu byly zaměřeny na získání poznatků o chování navržených styčniců, zatímco u druhého typu testů byly odzkoušeny jednotlivé součásti styčniců při namáhání, které je pro danou součást styčnicku charakteristické. Jednotlivé testy jsou přehledně sestaveny do tab. 4.1:

| Provedené experimenty | | | |
|--|---------------------------------|---|--|
| I. TYP (díličí experimenty na částech styčniců) | | | |
| Název experimentu | Počet testovaných vzorků | Poznámka | Označení experimentů |
| Vlepená závitová tyč v tahu | 3 | Ověřovací zkouška na hloubku vlepení | T0_tah01 – 03 |
| Vlepená závitová tyč v tahu | 6 | Testy č. 01 - 03 z.t. vlepeny pomocí epoxy CHS 1200, testy č. 04 - 06 pro z.t. vlepené pomocí tmelu | T1_tah01 – 06 |
| Dřevo v tlaku rovnoběžně s vlákny | 1 + 6 | První test byl ověřovací pro nastavení rozsahů měřičů atd. | T1_00_01 – 06 |
| Dřevo v tlaku kolmo na vlákna | 6 | Byla testována různá uspořádání - viz podrobný popis experimentů | T1_90_01 - 02, T2_L9K_01 - 03, TL_90_01 - 02 |
| Dřevo v tlaku šikmo k vláknům (45°) | 1 | Ověřovací test | T1_45_01 |
| II. TYP (experimenty na celých styčnicích) | | | |
| Název experimentu | Počet testovaných vzorků | Poznámka | Označení experimentů |
| Rámový styčník | 3 + 1 | Poslední styčník byl zkoušen navíc na kolaps | Styčník ST_90 |
| Vetknutá konzola | 3 | U měření č. 1 byl na 4 minuty výpadek měř. zařízení INOVA | Styčník STZ |

tab. 4.1 Seznam provedených experimentů

Celkem bylo provedeno 30 experimentů. Jednotlivé experimenty jsou popsány v následujících kapitolách. Zatížení u experimentů I. typu bylo vnášeno lisem INOVA – AVAD 50.100 s rozsahem 0 – 50 kN. Každý ze styčniců byl osazen několika měřiči deformací různého typu podle velikosti předpokládaných deformací. U experimentů II. typu bylo osazení měřiči deformací pro jednotlivé skupiny testů odlišné a je popsáno v následujících kapitolách.

Dřevo na experimenty bylo použito z lokality Nižbor, po předchozích nedestruktivních zkouškách provedených Ing. Jakubem Dolejšem, který velmi pečlivě dřevo zatřídil a stanovil v [36] následující charakteristické hodnoty mechanických vlastností a hustoty podle EN 384:

| | | | |
|----------------|-----------|----------------|-----------------------|
| $f_{m,k} =$ | 25,99 MPa | $E_{mean,0} =$ | 17 368 MPa |
| $f_{t,0,k} =$ | 15,60 MPa | $E_{0,05} =$ | 12 793 MPa |
| $f_{t,90,k} =$ | 0,40 MPa | $G_{mean} =$ | 1085 MPa |
| $f_{c,0,k} =$ | 21,70 MPa | $\rho_k =$ | 384 kg/m ³ |
| $f_{c,90,k} =$ | 5,80 MPa | | |

Použité dřevo bylo navíc pečlivě vybráno tak, aby jednotlivé prvky nevykazovaly zvýšené množství suků či trhlín. Dřevo bylo vyschlé, neporušené, vlhkost se v průměru pohybovala okolo 12%, což je považováno za referenční podmínky. Teplota v laboratořích se při měření pohybovala od 18 – 24°C.

U použitých závitových tyčí M14 byla provedena zkouška tahem na třech vzorcích, mez kluzu byla málo výrazná a byla stanovena po vyhodnocení 449 MPa, mez pevnosti byla stanovena 480 MPa.

4.1 Vlepená závitová tyč namáhaná na tah

4.1.1 Popis experimentů

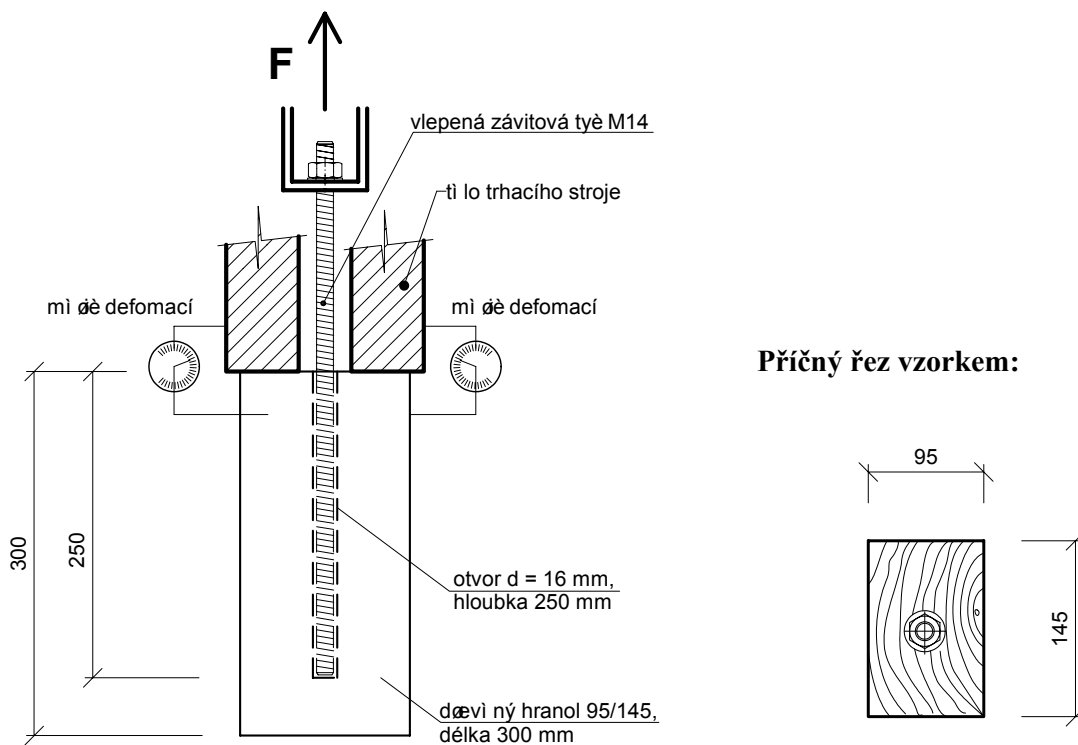
O únosnosti vlepené závitové tyče namáhané na tah rozhoduje několik faktorů. Mohou nastat dva případy porušení zkušební vzorku.

V prvním případě se jedná o porušení vzorku vytržením závitové tyče z dřevěného hranolu. Dochází zde k porušení v oblasti dřevní hmoty, která těsně obklopuje vrstvu lepidla vlepené závitové tyče. Únosnost dřevní hmoty je zde snížena vlivem provedeného vyvrtného otvoru, neboť zde dochází k porušení vláken dřeva, které nemají s osou vrtného otvoru naprosto stejný směr. Takových vláken vzhledem k nehomogenitě a nerovnoletosti dřeva je značné množství. K porušení mezi vrstvou lepidla a závitovou tyčí zpravidla nedocházelo, neboť lepidlo správné konzistence zateče mezi jednotlivé závitů a tak se podstatně zvětšuje účinná plocha, na které se přenáší napětí do vrstvy lepidla.

Ve druhém případě dojde k porušení vlastní závitové tyče. Tato situace nastane za předpokladu, že hloubka vlepení závitové tyče je vzhledem k průměru závitové tyče dostatečná. V případě závitové tyče M14 byla zvolena hloubka vlepení 250 mm, při které vždy docházelo právě k tomuto typu porušení. Hloubka 250 mm byla zjištěna ze čtyř ověřovacích experimentů, během kterých byla závitová tyč vlepena do dřevěného hranolu postupně 100, 150, 200 a 250 mm. Při hloubce vlepení 100 a 150 mm nakonec došlo vždy k vytržení závitové tyče ze dřeva. Při hloubce vlepení 200 mm a více již docházelo výhradně k přetržení závitové tyče.

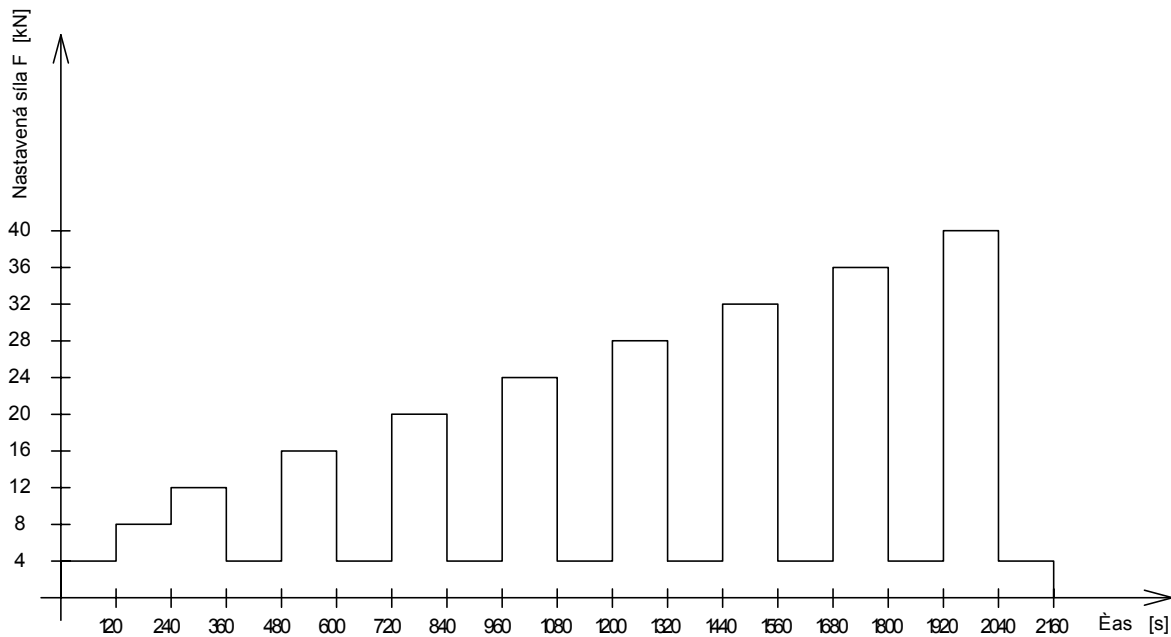
4.1.2 Namáhání vlepené závitové tyče na tah (T1_tah01 – 06)

Během těchto šesti testů bylo ověřováno chování jedné z částí polotuhých styčnic – vlepené závitové tyče. Uspořádání testu je vidět na obr. 4.1.



obr. 4.1 Uspořádání zkoušky na vytažení závitové tyče

Tyč byla namáhána osovým tahem. Deformace byly měřeny vždy dvěma snímači IWT102 na každé straně. Průběh zatěžovací síly je vidět na následujícím obrázku.



obr. 4.2 Zatěžovací schéma experimentů

Poznámka:

U testů č. **T1_tah_02 a 03** byla od nastavení síly *32 kN* prodloužena doba, po kterou byl vzorek zatížen tahovou silou na 240 sec.

U testu č. **T1_tah_04** byla od nastavení síly *16 kN* prodloužena doba, po kterou byl vzorek zatížen tahovou silou na 240 sec. a při nastavení síly *32 kN* došlo k vytržení závitové tyče

U testů č. **T1_tah_05 a 06** byla od nastavení síly *32 kN* prodloužena doba, po kterou byl vzorek zatížen tahovou silou na 240 sec. a u nastavené síly *40 kN* byla prodloužena doba, po kterou byl vzorek zatížen tahovou silou na 600 sekund.

4.1.3 Vyhodnocení experimentů

Bylo testováno celkem 6 ks vzorků zalepených závitových tyčí. U vzorků č. T1_tah_01-03 byl použit pro zalepení závitové tyče klasický Epoxy 1200, u vzorků T1_tah_04-06 byl použit pro zalepení závitové tyče tmel HIT HY 50.

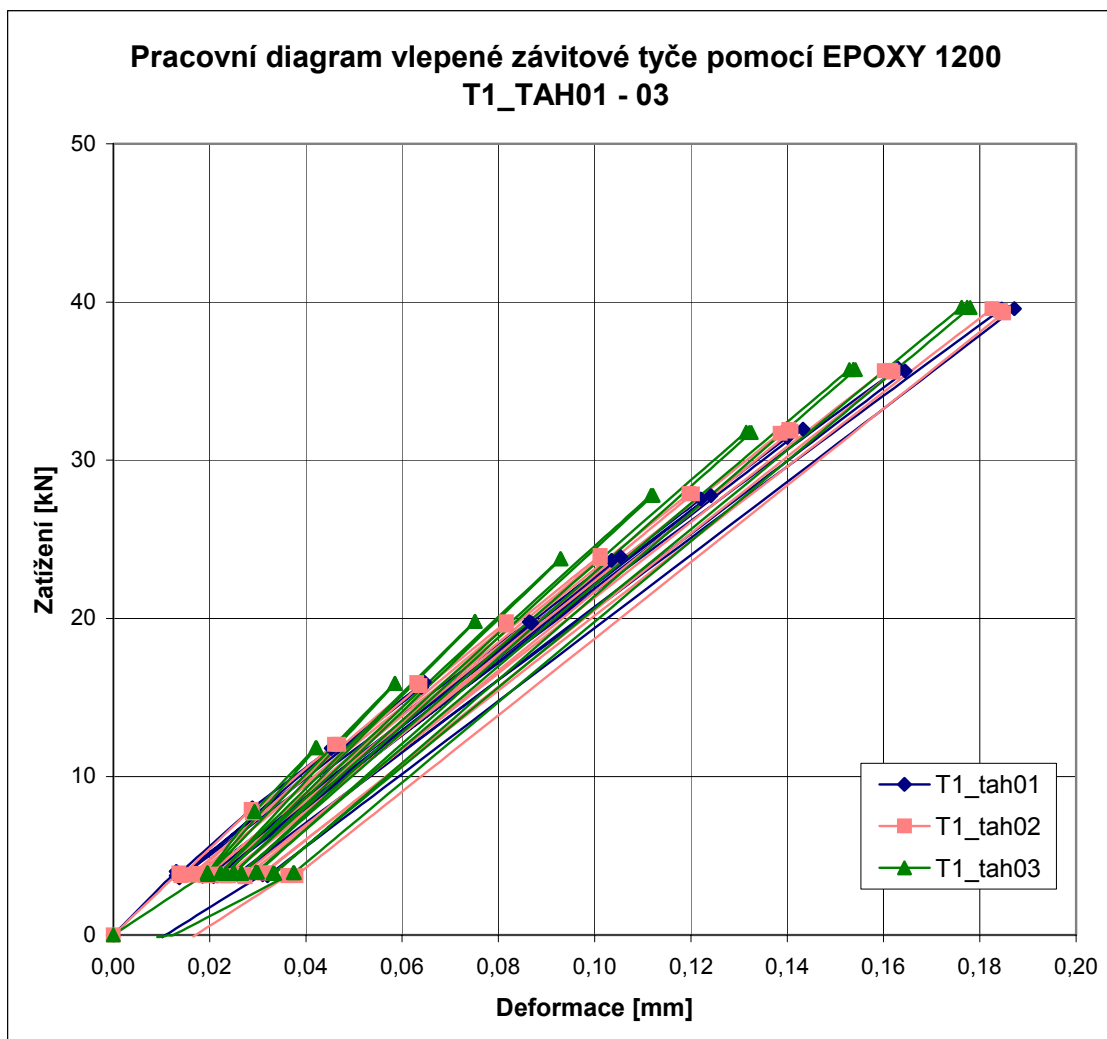
Porušení u všech vzorků zalepených Epoxy 1200 bylo způsobeno přetržením závitové tyče mimo dřevěný vzorek. Únosnost závitové tyče $d = 14 \text{ mm}$ v tahu by se měla v praxi pohybovat:

$F_{v,Rd} = \frac{0,9 f_{u,b} A_s}{\gamma_{Mb}}$, což je *43,2 kN* pro mez pevnosti závitových tyčí *480 MPa*. Vzorky byly proto

zatěžovány na maximální hodnotu tahové síly *40 kN*. Zatěžování vzorků zalepených lepícím tmelem HIT HY 50 mělo obdobný průběh, pouze u jednoho vzorku došlo k vytržení závitové tyče ze dřeva. V tomto případě byla ale v dřevěném vzorku výsušná trhlina, která zasahovala až do oblasti vlepění závitové tyče, takže její zalepení nebylo tak účinné.

Z průběhu zkoušek bylo zřejmé, že u všech tří vzorků zalepených tmelem HIT HY 50 docházelo k výrazně vyšším deformacím (vytahování tyče ze zkušební vzorku). Prodloužení závitové tyče při maximální zkušební síle *40 kN* se pohybuje okolo *0,04 mm*. Z toho je vidět, že u vzorků zalepených epoxidem se deformace skládala asi z 25% z protažení závitové tyče a zbylých 75% bylo způsobeno deformacemi v zalepení a epoxidu. U vzorků zalepených tmelem se tento poměr změnil na 15% / 85%. (Kromě vzorku T1_tah_04, kdy došlo k porušení dřeva, než bylo dosaženo zatížení *40 kN*.)

Pro vzorky zalepenými Epoxy 1200 byla vynikající shoda naměřených výsledků, rozdíly byly minimální. U vzorků zalepených HIT HY 50 byly rozdíly mezi jednotlivými měřeními o něco větší.



obr. 4.3 Pracovní diagram zkoušených vlepených závitových tyčí namáhaných zatěžovacími cykly

Na obr. 4.3 je vidět, že u vzorků zalepených epoxidem docházelo při nastavení zatěžovací síly prakticky okamžitě k ustálení deformací. U vzorků zalepených tmelem se při působení konstantní síly deformace ustálily až po značně delší době. Toto „tečení“ je nevratná, plastická deformace a proto se tento jev projevil i na výsledné zbytkové deformaci po odtížení, zejména u vzorku č. 06, jak je vidět v tab. 4.2:

| Vzorek č. | Konečná deformace při působení síly 35 kN | Konečná deformace při působení síly 40 kN | Zbytková deformace naměřená po odtížení |
|-----------|---|---|---|
| 1 | 0,165 | 0,187 | 0,010 |
| 2 | 0,162 | 0,185 | 0,017 |
| 3 | 0,154 | 0,178 | 0,009 |
| 4 | - | - | - |
| 5 | 0,199 | 0,246 | 0,010 |
| 6 | 0,207 | 0,269 | 0,025 |

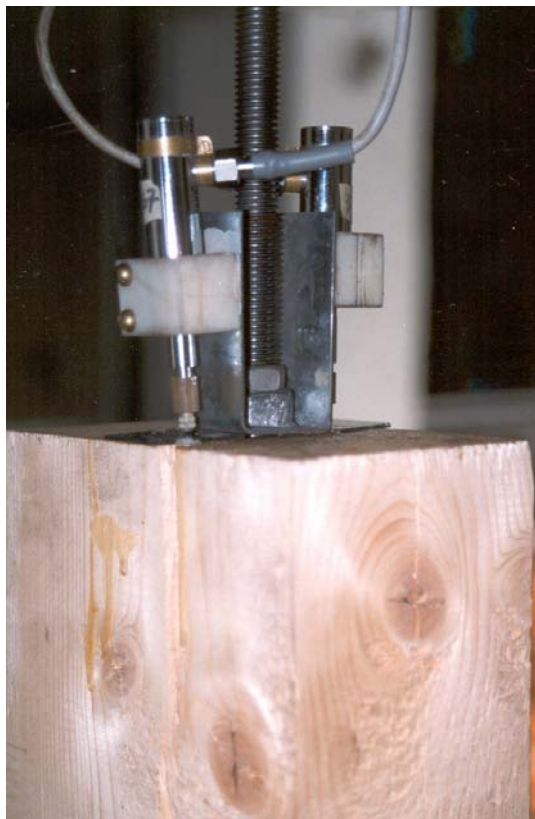
tab. 4.2 Hodnoty deformací (v mm) při vybraných zatíženích a po následném odtížení

Pro experiment č. TAH 01 – 03 (tyč vlepena pomocí EPOXY) lze pomocí lineární regrese získat závislost vytažení závitové tyče na působící síle:

$$\delta = 0,00439.F,$$

kde F je působící síla [kN],

δ je vytažení [mm].



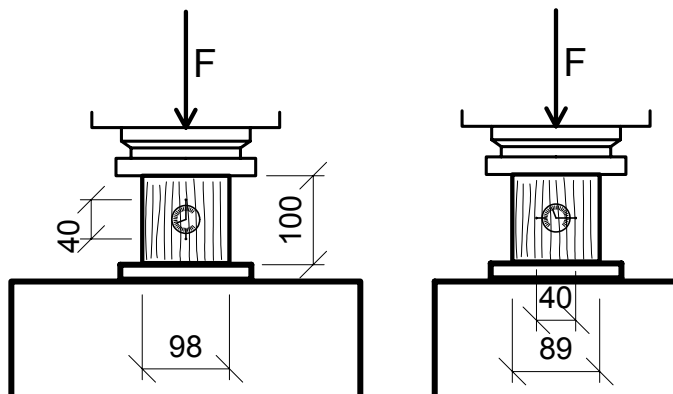
obr. 4.4 Osazení snímačů u testu TAH 01- 06

4.2 Dřevo v tlaku rovnoběžně s vlákny

4.2.1 Popis experimentů

Během testů T1_00_01 – 06 byly zkoušeny dřevěné vzorky (krychle o rozměrech 98 × 89 × 100 mm) na tlak ve směru podélném, vzhledem k vláknům dřeva. Uspořádání zkoušky je na obr. 4.5.

Test: T1_00_01 - 06



obr. 4.5 Uspořádání experimentu a osazení měřicích přístrojů u testu T1_00_01 – 06

Zatěžování bylo prováděno v krocích po 40 kN a po ustálení byl vzorek vždy odtížen na hodnotu zatížení odpovídající prvnímu kroku zatěžovacího cyklu. Maximální působící síla byla u všech vzorků 400 kN. Uspořádání měřičů IWT 102 je vidět na obr. 4.5. Měřiče č. 0 a 1 umístěné na dvou protilehlých stranách měřily deformace ve směru vláken a měřiče č. 2 a 3 měřily na zbývajících dvou protilehlých stranách deformace ve směru kolmém na směr podélných vláken (vliv Poissonova součinitele). Vzdálenost jednotlivých měřených bodů byla 40 mm.

4.2.2 Vyhodnocení experimentů

Bylo testováno celkem 6 ks vzorků dřevěných krychlí v tlaku rovnoběžně s vlákny. Během těchto testů nebylo dosaženo „klasického“ kolapsu, pouze u některých vzorků při zatíženích nad 320 kN byl zaznamenán vznik malých trhlinek, při kterých se začaly od sebe oddělovat jednotlivé letokruhy. Nejvýrazněji se tento jev projevil u experimentu č. T1_00_06, jak je vidět na obr. 4.6.

Po každém přitížení byla provedena nejméně 2 měření s časovou prodlevou 120 sec. Pak byl vzorek vždy odtížen na minimální hodnotu zatížení 40 kN a znovu stlačován silou o 40 kN vyšší, než bylo zatížení v předchozím kroku. K přitížení či odlehčení bylo přikročeno až po ustálení deformací. Maximální zatěžovací síla byla 400 kN, což představovalo kontaktní (lokální) napětí v tlaku 45,9 MPa.

Jednotlivé vzorky při měření ve směru vláken téměř nevykazovaly plastické deformace až do zatížení 360 kN, což představovalo lokální napětí 41,3 MPa. Při měření deformací kolmo na vlákna se plastické deformace projevily již při zatíženích nad 240 kN.

Na obr. 4.6 je z důvodů přehlednosti pro každou hodnotu zkušebního zatížení zobrazena pouze jedna hodnota deformace, vždy pouze ta, která byla z hlediska ustálení deformací poslední změřenou. Vzorky při měření deformací v obou směrech vykazovaly dobrou shodu mezi jednotlivými měřeními. Lze říci, že až na výjimky byla závislost deformací na napětí v obou směrech téměř lineární.

Pro experimenty č. T1_00_01 – 06 lze pomocí lineární regrese získat závislost stlačení vzorku na působící síle či napětí (plocha na kterou působilo napětí σ : $A = 8720 \text{ mm}^2$):

$$\delta = 0,000263 \cdot \sigma,$$

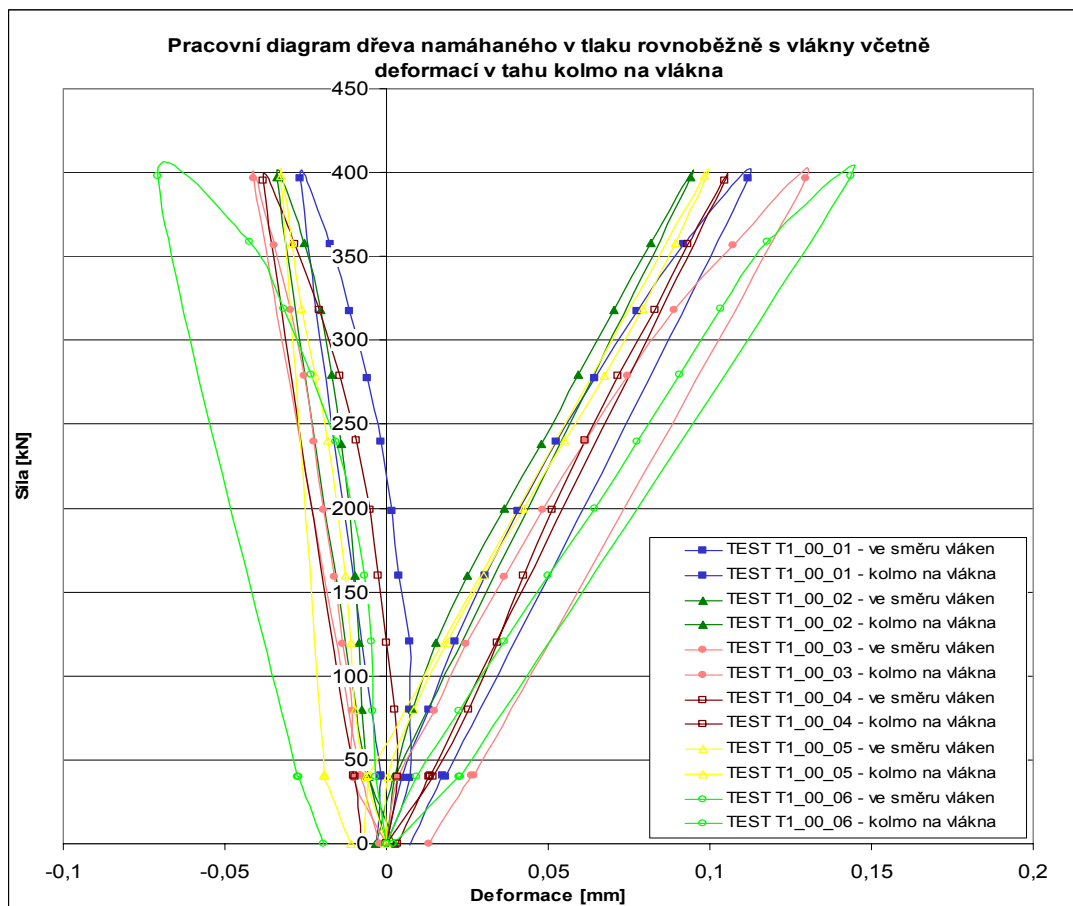
kde σ je působící napětí ve směru vláken [MPa],

δ je stlačení [mm].

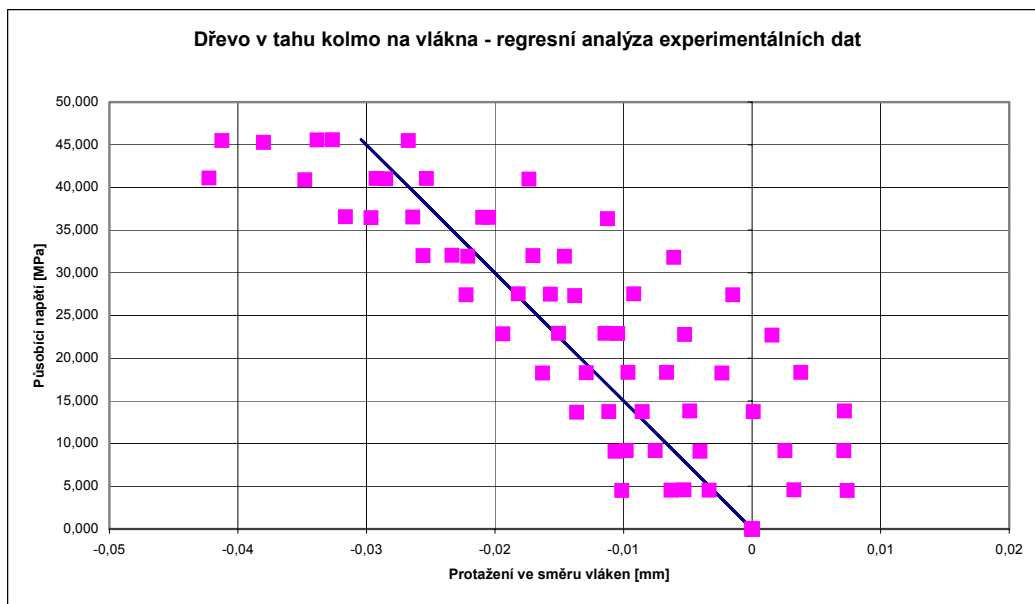
Pro tah kolmo na vlákna, způsobený působícím napětím ve směru vláken, obdržíme závislost pomocí regresní analýzy, protažení $\delta_{90} = 0,000667 \cdot \sigma$,

kde σ je opět působící napětí ve směru vláken na plochu vzorku 8720 mm^2 [MPa],

δ je protažení ve směru kolmo na vlákna [mm].



obr. 4.6 Pracovní diagram dřeva namáhaného tlakem ve směru vláken, testy T1_00_01 - 06



obr. 4.7 Regresní analýza experimentálních dat – tah kolmo na vlákna



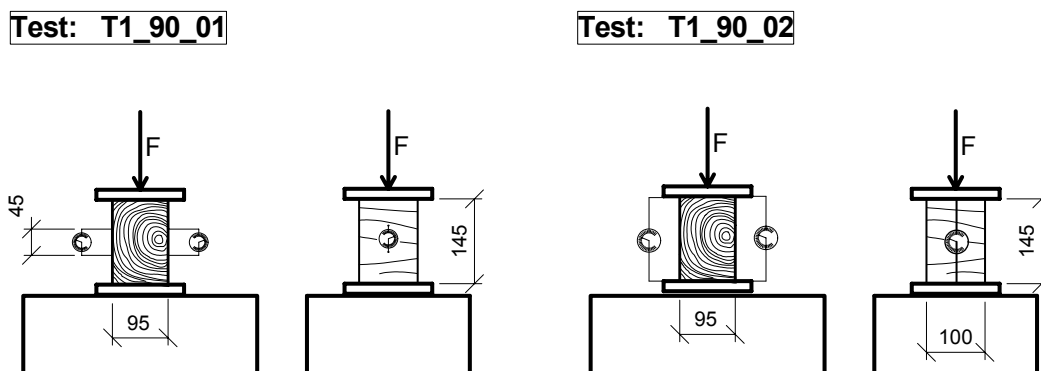
obr. 4.8 Vzorek dřeva zkoušený na tlak ve směru vláken

4.3 Dřevo v tlaku kolmo k vláknům

Během zatěžování dřeva v tlaku kolmo k vláknům dochází u materiálu pod působícím zatížením ke zhušťování dřevní hmoty. Pracovní diagram závisí na relativním poměru zatěžované plochy vzorku vzhledem k ploše vzorku celého a dále závisí pracovní diagram na poloze zatěžované plochy vzhledem k okrajům zatěžovaného vzorku. Pro zjištění chování dřeva kolmo k vláknům byly provedeny celkem tři druhy experimentů.

4.3.1 Stlačování dřevěného kvádrů kolmo na vlákna

V průběhu experimentu T1_90_01 a T1_90_02 byl stlačován dřevěný kvádr o rozměrech $100 \times 100 \times 145$ mm ve směru kolmo na vlákna. Uspořádání experimentu je vidět na obr. 4.9.



obr. 4.9 Zatěžovaný kvádr – tlak dřeva kolmo na vlákna

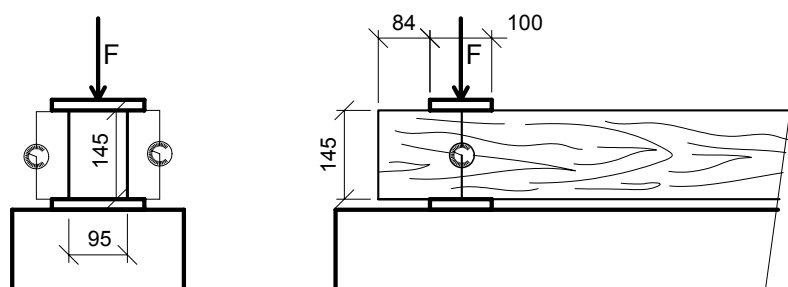
U experimentu T1_90_01 byly měřeny deformace uprostřed dřevěného kvádrů na délce 45 mm. Byl zvolen příliš velký zatěžovací krok, takže bylo velmi brzy dosaženo kolapsu, který se projevil vznikem trhliny, při kterém se začaly od sebe oddělovat letokruhy. Experiment T1_90_02 byl modifikován a byla měřena deformace (stlačení) podél celé výšky hranolu. Zatěžovací krok byl zde zvolen 2 kN.

Dále byly provedeny experimenty, při kterých docházelo k zatěžování dřeva kolmo na vlákna pouze v určitém „objemu“, vzhledem k objemu celého zkoumaného prvku. Jsou to tyto dva následující typy experimentů:

4.3.2 Zatlačování ocelové desky do dřeva

Do dřevěného trámku stejného průřezu, jako je sloup zkoumaného styčníku byly zatlačovány 2 ocelové desky, které zatěžovaly určitou část tohoto dřeva kolmo na vlákna. Měřeny byly svislé deformace (zatlačení ocelových desek) v závislosti na zatěžovací síle. Deformace byly měřeny na obou stranách trámku, aby bylo možné vyloučit případné nerovnoměrné zatlačení na jedné či druhé straně trámku. Uspořádání experimentu je na obr. 4.10.

Test: TL_90_01 - 02

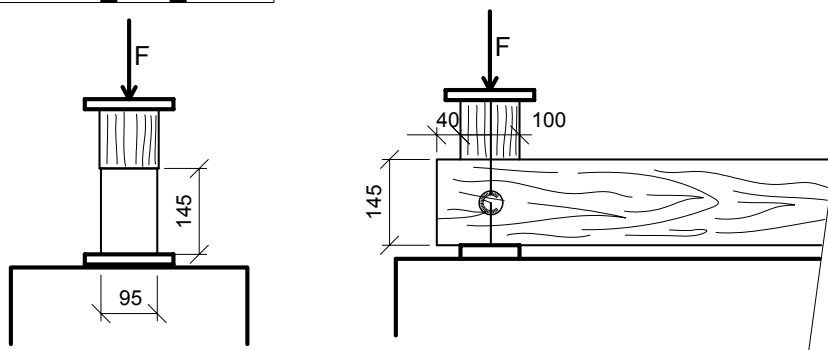


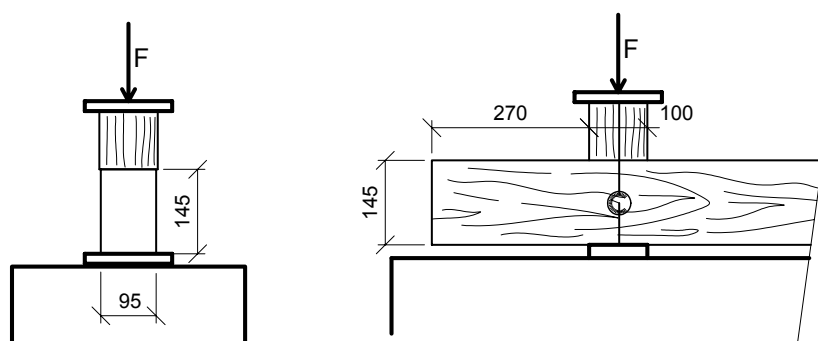
obr. 4.10 Tlak dřeva kolmo na vlákna – zatížení vyvozeno zatlačováním ocelové tuhé desky

4.3.3 Zatlačování dřevěné krychle ve směru vláken do dřeva kolmo na vlákna

Do dřevěného trámku stejného průřezu, jako je sloup zkoumaného styčníku, byl zatlačován dřevěný hranol (ve směru vláken) a na druhé straně trámku ocelová deska. Sloup styčníku, do kterého byl vtlačován dřevěný hranol a ocelová deska, byl namáhán tlakem kolmo na vlákna. Měřeny byly svislé deformace (zatlačení dřevěného hranolu a desky) v závislosti na zatěžovací síle. Deformace byly měřeny na obou stranách trámku, aby bylo možné vyloučit případné nerovnoměrné zatlačení na jedné či druhé straně trámku. Celkem byly provedeny tři experimenty tohoto druhu. Testy T2_L9K_01 a T2_L9K_02 byly uspořádány tak, že zatlačovaný hranol byl umístěn 40 mm od konce sloupu styčníku. Test T2_L9K_03 byl uspořádán tak, že zatlačovaný hranol byl umístěn 270 mm od konce sloupu. Uspořádání experimentů je vidět na obr. 4.11.

Test: T2_L9K_01 - 02



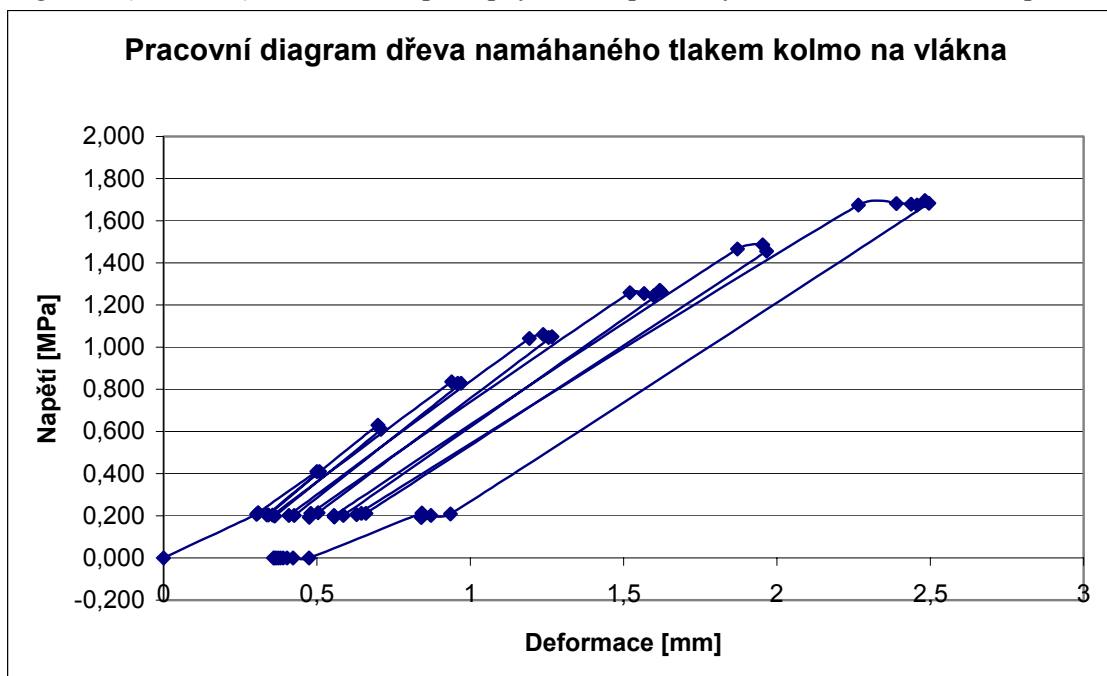
Test: T2_L9K_03

obr. 4.11 Tlak dřeva kolmo na vlákna – zatížení vyvozeno zatlačováním dřevěné krychle namáhané tlakem rovnoběžně s vlákny

4.3.4 Vyhodnocení jednotlivých experimentů

4.3.4.1 T1_90

U experimentu T1_90_01 byl nesprávně odhadnut zatěžovací krok, resp. jeho velikost. Při zatěžovací síle 20 kN byl jeden z měřičů deformací mimo svůj pracovní rozsah. Proto je z tohoto měření použitelných pouze několik prvních měření. U experimentu T1_90_02 byl zatěžovací krok zmenšen cca na 2 kN. Vzorek byl vždy po dosažení zkušební napětí odtížen na minimální zatížení 2 kN a potom teprve znovu zatěžován na zatížení vyšší. V pracovním diagramu (obr. 4.12) lze sledovat postupný nárůst plastických deformací asi od napětí 1 MPa.



obr. 4.12 Pracovní diagram zkoušeného dřevěného hranolu v tlaku kolmo k vláknům – exp. T1_90_02

4.3.4.2 Test TL_90

Během tohoto testu bylo měřeno zatlačení tuhé ocelové desky do dřeva sloupu namáhaného tlakem kolmo na vlákna. Vzdálenost ocelové desky od konce dřevěného sloupu byla 84 mm . Zatěžovací krok byl zvolen $2,0\text{ kN}$ a od zkušebnímu zatížení $10,0\text{ kN}$ byl krok zvětšen na $4,0\text{ kN}$. Po ustálení deformací byl vzorek vždy odtížen na minimální hodnotu $2,0\text{ kN}$ a pak znovu stlačován silou o $2,0\text{ kN}$ a posléze $4,0\text{ kN}$ vyšší, než bylo zatížení v předchozím kroku. Při zkušebním zatížení $36,0\text{ kN}$ již vzorek nebyl odtěžován. K přetížení bylo přikročeno vždy až po ustálení deformací. Maximální zatěžovací síla byla $54,0\text{ kN}$, což představovalo kontaktní (lokální) napětí v tlaku $5,4\text{ MPa}$. Při této síle docházelo k výraznému porušení krajních vláken, do kterých byla zatlačována ocelová deska. Pracovní diagram experimentu **TL_90_01** je vidět na obr. 4.13, ve kterém je uveden společně s následujícími experimenty **T2_L9K**.

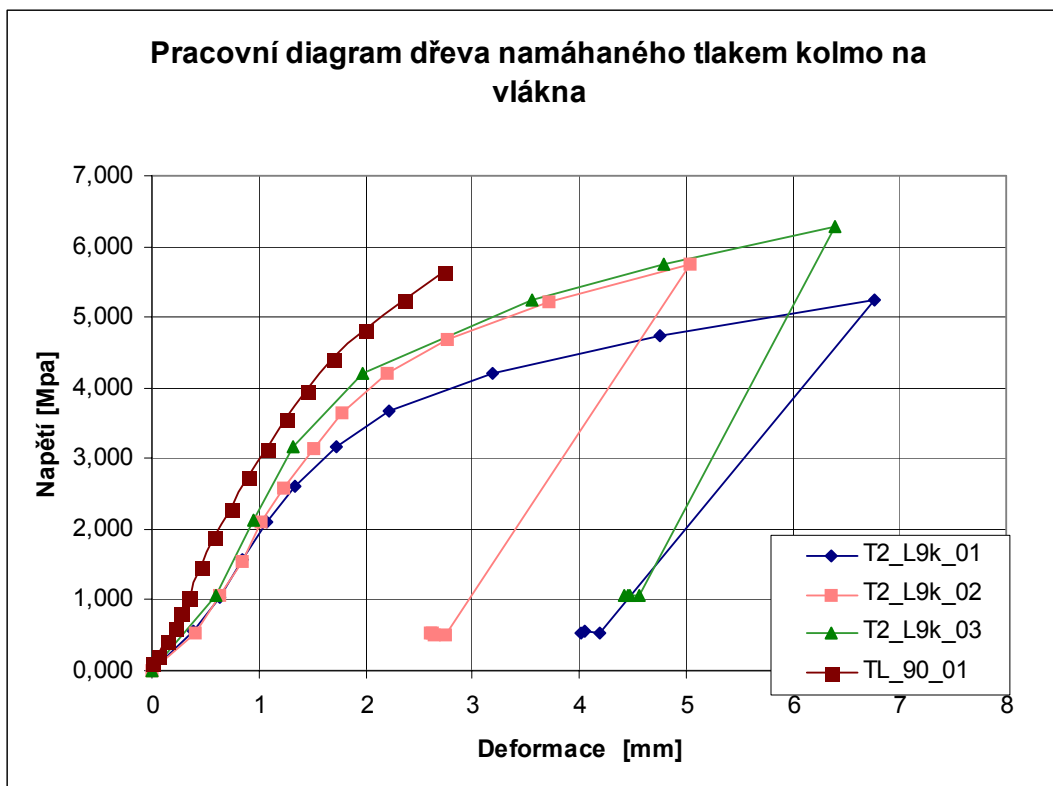
4.3.4.3 Test T2_L9K

U testu **T2_L9K_01** byl zkoumán vliv oslabení části styčnicku (sloupu) poměrně malou výsušnou trhlinou (její poloha byla asi uprostřed nosníku) o rozevření cca 1 mm , hloubce cca 10 mm po délce dřevěného prvku, jež byl zatěžován tlakem kolmo na vlákna. Jak je vidět z následujícího grafu, vliv oslabení se výrazněji projevil až po dosažení určitého kontaktního (lokálního) napětí v tlaku – při hodnotě cca $2,0\text{ MPa}$.

Pracovní diagram u testu **T2_L9K_02** je zpočátku shodný s testem **T2_L9K_01**, pouze od napětí cca $2,0\text{ MPa}$ vykazuje menší deformace při shodném zatížení a celkově bylo dosaženo většího zatížení. Uspořádání testu **T2_L9K_03** se od obou předcházejících výrazněji odlišovalo vzdáleností působícího napětí od konce sloupu namáhaného kolmo na vlákna. Větší část pracovního diagramu měla téměř totožnou dráhu s předchozím testem **T2_L9K_02**. Navíc byl proveden oproti testu **T2_L9K_02** ještě jeden zatěžovací krok a při působící síle cca $60,0\text{ kN}$ bylo dosaženo tlakového namáhání cca $6,0\text{ MPa}$.

U všech tří experimentů **T2_L9K** docházelo při maximální zatěžovací síle k výraznému porušení krajních vláken, do kterých byl zatlačován dřevěný hranol nebo ocelová podložka. Tento stav byl považován za kolaps. U těchto testů se také projevilo dotlačení kontaktních ploch, což je vidět na obr. 4.13 změnou sklonu pracovního diagramu po prvním zatěžovacím kroku.

(ČSN 73 1701 připouští v soustředěném tlaku kolmo na vlákna maximální napětí $3,0\text{ MPa}$, dle NAD - EC 5 v závislosti na vlhkosti a době trvání zatížení – v našem případě vlhkosti třídy 1 a době trvání zatížení – okamžikové zatížení, připouští napětí ještě o něco vyšší: $3,87\text{ MPa}$).

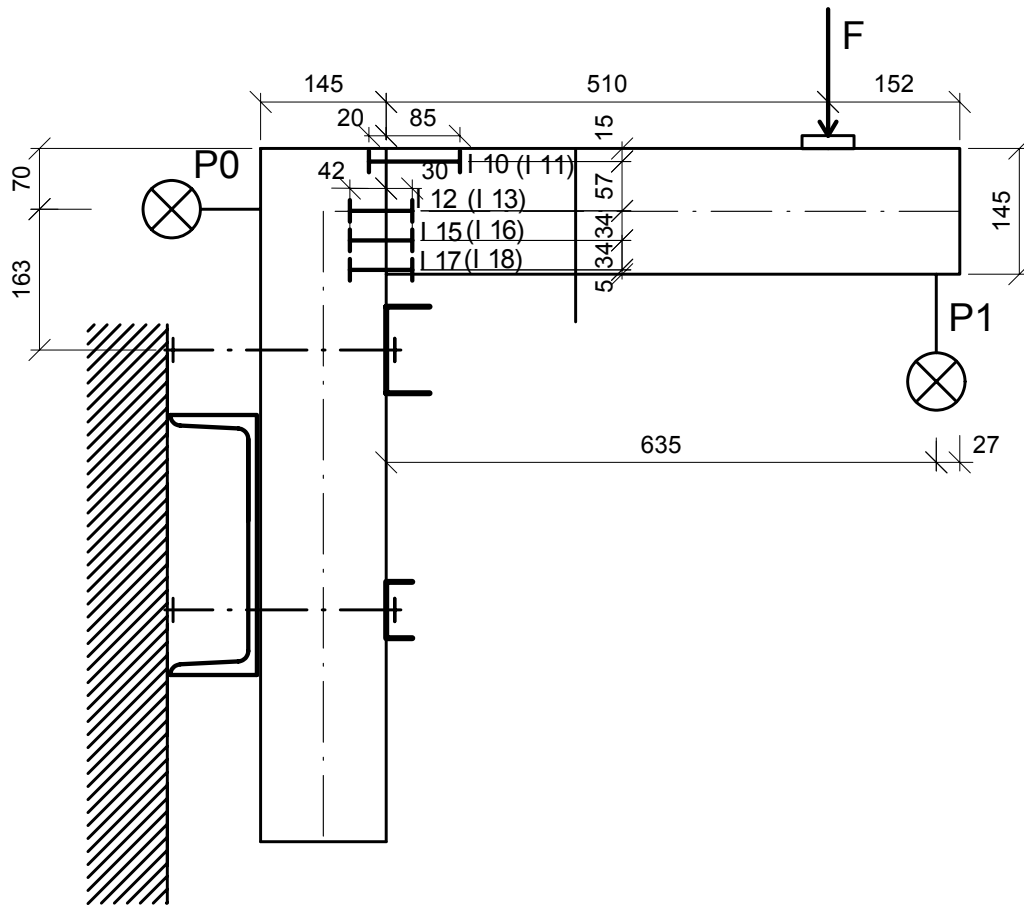


obr. 4.13 Pracovní diagram dřeva namáhaného tlakem kolmo na vlákna (zatlačování ocelové desky nebo dřevěného hranolu ve směru vláken)

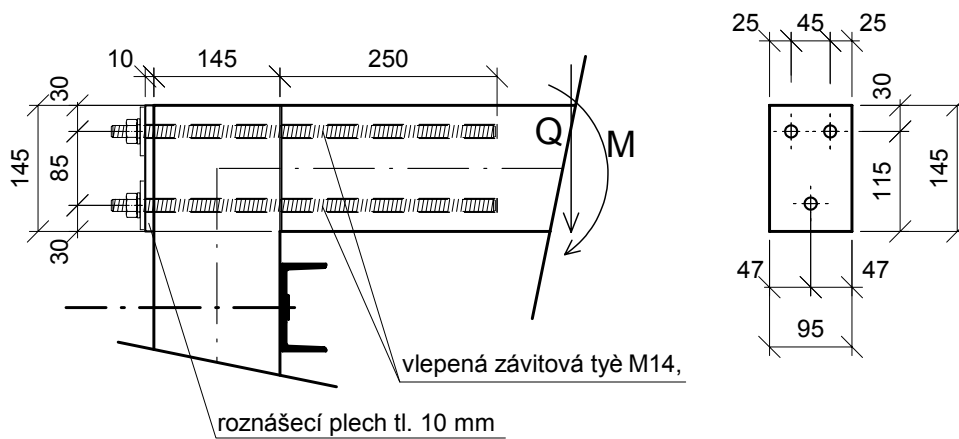
4.4 Zkoumaný styčník ST_90

4.4.1 Popis zkoumaného styčníku a provedených experimentů

Schématický pohled z boku na zkoumaný styčník ST_90 je na obr. 4.14. Styčník se skládá ze stojky a příčle, které jsou vzájemně spojeny pomocí závitových tyčí průměru M14. Závitové tyče jsou vlepeny do rámové příčle, hloubka vlepení byla 250 mm. Celkem byly do rámové příčle vlepeny tři závitové tyče, jak je vidět v zobrazení detailu spoje a v příčném řezu příčlí, obr. 4.15. Protože se předpokládá působení styčníku zejména v oblasti záporných momentů, je v tlačené zóně navržena pouze jedna závitová tyč, která přenáší pouze posouvající sílu. V tažené zóně styčné spáry jsou navrženy závitové tyče dvě. Všechny závitové tyče volně procházejí sloupem styčníku. Z vnější strany stojky je pro roznášení tahových sil ze závitových tyčí použita ocelová roznášecí deska z plechu tl. 10,0 mm.



obr. 4.14 Schéma styčnicku ST_90 a rozmístění snímačů (snímače v závorkách jsou z druhé strany)



obr. 4.15 Detail rámového rohu a příčný řez příčlí styčnicku ST_90

Na celkovou deformaci zkoumaného styčnicku jako celku měly vliv zejména následující veličiny:

- ohyb sloupu styčnicku
- průhyb přítláčného nosníku UPN 100, kterým byl styčnick zajištěn
- ohyb vodorovné příčle nosníku
- posun závitových tyčí volně procházejících otvorem ve sloupu styčnicku
- vlastní natočení rámové příčle vzhledem ke sloupu ve styčné spáře

Na vlastním natočení rámové příčle ve styčné spáře nosníku se podílí následující části vlastního styku:

- volná ocelová závitová tyč v tahu
- vlepená ocelová závitová tyč pomocí epoxidu ve dřevu v tahu
- podložka matky závitové tyče při zatlačování do dřeva
- dřevo v tlaku rovnoběžně s vlákny
- dřevo v tlaku kolmo na vlákna

Smyková únosnost styčnicku je zajištěna pouze jedinou součástí:

- závitovou tyčí ve smyku

4.4.2 Chování styčnicku během experimentů

Celkem byly provedeny tři experimenty, během kterých byly postupně zatěžovány všechny tři vzorky. Zatěžování bylo postupné, interval mezi jednotlivými zatěžovacími cykly byl *120 sec*. Pokud během této doby nedošlo k ustálení deformací, byl zatěžovací cyklus prodloužen o dalších *120 sec*. Přírůstky zatížení byly zvoleny *0,5 kN*.

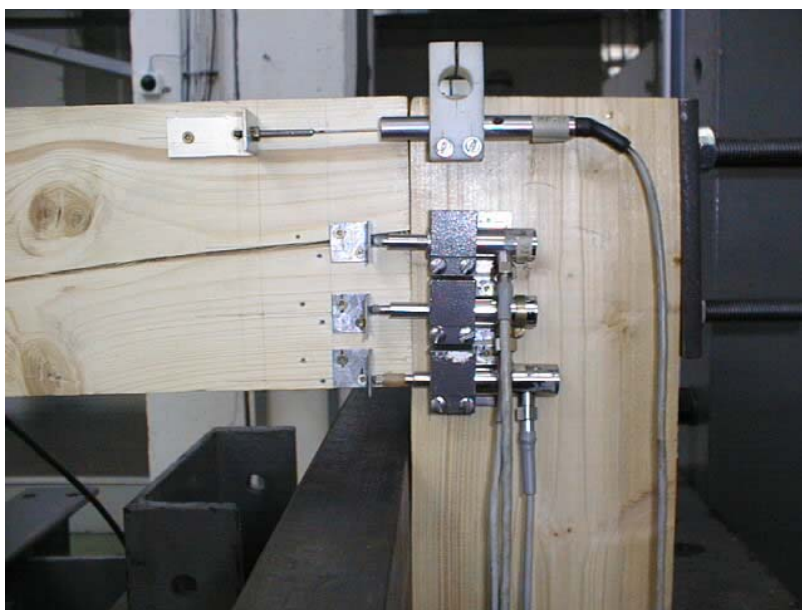
Z jednotlivých zatěžovacích schémat je vidět, že pro vzrůstající zatížení působící na styčnick vzrůstaly i doby potřebné do ustálení deformací. Přírůstky sil po *0,5 kN* se jevíly pro měření optimální. Jak je vidět ze všech tří zatěžovacích schémat, první styčnick vykazoval o něco větší únosnost než styčnick ostatní. Styčnick ST_90_03 byl navíc testován po odejmutí osazených měřících přístrojů na kolaps. Měřeny byly pouze deformace (průhyb na konci příčle a vodorovná deformace stojky rámu v místě zakotvení závitových tyčí). Průběh pretvoření v závislosti na síle je vidět na obr. 4.19.

Styčnick ST_90_03 byl zkoušen na zatížení do kolapsu. Klasický kolaps se u tohoto typu styčnicku neprojevil, styčnick pouze vykazoval velké deformace a ty i při konstantním zatížení rychle vzrůstaly. Při působící síle *8,0 kN* bylo natočení styčnicku již tak veliké, že další zatěžovací krok již nebyl možný. Po odtížení vykazoval styčnick trvalé deformace zejména v místech, kde se vodorovná příčle zatlačila do stojky (při spodním okraji vodorovné příčle).

Jednotlivé styčnicky byly osazeny řadou měřičů, které snímaly deformace. Schéma osazení jednotlivými měřiči je vidět na obr. 4.16.



obr. 4.16 Fotografie styčnicku ST_90 – celkové uspořádání



obr. 4.17 Fotografie detailu styčnicku ST_90 a osazení jednotlivých měřičů

Popis jednotlivých snímačů:

Měřicí snímače I 10 – I 11 byly instalovány typu W10 (Hottinger), rozsah měření ± 10 mm, přesnost větší než 0,01 mm.

Měřicí snímače I 12 – I 18 byly instalovány typu IWT 102 (Hottinger), rozsah měření ± 1 mm, přesnost větší než 0,005 mm.

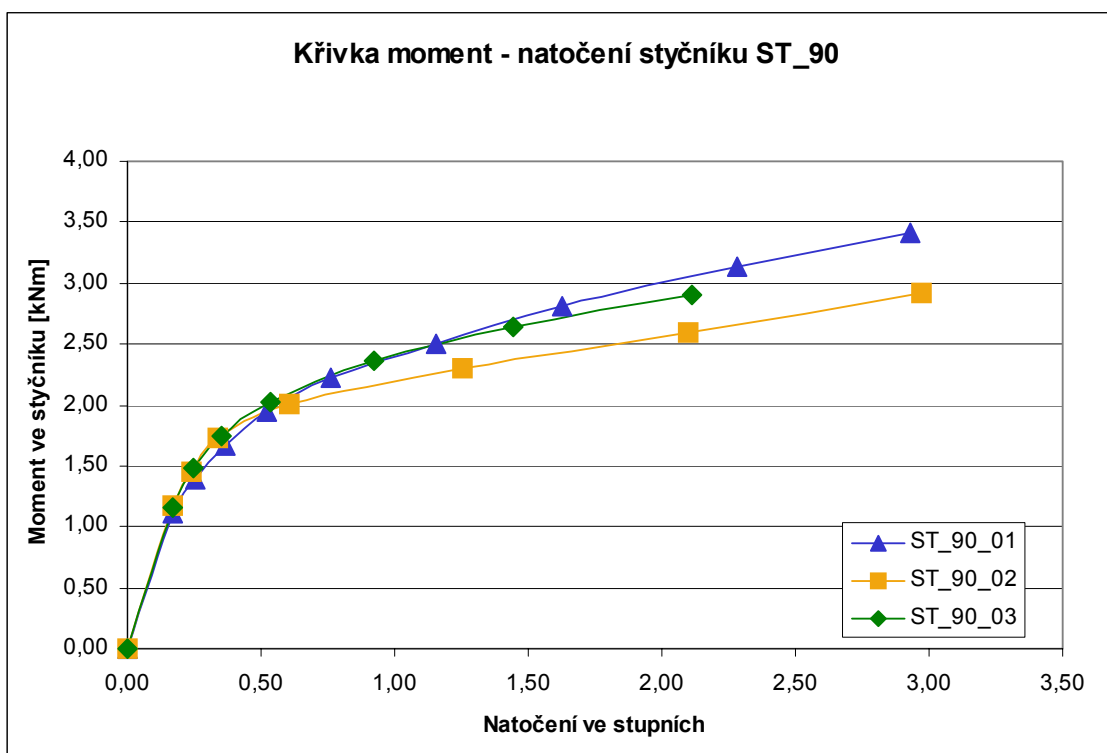
Měřicí snímače PO a P1 byly potenciometrické měřiče deformací vyvinuté v laboratořích stavební fakulty ČVUT.

Jednotlivé snímače byly připevněny na ocelové přípravky, které byly pomocí vrutů připevněny v do dřeva.

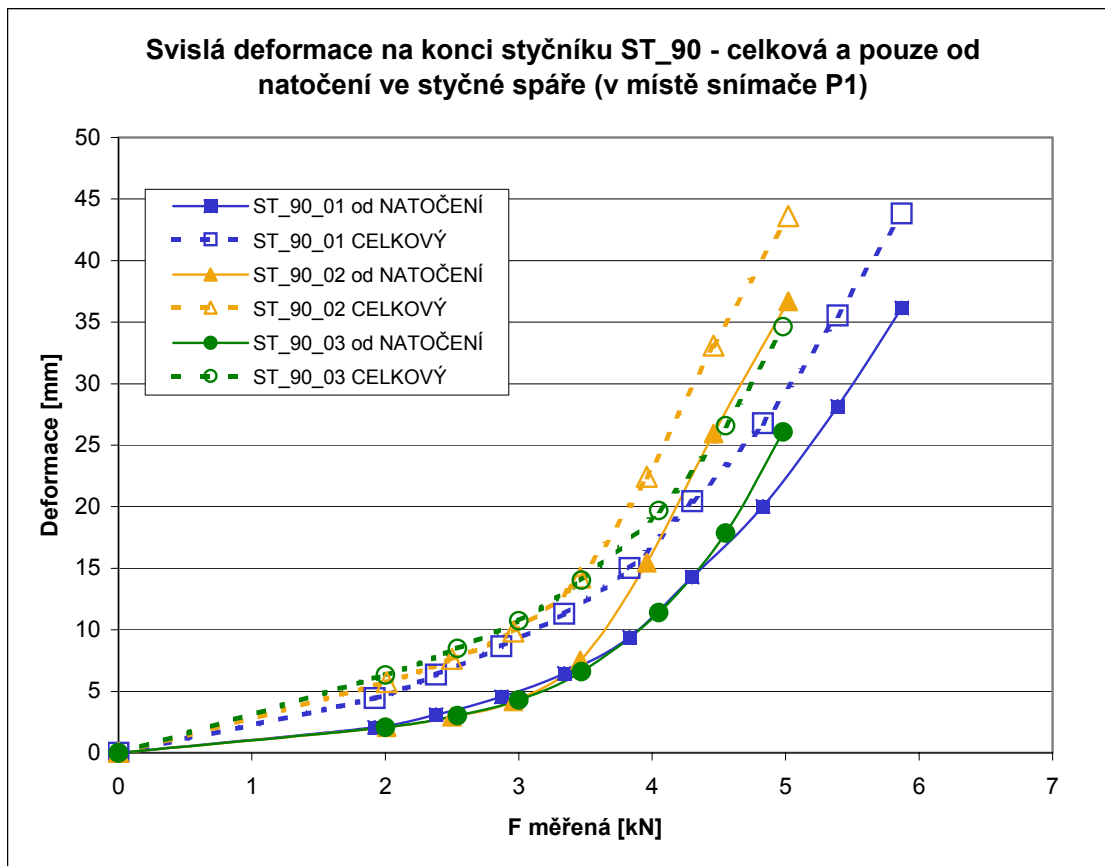
POZN.: Pracovní diagramy a datové soubory z jednotlivých měření styčnicku ST_90_01-03 jsou uvedeny v příloze P4.

4.4.3 Vyhodnocení provedených experimentů na styčnicku ST_90_01 – 03

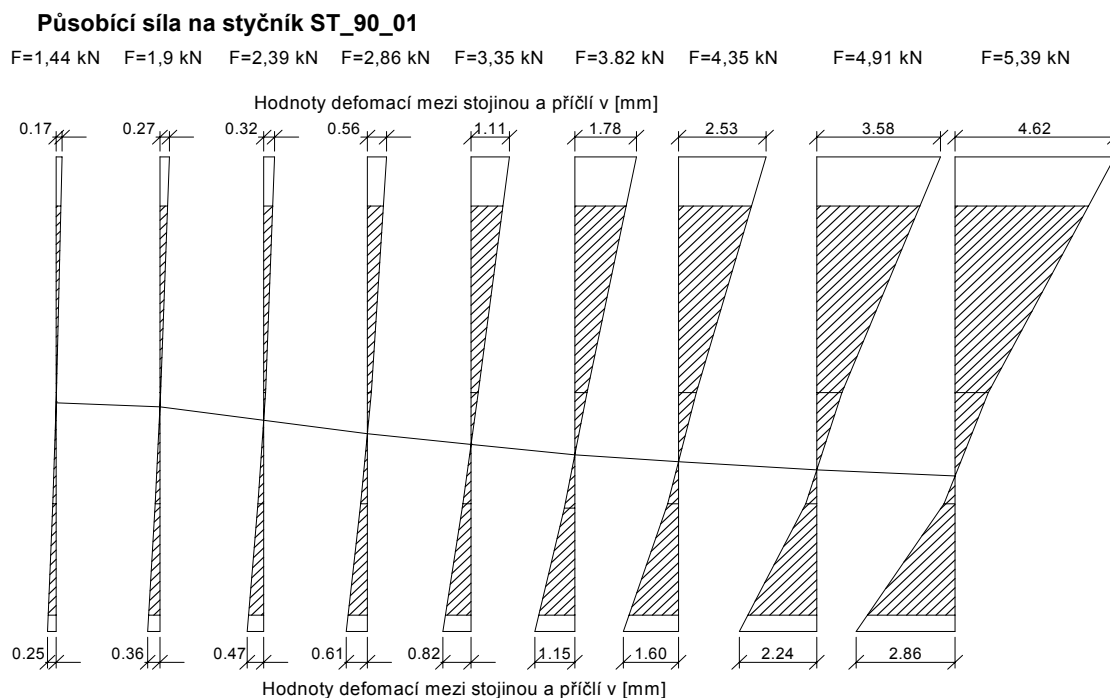
Tuhosti styčnicků nejlépe charakterizuje průběh křivky moment – natočení.



obr. 4.18 Průběh křivky moment – natočení

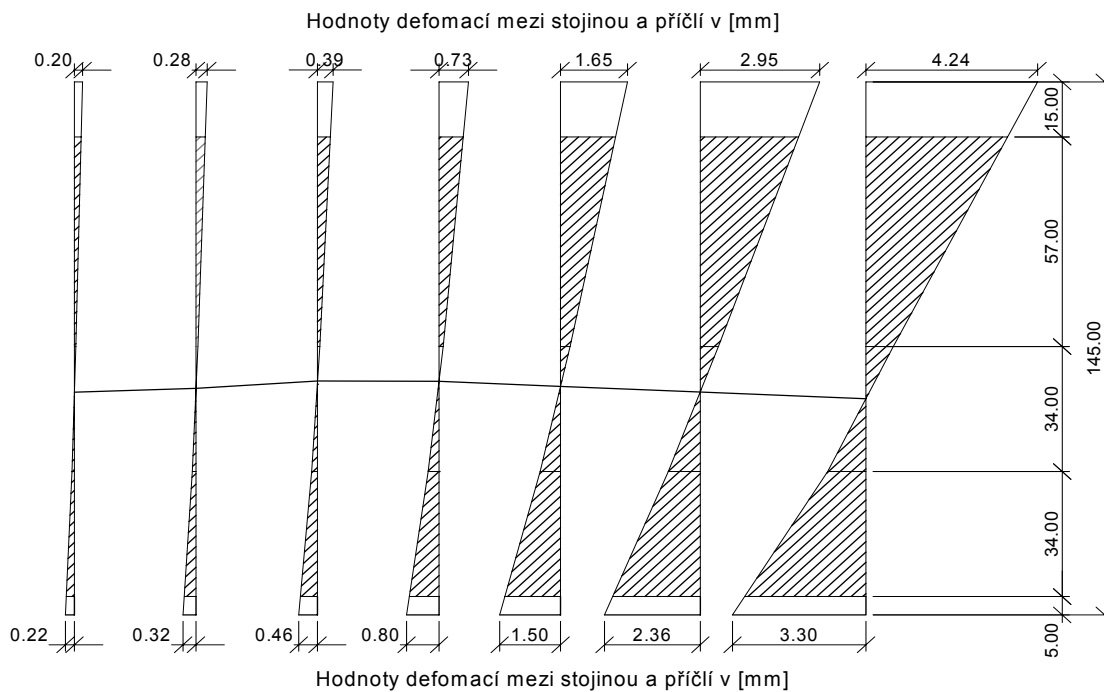


obr. 4.19 Deformace na konci styčníku od natočení ve styčné spáře a celková deformace

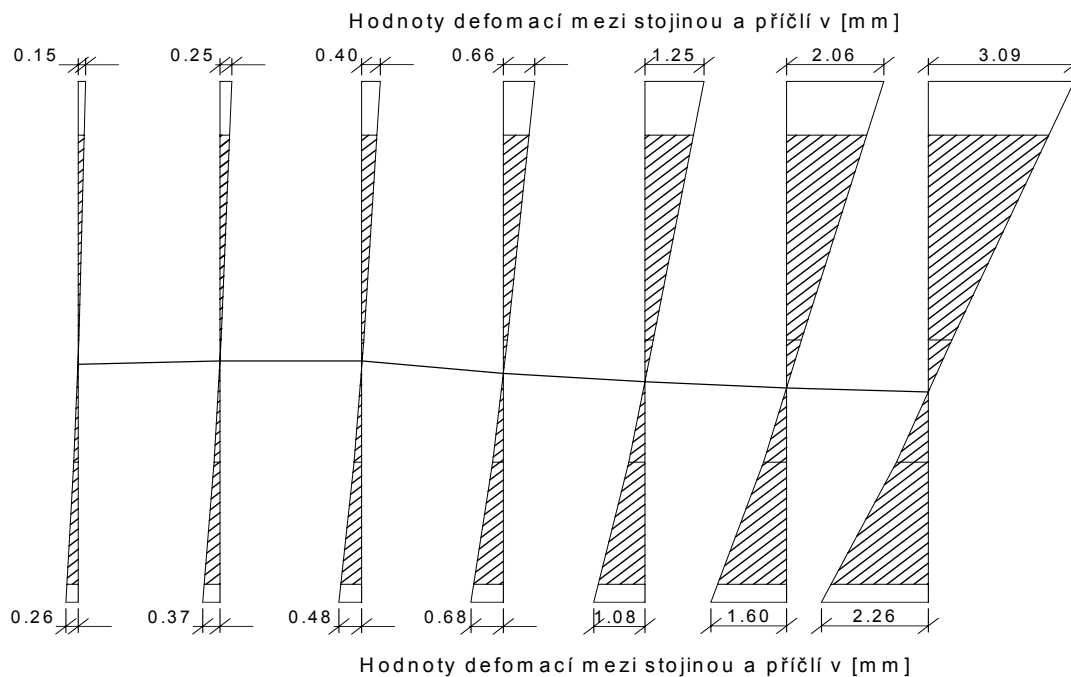


Působící síla na styčník ST_90_02

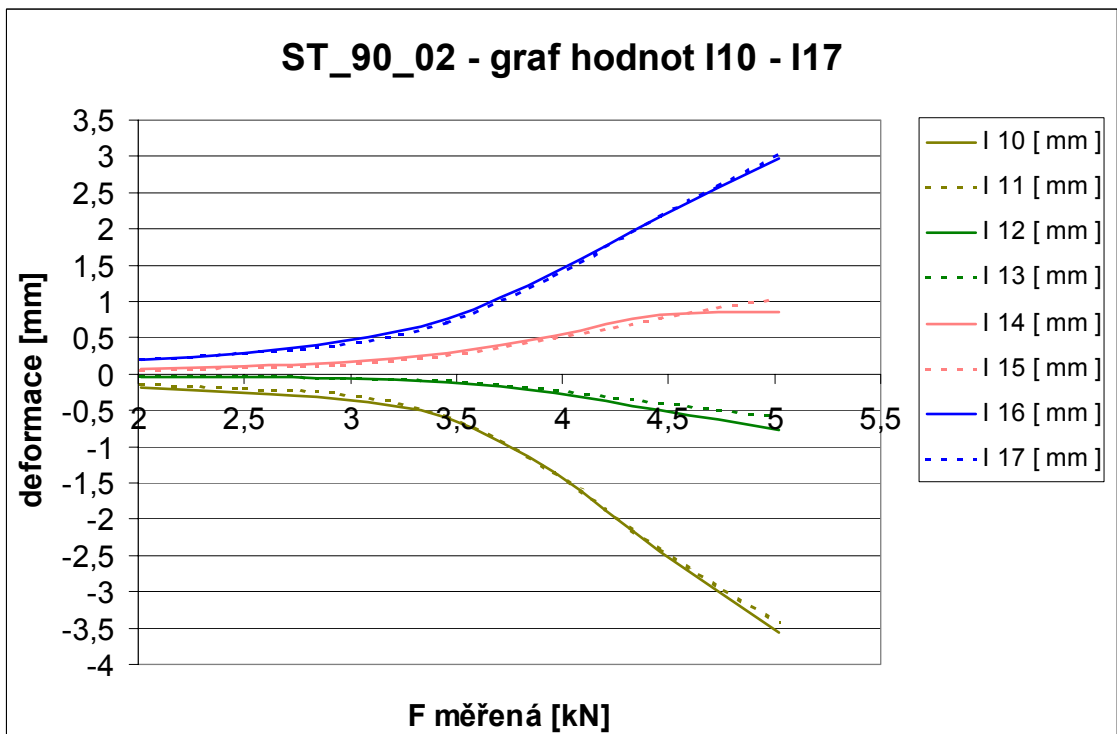
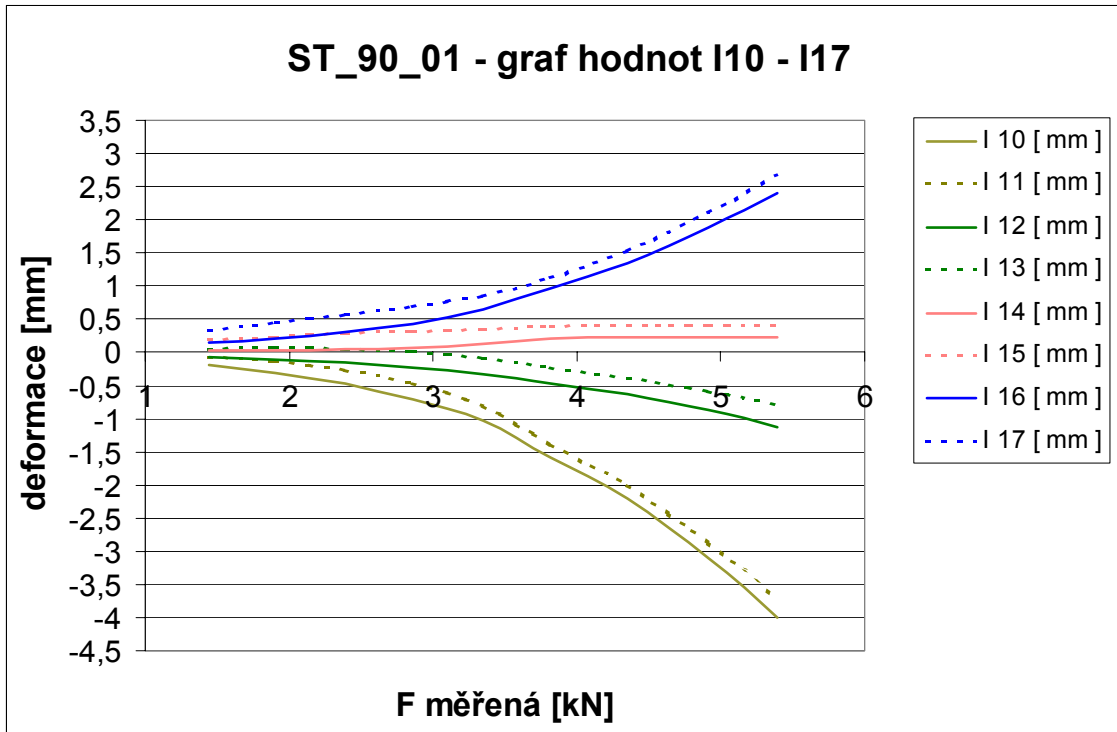
F=2,01 kN F=2,5 kN F=2,96 kN F=3,46 kN F=3,96 kN F=4,46 kN F=5,02 kN

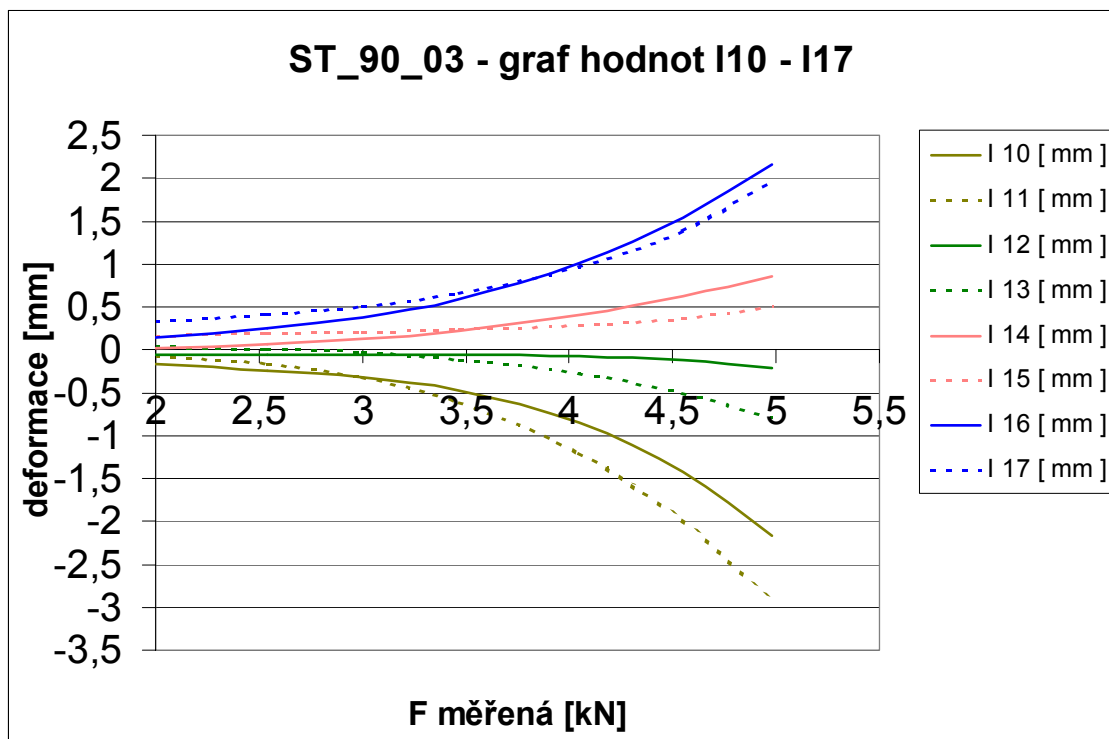
**Působící síla na styčník ST_90_03**

F=2,00 kN F=2,54 kN F=3,00 kN F=3,47 kN F=4,05 kN F=4,55 kN F=4,98 kN



obr. 4.20 Průběhy deformací po výšce lepené spáry styčníku ST_90_01 - 03





obr. 4.21 Grafy znázorňující průběh deformace jednotlivých měřičů po výšce styčnickové spáry (pozn. hodnoty horních snímačů jsou v grafu zobrazeny nejnižší)

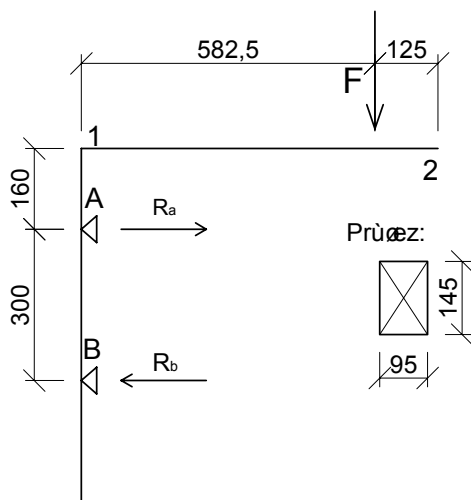
Vzhledem ke značnému počtu snímačů po výšce styčné spáry bylo možné detailně vyhodnotit průběh deformací, jejich velikost a polohu neutrální osy během zatěžování. Z obrázků je vidět, že velikost tlakové zóny se během zatěžování zmenšovala, v souvislosti s posouváním neutrální osy směrem dolů. Při působící síle cca 3,5 kN docházelo k zatlačení vodorovné příčle do dřeva sloupu dřevěného rámu. Již na pohled bylo patrné porušení dřeva v tlaku kolmo na vlákna v oblasti tlakové zóny u rámové stojky. Od hodnoty působící síly 3,5 kN lze pozorovat i silně nelineární průběh deformací ve styčné spáře. Hodnoty těchto deformací ve styčné spáře zpracované graficky jsou zobrazeny na obr. 4.21.

4.4.4 Rozbor jednotlivých deformací na styčnicku ST_90_01 – 03

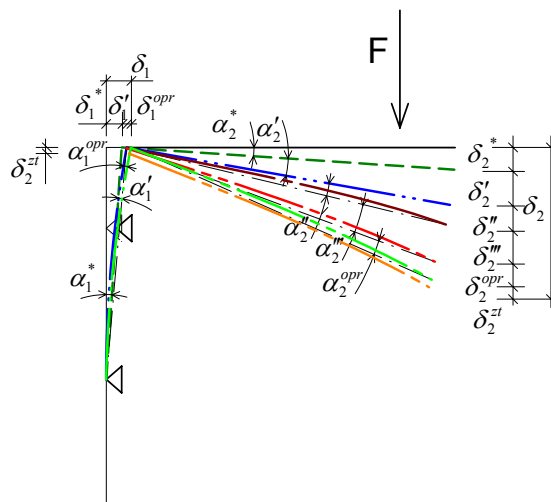
Na měřené deformace měla vliv řada veličin uvedených souhrnně v úvodu, ale projevil se zde i vliv mnoha dalších faktorů, které bylo možné vzhledem k jejich velmi malému vlivu na posuny a deformace zanedbat. Je to například vliv působení smyku na ohyb rámové příčle, vliv stlačení sloupu nosníku od působících normálových sil, posunutí celého styčnicku vzhledem ke sloupu zkušební dráhy, viz obr. 4.16, (teoretickým posunem vzhledem k přítlačným profilům).

Pro vyhodnocení vlastního natočení obou stykovaných prvků ve styčné spáře postačí údaje z měřících indukčních snímačů umístěných podél této spáry. Pro upřesnění a kontrolu jsou v následující části vyčísleny deformace celého styčnicku a podíl jednotlivých faktorů, které se na této celkové deformaci podílely. Účelem je zjistit, jaká část deformací může být přiřknuta pouze vlastní styčné spáře.

Schéma uspořádání testu:



Deformace styčnicku od jednotlivých vlivů:



obr. 4.22 Uspořádání testu a rozbor změřených deformací

Celková vodorovná deformace v bodě 1:

$$\delta_1^{celk} = \delta_1^* + \delta_1' + \delta_1^{opr}$$

Celková svislá deformace v bodě 2:

$$\delta_2^{celk} = \delta_2^* + \delta_2' + \delta_2'' + \delta_2''' + \delta_2^{opr} + \delta_2^{zt}$$

Popis jednotlivých působících vlivů na deformace styčnicku:

deformace δ_1^* a δ_2^* (viz obr. 4.22) jsou způsobeny nedostatečnou tuhostí horního přitlačného profilu UPN 100, který zajišťoval přikotvení modelu styčnicku do zkušební dráhy. Profil UPN 100 působil jako prostý nosník na rozpětí 600 mm. Hodnota reakcí při jednotkové síle $F = 1,0$ kN: $R_a = R_b = 1,942$ kN. Deformace profilu UPN 100 při této působící síle je tedy:

$$\delta_0^* = \frac{5}{348} \frac{1,942 \cdot 0,6^3}{210 \cdot 000 \cdot 0,291} = 0,143 \text{ mm}.$$

Úhel $\alpha_1^* = \arctg(0,143/300) = 0,027^\circ$. Vodorovná deformace stojky styčnicku v bodě 1 je $\delta_1^* = (460/300) \cdot 0,143 = 0,219$ mm, svislá deformace v bodě 2 způsobená průhybem zajišťovacího profilu UPN 100 je pro úhel α_2^* ; předpokládá se že ($\alpha_1^* = \alpha_2^*$), je rovna $\delta_2^* = 707,5 \cdot \tg \alpha_2^* = 0,337$ mm.

Deformace δ_1' a δ_2' jsou způsobeny ohybem sloupu styčnicku od působícího momentu M_d . Síla $F = 1$ kN vyvodí moment $M_d = 0,583$ kNm. Pro modul pružnosti dřeva $E_{mean} = 17\,370$ MPa je

hodnota deformace $\delta'_1 = 0,044 \text{ mm}$. V bodě 2 se tato deformace promítne do hodnoty $\delta'_2 = 707,5 \cdot \text{tg}(0,0055) = 0,068 \text{ mm}$.

Deformace δ''_2 je deformace způsobená ohybem rámové příčle, která tvoří konzolu.

$$\delta''_2 = \frac{635}{510} \cdot \frac{1}{3} \cdot \frac{1000 \cdot 510^3}{17800 \cdot 241,4 \cdot 10^6} = 0,013 \text{ mm}.$$

Deformace δ'''_2 je způsobena natočením ve styčnicku. Krajní měřiče byly vzájemně vzdáleny vždy 125 mm . Úhel natočení ve styčnicku je možné vyjádřit jako $\text{tg}\alpha'''_2 = \frac{|u+| + |u-|}{125}$. Hodnota

$|u+| + |u-|$ je součet hodnot deformací obou krajních snímačů, bez ohledu na směr působení.

Svislá deformace $\delta'''_2 = 635 \cdot \text{tg}(\alpha'''_2)$.

ST-90-01

| Síla F [kN] | δ_1^* [mm] | δ'_1 [mm] | δ_1^{celk} [mm] | δ_1^{test} [mm] | Rozdíl R1 [mm] | δ_2^* [mm] | δ'_2 [mm] | δ''_2 [mm] | $ u+ $ [mm] | $ u- $ [mm] | δ'''_2 [mm] | δ_2^{opr} [mm] | δ_2^{celk} [mm] | δ_2^{test} [mm] | Rozdíl R2 [mm] |
|----------------|----------------------|---------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------|----------------------|---------------------|----------------------|----------------|----------------|-----------------------|---------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------|
| 1,92 | 0,420 | 0,084 | 0,505 | 0,440 | -0,065 | 0,647 | 0,131 | 0,025 | 0,134 | 0,235 | 1,869 | -0,100 | 2,572 | 4,460 | 1,888 |
| 2,38 | 0,521 | 0,105 | 0,626 | 0,740 | 0,114 | 0,802 | 0,162 | 0,031 | 0,221 | 0,327 | 2,783 | 0,175 | 3,953 | 6,370 | 2,417 |
| 2,87 | 0,629 | 0,126 | 0,755 | 1,060 | 0,305 | 0,967 | 0,195 | 0,037 | 0,369 | 0,435 | 4,083 | 0,469 | 5,752 | 8,650 | 2,898 |
| 3,34 | 0,731 | 0,147 | 0,878 | 1,360 | 0,482 | 1,126 | 0,227 | 0,043 | 0,584 | 0,557 | 5,795 | 0,741 | 7,932 | 11,290 | 3,358 |
| 3,83 | 0,839 | 0,169 | 1,007 | 1,690 | 0,683 | 1,291 | 0,260 | 0,050 | 0,921 | 0,741 | 8,443 | 1,050 | 11,094 | 15,020 | 3,926 |
| 4,30 | 0,942 | 0,189 | 1,131 | 2,060 | 0,929 | 1,449 | 0,292 | 0,056 | 1,484 | 1,040 | 12,820 | 1,429 | 16,047 | 20,450 | 4,403 |
| 4,83 | 1,058 | 0,213 | 1,270 | 2,490 | 1,220 | 1,628 | 0,328 | 0,063 | 2,111 | 1,432 | 17,995 | 1,876 | 21,890 | 26,780 | 4,890 |
| 5,39 | 1,180 | 0,237 | 1,418 | 3,290 | 1,872 | 1,816 | 0,367 | 0,070 | 2,984 | 1,996 | 25,294 | 2,880 | 30,427 | 35,540 | 5,113 |
| 5,87 | 1,286 | 0,258 | 1,544 | 4,080 | 2,536 | 1,978 | 0,399 | 0,076 | 3,859 | 2,534 | 32,476 | 3,901 | 38,830 | 43,840 | 5,010 |

ST_90_02

| Síla F [kN] | δ_1^* [mm] | δ'_1 [mm] | δ_1^{celk} [mm] | δ_1^{test} [mm] | Rozdíl R1 [mm] | δ_2^* [mm] | δ'_2 [mm] | δ''_2 [mm] | $ u+ $ [mm] | $ u- $ [mm] | δ'''_2 [mm] | δ_2^{opr} [mm] | δ_2^{celk} [mm] | δ_2^{test} [mm] | Rozdíl R2 [mm] |
|----------------|----------------------|---------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------|----------------------|---------------------|----------------------|----------------|----------------|-----------------------|---------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------|
| 2,01 | 0,440 | 0,088 | 0,529 | 0,670 | 0,141 | 0,677 | 0,137 | 0,026 | 0,167 | 0,202 | 1,874 | 0,217 | 2,931 | 5,750 | 2,819 |
| 2,50 | 0,548 | 0,110 | 0,658 | 0,860 | 0,203 | 0,843 | 0,170 | 0,033 | 0,230 | 0,289 | 2,637 | 0,311 | 3,994 | 7,620 | 3,626 |
| 2,96 | 0,648 | 0,130 | 0,778 | 1,040 | 0,262 | 0,998 | 0,201 | 0,038 | 0,318 | 0,421 | 3,750 | 0,402 | 5,389 | 9,850 | 4,461 |
| 3,46 | 0,758 | 0,152 | 0,910 | 1,340 | 0,430 | 1,166 | 0,235 | 0,045 | 0,596 | 0,733 | 6,748 | 0,661 | 8,856 | 14,240 | 5,384 |
| 3,96 | 0,867 | 0,174 | 1,041 | 1,650 | 0,609 | 1,335 | 0,269 | 0,051 | 1,359 | 1,375 | 13,888 | 0,936 | 16,479 | 22,440 | 5,961 |
| 4,46 | 0,977 | 0,196 | 1,173 | 2,070 | 0,897 | 1,503 | 0,303 | 0,058 | 2,426 | 2,162 | 23,308 | 1,380 | 26,551 | 33,090 | 6,539 |
| 5,02 | 1,099 | 0,221 | 1,320 | 2,500 | 1,180 | 1,692 | 0,341 | 0,065 | 3,495 | 2,994 | 32,966 | 1,814 | 36,879 | 43,610 | 6,731 |

ST_90_03

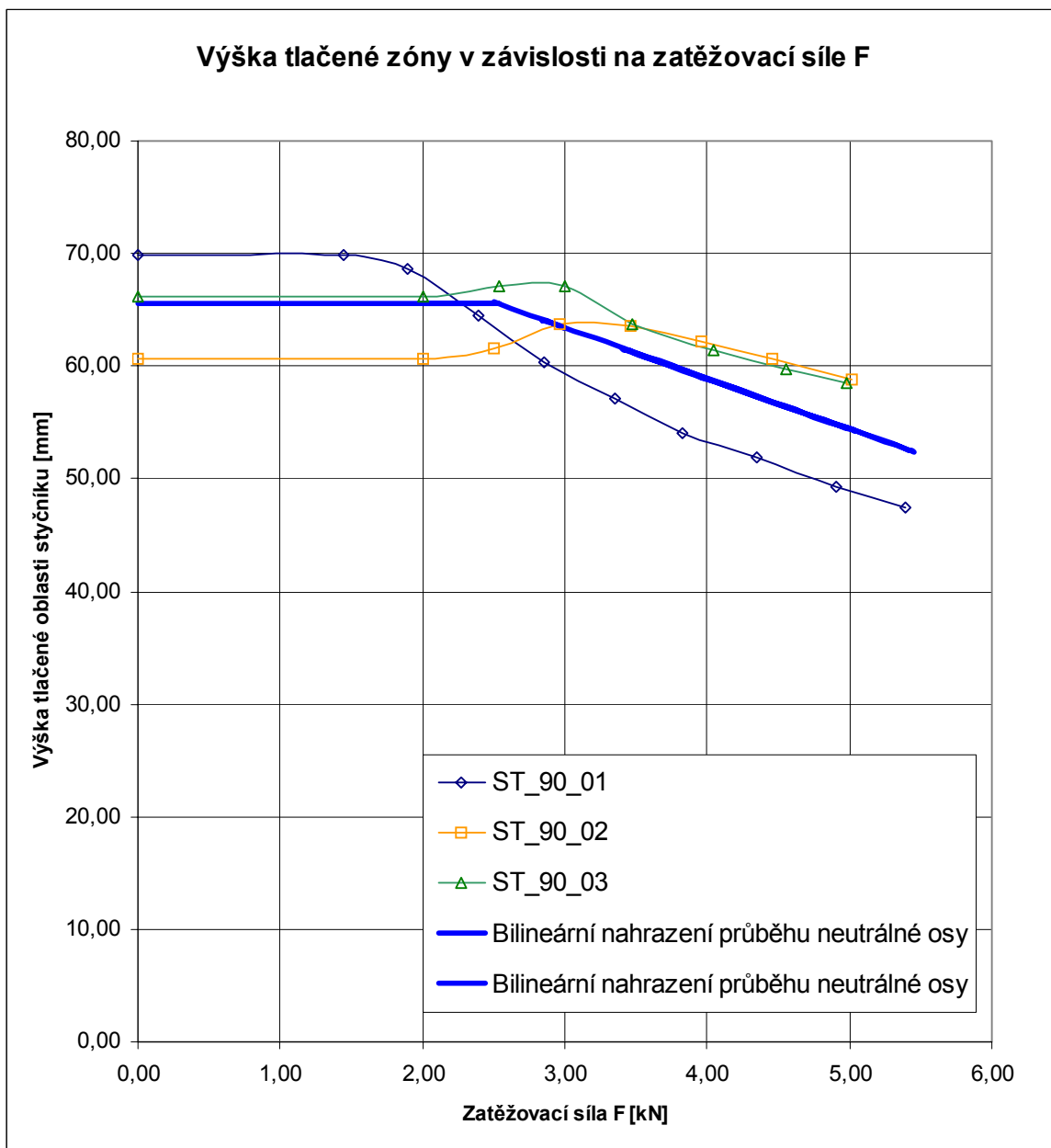
| Síla F [kN] | δ_1^* [mm] | δ'_1 [mm] | δ_1^{celk} [mm] | δ_1^{test} [mm] | Rozdíl R1 [mm] | δ_2^* [mm] | δ'_2 [mm] | δ''_2 [mm] | $ u+ $ [mm] | $ u- $ [mm] | δ'''_2 [mm] | δ_2^{opr} [mm] | δ_2^{celk} [mm] | δ_2^{test} [mm] | Rozdíl R2 [mm] |
|----------------|----------------------|---------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------|----------------------|---------------------|----------------------|----------------|----------------|-----------------------|---------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|----------------------|
| 2,00 | 0,438 | 0,088 | 0,526 | 0,640 | 0,114 | 0,674 | 0,136 | 0,026 | 0,125 | 0,242 | 1,860 | 0,175 | 2,872 | 6,340 | 3,468 |
| 2,54 | 0,556 | 0,112 | 0,668 | 0,920 | 0,252 | 0,856 | 0,173 | 0,033 | 0,205 | 0,331 | 2,722 | 0,388 | 4,172 | 8,490 | 4,318 |
| 3,00 | 0,657 | 0,132 | 0,789 | 1,130 | 0,341 | 1,011 | 0,204 | 0,039 | 0,323 | 0,440 | 3,877 | 0,524 | 5,655 | 10,740 | 5,085 |
| 3,47 | 0,760 | 0,153 | 0,913 | 1,390 | 0,477 | 1,169 | 0,236 | 0,045 | 0,544 | 0,625 | 5,939 | 0,734 | 8,124 | 14,030 | 5,906 |
| 4,05 | 0,887 | 0,178 | 1,065 | 1,690 | 0,625 | 1,365 | 0,275 | 0,053 | 1,027 | 0,988 | 10,236 | 0,961 | 12,890 | 19,680 | 6,790 |
| 4,55 | 0,996 | 0,200 | 1,197 | 2,030 | 0,833 | 1,533 | 0,309 | 0,059 | 1,697 | 1,460 | 16,038 | 1,282 | 19,221 | 26,590 | 7,369 |
| 4,98 | 1,091 | 0,219 | 1,310 | 2,410 | 1,100 | 1,678 | 0,339 | 0,065 | 2,552 | 2,059 | 23,424 | 1,692 | 27,198 | 34,650 | 7,452 |

tab. 4.3 Porovnání vypočtených a naměřených deformací

Rozdíly R_1 mezi naměřenou a vypočtenou deformací δ_1^{test} a δ_1^{celk} jsou způsobené tím, že docházelo k zatlačení ocelové roznášecí desky do sloupu styčnicku a dále k zatlačení upínacího UPN profilu do dřeva stojky. Z těchto důvodů jsou spočtené deformace menší než deformace skutečně změřené. Toto zatlačení se projevilo i v deformaci na konci styčnicku. Hodnota δ_2^{opr} je oprava vypočtené deformace právě o tuto hodnotu. Zatlačení UPN profilu do dřeva stojky bylo však podle provedených pozorování při experimentech nepatrné a vzhledem k velkému zatlačení ocelové roznášecí desky na konci styčnicku bylo možné tuto hodnotu zanedbat.

Rozdíly deformací na konci styčnicku mezi naměřenou a vypočtenou deformací δ_2^{test} a δ_2^{celk} jsou způsobené svislým posunem rámové příčle jako celku, kdy se závitové tyče v předvrtaných otvorech dotlačily na spodní hranu těchto otvorů, neboť v nich procházely volně. Zatlačení závitové tyče do dřeva je rovno hodnotě δ_2^{zl} a v tab. 4.3 odpovídá hodnotě „Rozdíl R_2 “. U závitové tyče došlo k posunutí uvnitř vyvrtaného otvoru ve sloupu a to zejména na straně, ve které probíhala styčná spára obou dřevěných prvků zkoumaného styčnicku. Na vnější straně styčnicku byla závitová tyč zajištěna ocelovou deskou, která vzhledem k tahu, který se v závitové tyči vyskytoval a z důvodu tření mezi ocelovou deskou a dřevem stojky, nedovolila posunutí. Při působení zatěžovacích sil okolo 4,0 kN docházelo dokonce k mírnému zatlačení závitů uvnitř vyvrtaného otvoru sloupu (na straně blízké styčné spáře styčnicku).

Jak vyplývá z průběhu deformací po výšce styčné spáry poloha neutrální osy se v závislosti na ohybovém momentu mění. Její průběh a nahrazení pomocí bilineární závislosti je patrné z grafu na obr. 4.23. Poloha neutrální osy má zpočátku zatěžování tendenci ke konstantnímu průběhu, po dosažení plastických deformací zejména v tlačných zónách sloupu rámu se neutrální osa posouvá směrem dolů, tlačná oblast dřeva kolmo na vlákna se zmenšuje. Na základě znalosti průběhu neutrální osy můžeme stanovit rameno a velikosti vnitřních sil působících ve styčnicku.



obr. 4.23 Průběh neutrální osy ve styčnicích z závislosti na zatěžovací síle

Tahová síla ve dvojici závitových tyčí je daná únosností dřeva kolmo na vlákna pod ocelovou roznášecí deskou. V tab. 4.4 jsou vypočtené síly pro dvojice závitových tyčí v závislosti na zatěžovací síle, popřípadě ohyb. momentu. V tab. 4.5 je proveden rozbor jednotlivých veličin, které se podílejí na deformaci, měřené snímačem P0. Na této deformaci se podílí hlavně následující veličiny:

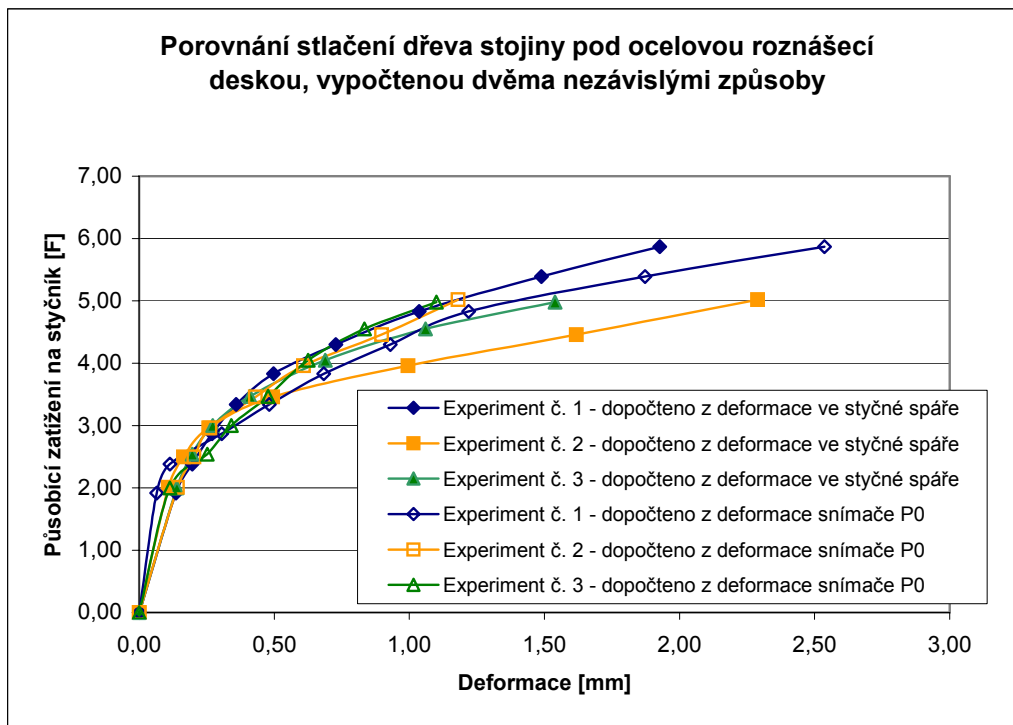
- ohyb sloupu styčnicku
- deformace přítlačného profilu UPN
- vlastní stlačení dřeva kolmo na vlákna na konci sloupu styčnicku

| Výpočet tahové síly v závitové tyči: | | | | | |
|--------------------------------------|--------|----------|---------------------------------|------------------------|--|
| TEST | Síla F | Moment M | Výška tlačené oblasti styčnicku | Rameno vnitřních sil r | Tahová síla ve dvojici závitových tyčí F_{tah} |
| | [kN] | [kNm] | [mm] | [mm] | [kN] |
| Test ST_90_01 | 1,44 | 0,73 | 65,50 | 93,17 | 7,88 |
| | 1,90 | 0,97 | 65,50 | 93,17 | 10,40 |
| | 2,39 | 1,22 | 65,50 | 93,17 | 13,08 |
| | 2,86 | 1,46 | 64,03 | 93,66 | 15,57 |
| | 3,35 | 1,71 | 61,83 | 94,39 | 18,10 |
| | 3,82 | 1,95 | 59,71 | 95,10 | 20,49 |
| | 4,35 | 2,22 | 57,33 | 95,89 | 23,14 |
| | 4,91 | 2,50 | 54,81 | 96,73 | 25,89 |
| Test ST_90_02 | 5,39 | 2,75 | 52,65 | 97,45 | 28,21 |
| | 2,01 | 1,03 | 65,50 | 93,17 | 11,00 |
| | 2,50 | 1,28 | 65,50 | 93,17 | 13,69 |
| | 2,96 | 1,51 | 63,58 | 93,81 | 16,09 |
| | 3,46 | 1,76 | 61,33 | 94,56 | 18,66 |
| | 3,96 | 2,02 | 59,08 | 95,31 | 21,19 |
| | 4,46 | 2,27 | 56,83 | 96,06 | 23,68 |
| 5,02 | 2,56 | 54,31 | 96,90 | 26,42 | |
| Test ST_90_03 | 2,00 | 1,02 | 65,50 | 93,17 | 10,95 |
| | 2,54 | 1,30 | 65,47 | 93,18 | 13,90 |
| | 3,00 | 1,53 | 63,40 | 93,87 | 16,30 |
| | 3,47 | 1,77 | 61,29 | 94,57 | 18,71 |
| | 4,05 | 2,07 | 58,68 | 95,44 | 21,64 |
| | 4,55 | 2,32 | 56,43 | 96,19 | 24,12 |
| | 4,98 | 2,54 | 54,49 | 96,84 | 26,23 |

tab. 4.4 Určení tahové síly v závitových tyčích v závislosti na zatížení a poloze neutrální osy

Protože charakteristické pevnosti zkoušeného dřeva jsou poměrně dobře známe (z experimentů popsaných Ing. Jakubem Dolejšem v [36]) je možné deformaci sloupu určit výpočtem. Rovněž deformaci způsobenou průhybem ocelového UPN profilu pro dané uspořádání je možné vypočítat celkem přesně. Navíc obě tyto parciální deformace se na deformaci měřiče P0 podílejí pouze 15 – 20%. Zbývající rozdíl mezi změřenou celkovou deformací v daném místě a výše popsanými dopočtenými deformacemi připadá tedy na stlačení dřeva kolmo na vlákna δ_d .

K podobné hodnotě se lze dopracovat z deformace změřené snímači ve spáře styčnicku, kterou je možné získat interpolací naměřených hodnot do příslušné polohy, která je daná osou horní dvojice závitových tyčí. Průběh deformací po výšce spáry je předpokládán lineární. Porovnání těchto hodnot dopočtených z deformací ve styčné spáře a z hodnot snímače P0 je vidět na obr. 4.24. Shoda dopočtených deformací z obou způsobů je dobrá.



obr. 4.24 Porovnání deformací pod roznášecí ocelovou deskou dopočtených dle různých způsobů

| TEST | Síla F | Deformace v ose horního snímače δ_1 | Výška tažené oblasti styčníku | Deformace v místě osy závitových tyčí δ_{zt} | Deformace daná vytažením vlep. z. tyčí δ_{vzt} | Deformace daná protažením volné závitové tyče δ_t | Rozdíl deformací $\delta_{zt} - \delta_{vzt} - \delta_t =$ stlačení dřeva pod roznášecí deskou δ_d |
|---------------|--------|--|-------------------------------|---|---|--|---|
| | [kN] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] |
| Test ST_90_01 | 1,44 | 0,23 | 79,50 | 0,18 | 0,006 | 0,027 | 0,15 |
| | 1,90 | 0,33 | 79,50 | 0,25 | 0,008 | 0,035 | 0,21 |
| | 2,39 | 0,43 | 79,50 | 0,33 | 0,010 | 0,045 | 0,28 |
| | 2,86 | 0,56 | 80,97 | 0,43 | 0,013 | 0,053 | 0,36 |
| | 3,35 | 0,74 | 83,18 | 0,58 | 0,015 | 0,062 | 0,50 |
| | 3,82 | 1,04 | 85,29 | 0,82 | 0,017 | 0,070 | 0,73 |
| | 4,35 | 1,43 | 87,68 | 1,14 | 0,019 | 0,079 | 1,04 |
| | 4,91 | 2,00 | 90,20 | 1,60 | 0,022 | 0,088 | 1,49 |
| 5,39 | 2,53 | 92,36 | 2,04 | 0,024 | 0,096 | 1,92 | |
| Test ST_90_02 | 2,01 | 0,20 | 79,50 | 0,15 | 0,009 | 0,037 | 0,11 |
| | 2,50 | 0,29 | 79,50 | 0,22 | 0,011 | 0,047 | 0,16 |
| | 2,96 | 0,42 | 81,42 | 0,33 | 0,013 | 0,055 | 0,26 |
| | 3,46 | 0,73 | 83,67 | 0,57 | 0,015 | 0,064 | 0,49 |
| | 3,96 | 1,38 | 85,92 | 1,08 | 0,017 | 0,072 | 0,99 |
| | 4,46 | 2,16 | 88,17 | 1,72 | 0,020 | 0,081 | 1,62 |
| 5,02 | 2,99 | 90,69 | 2,40 | 0,022 | 0,090 | 2,29 | |
| Test ST_90_03 | 2,00 | 0,24 | 79,50 | 0,19 | 0,009 | 0,037 | 0,14 |
| | 2,54 | 0,33 | 79,53 | 0,25 | 0,011 | 0,047 | 0,20 |
| | 3,00 | 0,44 | 81,60 | 0,34 | 0,013 | 0,056 | 0,27 |
| | 3,47 | 0,63 | 83,72 | 0,49 | 0,015 | 0,064 | 0,41 |
| | 4,05 | 0,99 | 86,33 | 0,78 | 0,018 | 0,074 | 0,69 |
| | 4,55 | 1,46 | 88,58 | 1,16 | 0,020 | 0,082 | 1,06 |
| 4,98 | 2,06 | 90,51 | 1,65 | 0,022 | 0,089 | 1,54 | |

Poznámka: poloha horního snímače je 15 mm pod horní úroveň vodorovné příčle

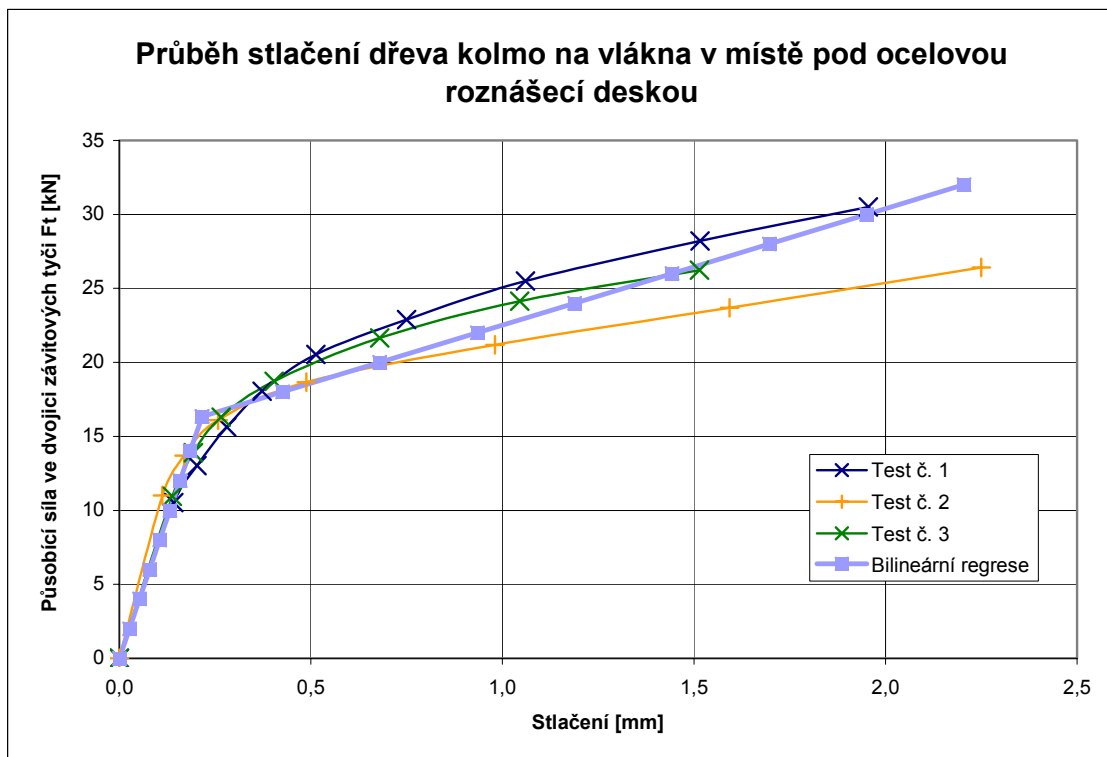
tab. 4.5 Dopočítaná hodnota stlačení roznášecí ocelové desky do dřeva sloupu v místě osy horní dvojice závitových tyčí z deformací ve spáře styčníku

Průběh stlačení dřeva pod ocelovou roznášecí podložkou lze nahradit bilineární závislostí, která dobře vystihuje průběh deformací vzhledem k působící tahové síle ve dvojici závitových tyčí, které vyvozují stlačení pod ocelovou roznášecí deskou.

$$\delta_d' = 0,0132 \cdot F_t \quad \text{pro } F_t < 16,35 \text{ kN,}$$

$$\delta_d' = -1,8612 + 0,1270 \cdot F_t \quad \text{pro } F_t \geq 16,35 \text{ kN,}$$

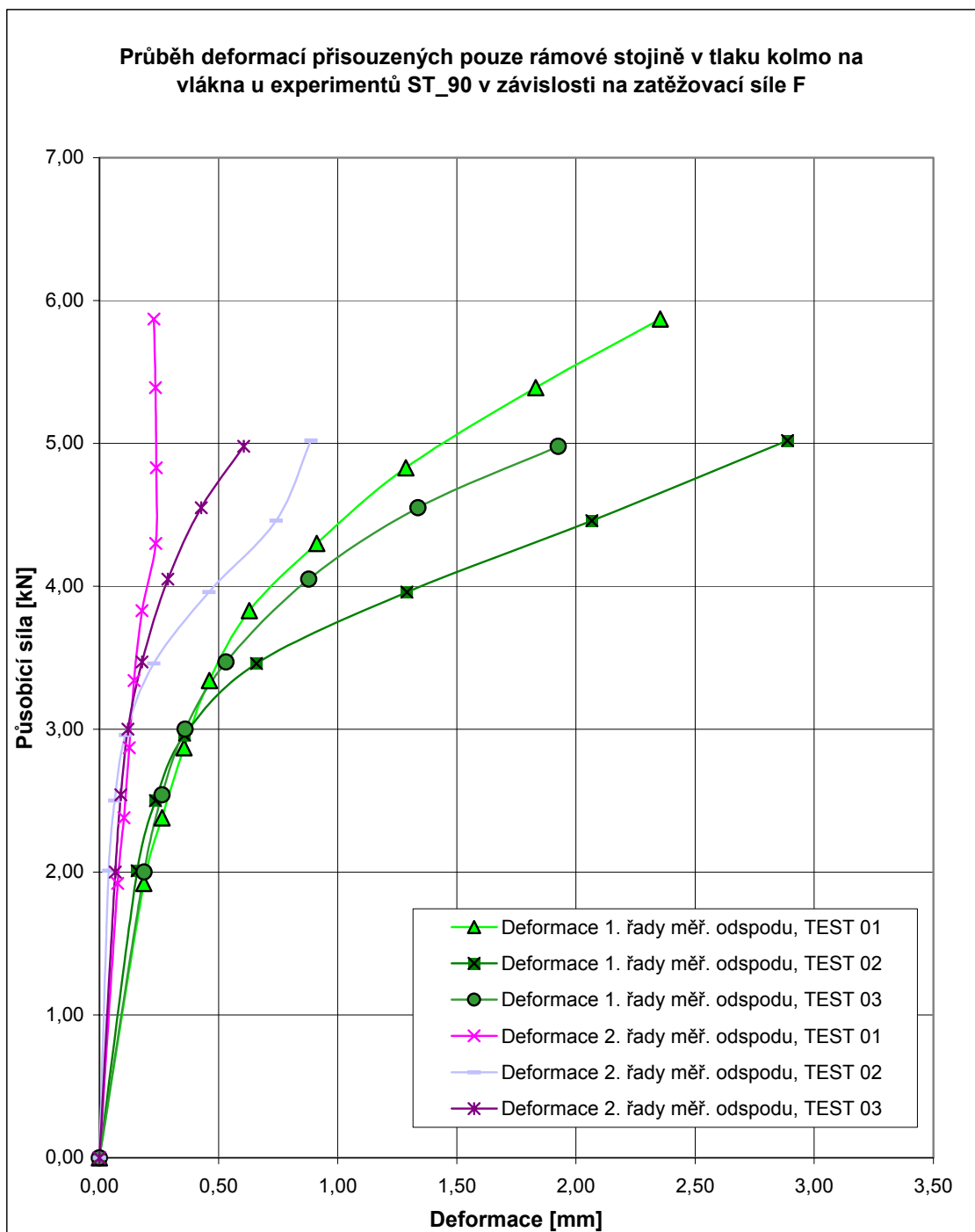
δ_d je stlačení [mm], F_t je působící tlaková síla na roznášecí desku [kN].



obr. 4.25 Průběh stlačení dřeva kolmo na vlákna v místě pod ocelovou roznášecí deskou

Z grafu na obr. 4.25. je patrné, že zatížení cca 16,35 kN bylo hranicí, do které se stlačovaná část sloupu chovala pružně. Pak nastaly plastické deformace, při kterých docházelo ke zhušťování stlačovaného dřeva a únosnost styčnicku se ještě dále zvyšovala. Deformace v plastické oblasti jsou již značně veliké.

Z rozboru styčnicku vyplývá, že deformace obou spodních řad snímačů umístěných ve styčné spáře se skládá z deformace dřeva rámové příčně stlačovaného ve směru vláken a z deformace dřeva sloupu styčnicku kolmo na vlákna. Protože je možné poměrně jednoduše určit hodnoty deformací dřeva ve směru vláken z dílčích testů, při kterých se pracovní diagramy vzorků jeví jako lineární, můžeme říci, že po odečtení deformace způsobené stlačením dřeva ve směru vláken zůstane pouze část deformace, která připadá na stlačení dřeva sloupu kolmo na vlákna. Tato deformace je pro obě spodní řady měřičů zobrazena na obr. 4.26.



obr. 4.26 Průběh deformací přisouzených pouze rámovému sloupu v tlaku kolmo na vlákna

Z průběhu deformací je vidět, že v krajních vláknech docházelo k plastickým deformacím již od zatěžovací síly cca 2,5 kN. U měřičů umístěných ve druhé řadě odspodu (I 14 a I15) docházelo k plastickým deformacím při mnohem větším zatížení, např. u testu č. 1 pravděpodobně nedošlo k plastickým deformacím v úrovni druhé řady měřičů vůbec.

Stanovení délky kontaktu ocelové roznášecí desky se sloupem styčnicku je v tab. 4.6.

| | Síla F působící na styčník | Zatlačení dřeva kolmo na vl. v místě snímačů 14 a 15 | Zatlačení dřeva kolmo na vl. v místě snímačů 16 a 17 | Vysunutí v místě dolní závitové tyče | Zatlačení v místě horních závitových tyčí | Délka kontaktu ocelové desky se stojinou |
|--|----------------------------|--|--|--------------------------------------|---|--|
| | [kN] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] | [mm] |
| TEST 01 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,000 | 0,000 | - |
| | 1,92 | 0,08 | 0,19 | 0,116 | 0,142 | 76,83 |
| | 2,38 | 0,10 | 0,26 | 0,160 | 0,203 | 77,46 |
| | 2,87 | 0,12 | 0,35 | 0,208 | 0,280 | 78,83 |
| | 3,34 | 0,15 | 0,46 | 0,259 | 0,372 | 80,11 |
| | 3,83 | 0,18 | 0,63 | 0,341 | 0,513 | 81,09 |
| | 4,30 | 0,24 | 0,91 | 0,480 | 0,750 | 81,83 |
| | 4,83 | 0,24 | 1,29 | 0,616 | 1,061 | 83,77 |
| | 5,39 | 0,24 | 1,83 | 0,810 | 1,516 | 85,41 |
| 5,87 | 0,23 | 2,35 | 0,994 | 1,955 | 86,36 | |
| TEST 02 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,000 | 0,000 | - |
| | 2,01 | 0,04 | 0,16 | 0,082 | 0,113 | 79,18 |
| | 2,50 | 0,06 | 0,24 | 0,126 | 0,169 | 78,68 |
| | 2,96 | 0,11 | 0,36 | 0,199 | 0,258 | 78,02 |
| | 3,46 | 0,23 | 0,66 | 0,383 | 0,488 | 77,63 |
| | 3,96 | 0,46 | 1,29 | 0,759 | 0,981 | 77,92 |
| | 4,46 | 0,74 | 2,07 | 1,218 | 1,593 | 78,17 |
| | 5,02 | 0,89 | 2,89 | 1,607 | 2,250 | 79,58 |
| TEST 03 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,000 | 0,000 | - |
| | 2,00 | 0,07 | 0,19 | 0,110 | 0,139 | 77,36 |
| | 2,54 | 0,09 | 0,26 | 0,152 | 0,194 | 77,62 |
| | 3,00 | 0,12 | 0,36 | 0,206 | 0,266 | 77,84 |
| | 3,47 | 0,18 | 0,53 | 0,306 | 0,404 | 78,41 |
| | 4,05 | 0,29 | 0,88 | 0,501 | 0,680 | 78,95 |
| | 4,55 | 0,43 | 1,34 | 0,755 | 1,046 | 79,37 |
| | 4,98 | 0,61 | 1,92 | 1,081 | 1,515 | 79,60 |
| Průměrná hodnota kontaktu ocelové desky se stojinou: | | | | | | 79,57 |

tab. 4.6 Stanovení délky kontaktu ocelové roznášecí desky se sloupem vlivem natočení

Rozbor jednotlivých veličin, které se projevují na výsledné únosnosti a tuhosti vlastního styku je dále součástí kapitoly, která se zabývá analytickými modely.

Kompletní výpis z datových souborů z jednotlivých měření pro styčníky ST_90 je uveden v příloze P1.

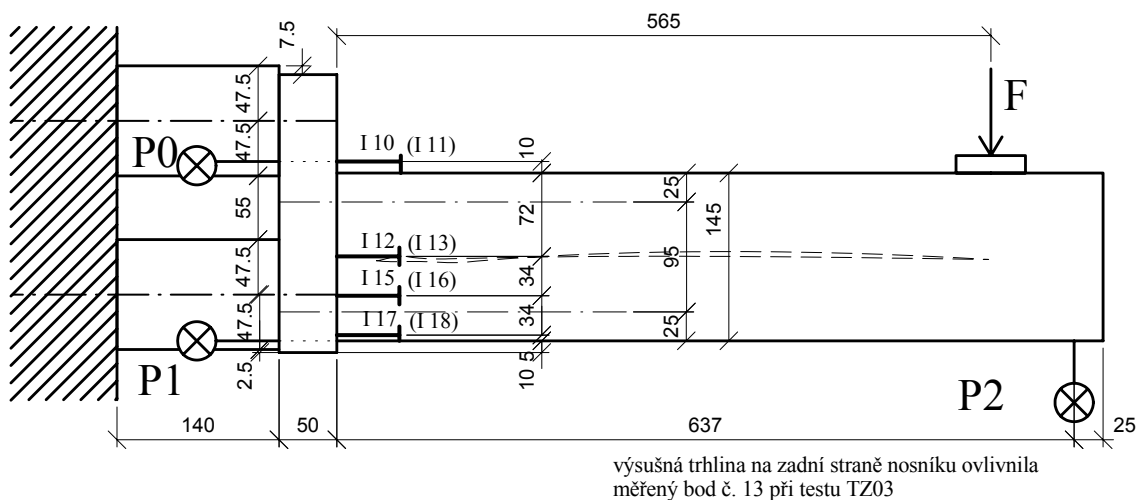
4.5 Zkoumaný styčník STZ

4.5.1 Popis zkoumaného styčníku a provedených experimentů

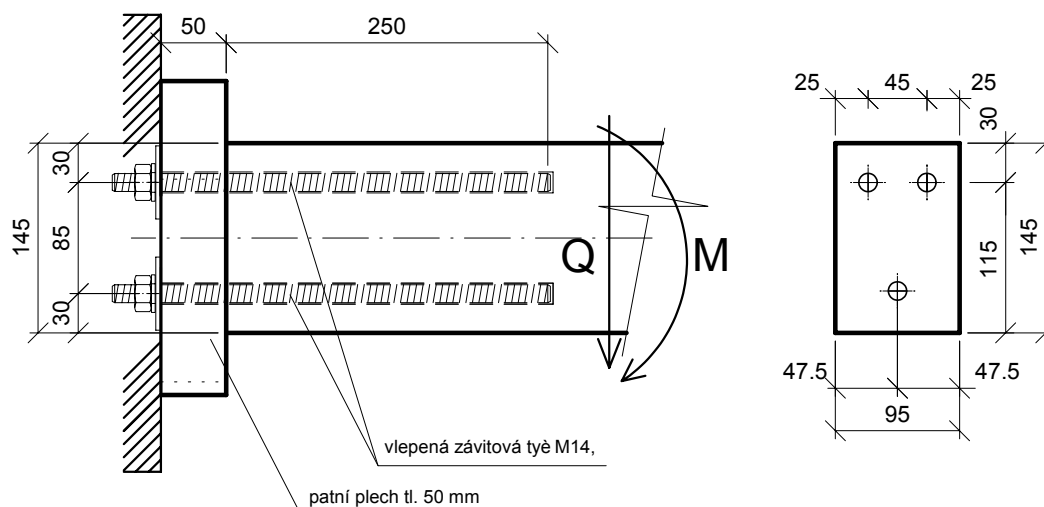
Schématický pohled z boku na zkoumaný styčník STZ je na obr. 4.27. Styčník se skládá pouze z příčle, která je spojena pomocí vlepených závitových tyčí průměru M14 s ocelovou roznášecí deskou. Záměrem bylo sledovat tento styčník ze dvou různých hledisek: jednak jako část styčníku ST_90 a díky tomuto srovnání sledovat chování a deformace příčle a stojky rámu odděleně, a dále sledovat tento experiment z hlediska momentové únosnosti přípoje dřevěného sloupu na ocelový patní plech, což je jeden z komplikovaných detailů ve dřevěných konstrukcích, který lze pomocí vlepaných závitových tyčí poměrně snadno vyřešit.

Závitové tyče jsou vlepeny do rámové příčle do hloubky 250 mm. Celkem byly do rámové příčle vlepeny tři závitové tyče, jak je vidět na obr. 4.28. Protože se předpokládá experimentální působení styčnicku zejména pro působení záporných momentů, je v tlačené zóně navržena pouze jedna závitová tyč, která přenáší pouze posouvající sílu, a v tažené zóně styčné spáry jsou navrženy závitové tyče dvě. Všechny závitové tyče procházejí volně ocelovým plechem, na jehož druhé straně je pro roznášení tahových sil ze závitových tyčí použita ocelová roznášecí deska z plechu tl. 10 mm.

Byly provedeny celkem tři experimenty, během kterých byly všechny tři vzorky zatěžovány. Zatěžování bylo postupné, interval mezi jednotlivými zatěžovacími cykly byl 120 sekund, pokud během této doby nedošlo k ustálení deformací, byl zatěžovací cyklus prodloužen o dalších 120 sekund. Přírůstky zatížení byly zvoleny 0,5 kN.



obr. 4.27 Schéma styčnicku STZ a rozmístění snímačů (snímače v závorkách jsou z druhé strany)



obr. 4.28 Detail patky a příčný řez konzolou sloupu

Na celkovou deformaci zkoumaného styčnicku jako celku (snímač deformací P2) měly vliv zejména následující veličiny:

- ohyb vodorovné příčle nosníku
- vlastní natočení rámové příčle vzhledem ke sloupu ve styčné spáře
- natočení vlastního patního plechu vzhledem k ocelovému rámu zkušební dráhy v laboratoři

Na vlastním natočení rámové příčle ve styčné spáře nosníku se podílí následující části vlastního styku:

- volná ocelová závitová tyč v tahu
- vlepená ocelová závitová tyč pomocí epoxidu ve dřevu v tahu
- dřevo v tlaku rovnoběžně s vlákny

Smyková únosnost styčnicku je zajištěna pouze jedinou součástí:

- závitovou tyčí ve smyku

4.5.2 Chování styčnicku během experimentů

Z jednotlivých zatěžovacích schémat bylo patrné, že při vyšších zatíženích pro vzrůstající zatížení působící na styčnick mírně vzrůstaly i doby potřebné do ustálení deformací. Tento jev se ale projevil mnohem méně, než tomu bylo u styčnicku ST_90. Přírůstky sil po 0,5 kN byly pro měření optimální.

Změřené deformace mají minimální rozptyl pro všechny měřené body přípoje. Měřeny byly pouze deformace (průhyb na konci příčle a vodorovná deformace sloupu v místě zakotvení závitových tyčí). Průběh přetvoření v závislosti na síle je znázorněn na obr. 4.31.

Klasický kolaps se u tohoto typu styčnicku neprojevil, styčnick pouze vykazoval určité deformace, které až ke konci zatěžování byly plastické. Při působící síle 17 kN bylo natočení styčnicku ve spáře poměrně malé (0,6 stupně), ale větší deformace na konci styčnicku byly způsobeny malou tuhostí ocelového patního plechu tl. 50 mm, který byl upevněn na dvou sloupech zkušební dráhy, vzdálených od sebe 600 mm. Natočení desky způsobilo, že další zatěžovací krok nad 17 kN již nebyl realizován. Po odtížení styčnick vykazoval menší trvalé deformace v místě tlakové zóny. Jednotlivé styčnicky byly osazeny řadou měřičů, které snímaly deformace. Schéma osazení jednotlivými měřiči je vidět na obr. 4.27.

Popis jednotlivých snímačů:

Měřicí snímače I 10 – I 11 byly typu W10 (Hottinger), rozsah měření ± 10 mm, přesnost větší než 0,01 mm.

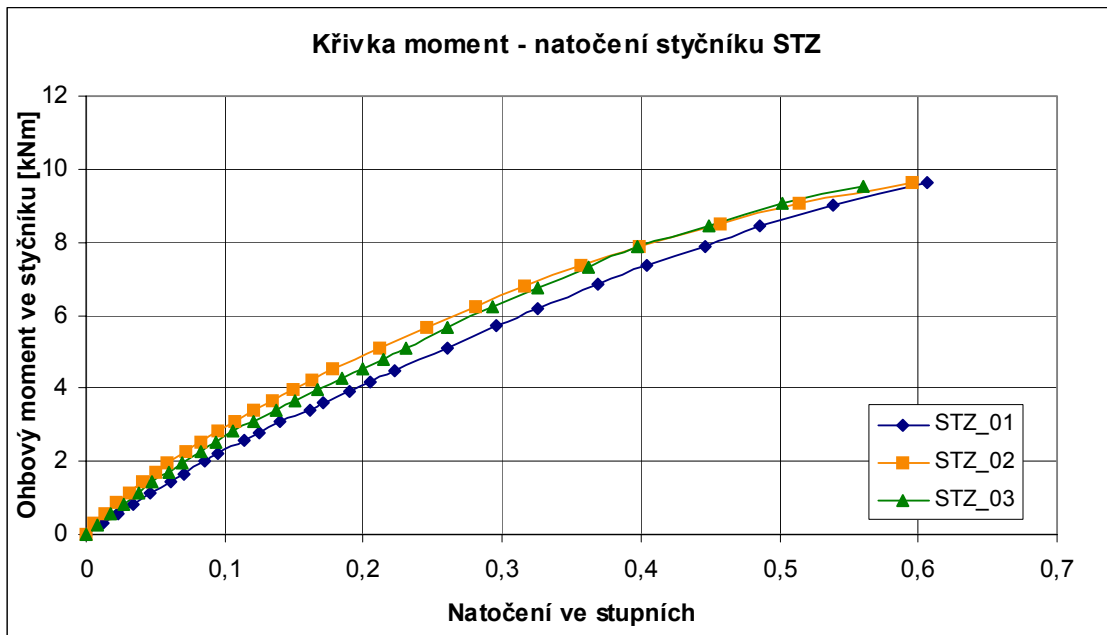
Měřicí snímače I 12 – I 18 byly typu IWT 102 (Hottinger), rozsah měření ± 1 mm, přesnost větší než 0,005 mm.

Měřicí snímače P0, P1 a P2 byly potenciometrické měřiče deformací vyvinuté v laboratořích stavební fakulty ČVUT.

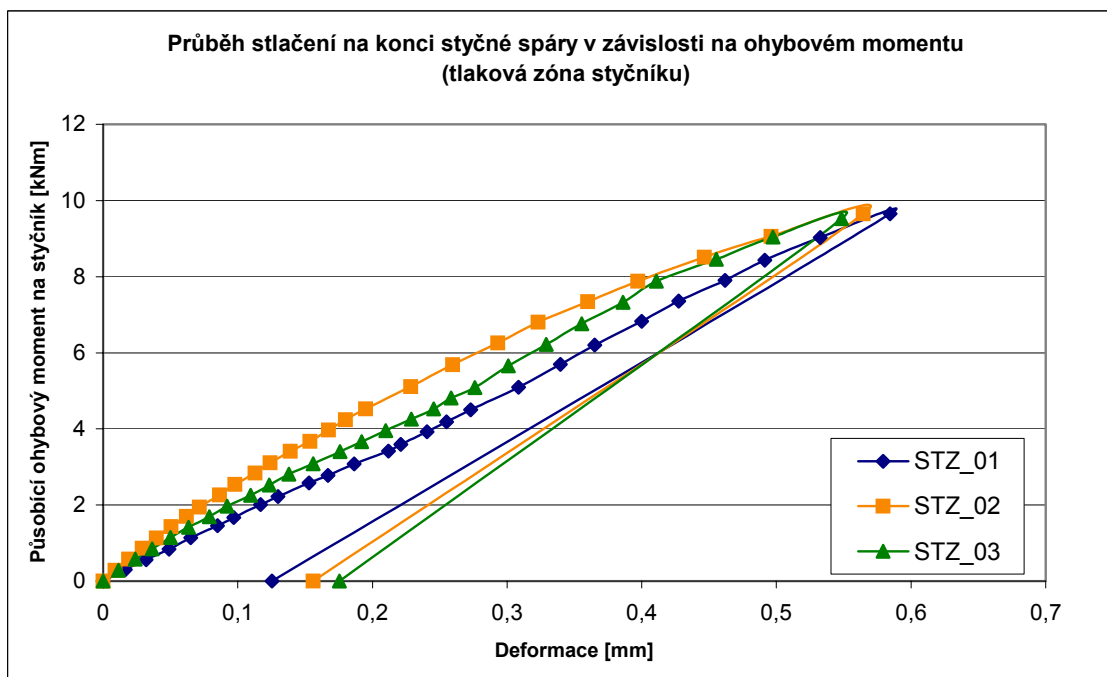
Jednotlivé snímače byly připevněny na ocelové přípravky, které byly pomocí vrutů připevněny do dřeva.

4.5.3 Vyhodnocení provedených experimentů na styčnicku STZ_01 – 03

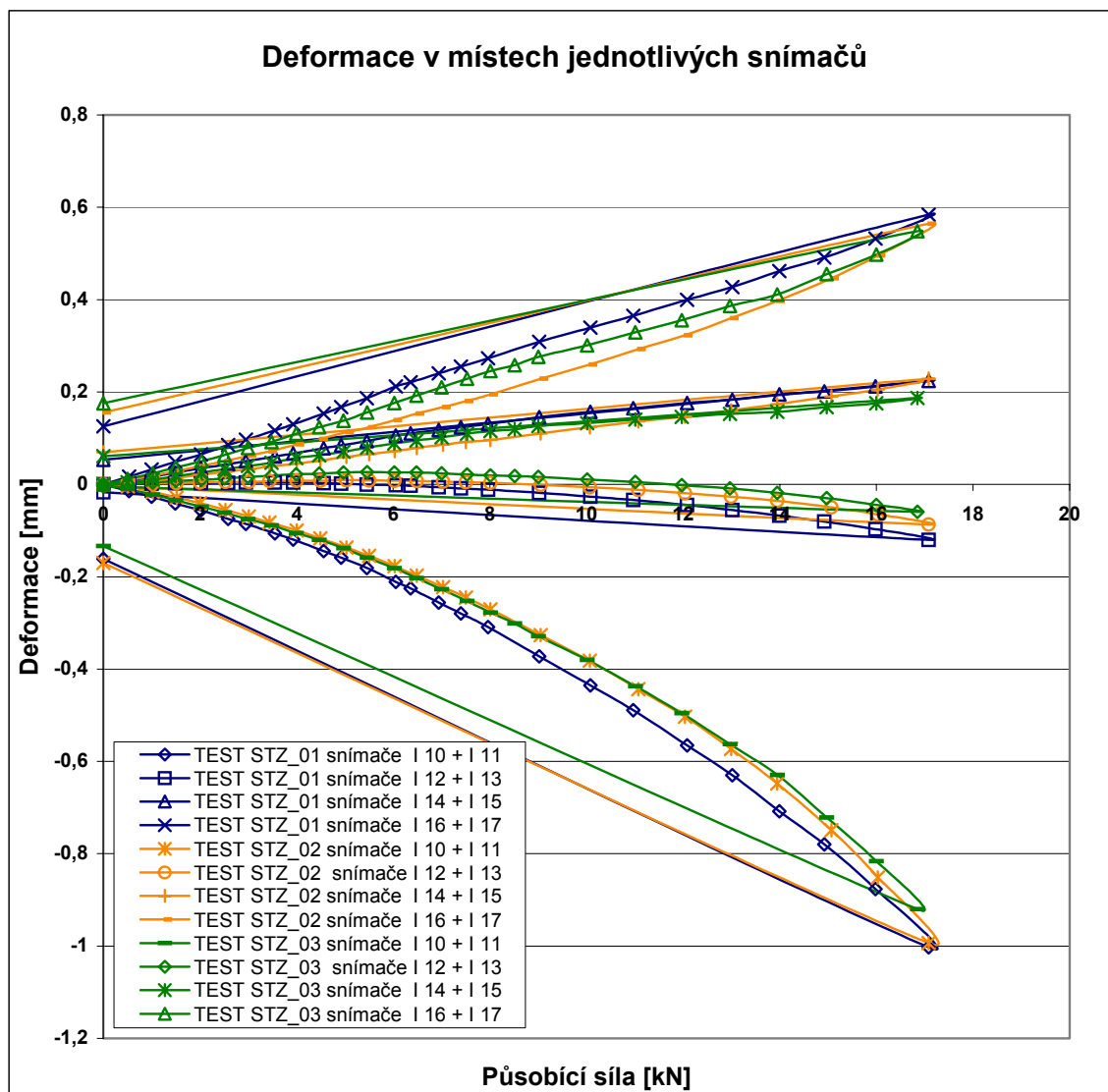
Tuhosti styčnicků nejlépe charakterizuje průběh křivky moment – natočení.



obr. 4.29 Průběh křivky moment – natočení

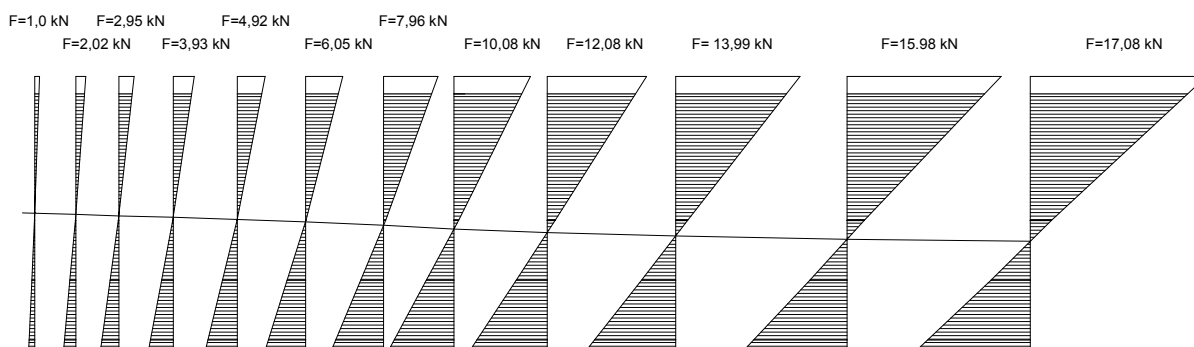
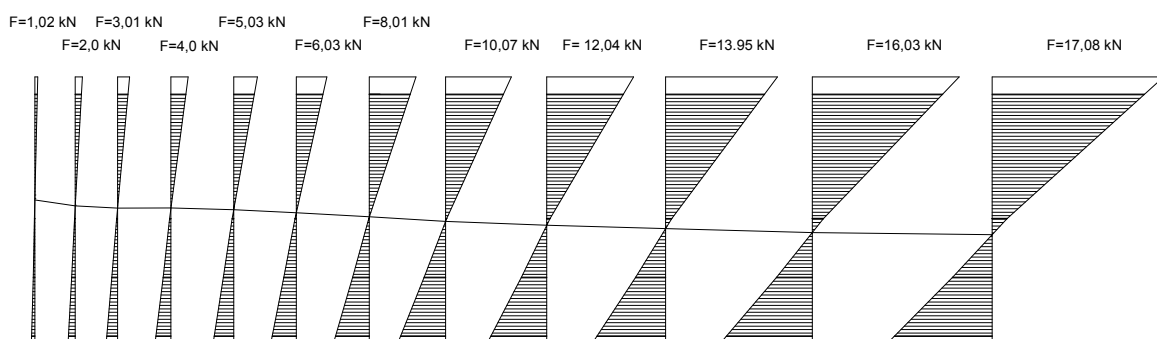
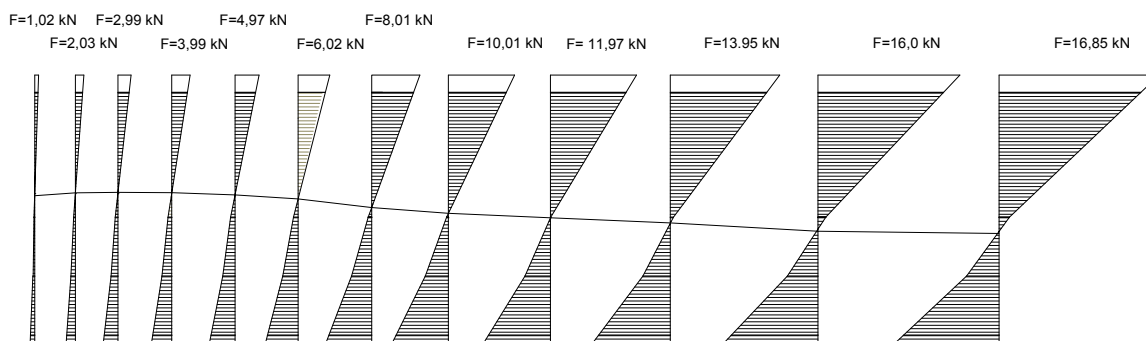


obr. 4.30 Průběh stlačení na konci styčné spáry (snímače I 16, 17) v závislosti na ohybovém momentu



obr. 4.31 Průběhy deformací podél výšky lepené spáry styčnicku STZ_01 – 03. Graf znázorňující průběh deformace jednotlivých měřičů podél výšky styčnickové spáry (pozn. hodnoty horních snímačů jsou v grafu zobrazeny nejnižše)

Vzhledem ke značnému počtu snímačů podél výšky styčné spáry bylo možné detailně vyhodnotit průběh deformací, jejich velikost a polohu neutrální osy během zatěžování. Z obr. 4.32 je vidět, že velikost tlačené zóny se během zatěžování mírně snižovala, jak se posouvala neutrální osa směrem dolů. K plastickým přetvořením téměř nedocházelo, pouze u testu č. 3 je vidět, že průběh deformací po výšce již od počátku vykazoval určité nelinearity. Ty byly ale způsobeny výsušnou trhlinou, která vznikla v průběhu příprav experimentů. Jinak u prvních dvou testů bylo vidět, že průběh deformací po výšce byl až do konce zatěžování téměř lineární.

Působící síla na styèník STZ_01**Působící síla na styèník STZ_02****Působící síla na styèník STZ_03**

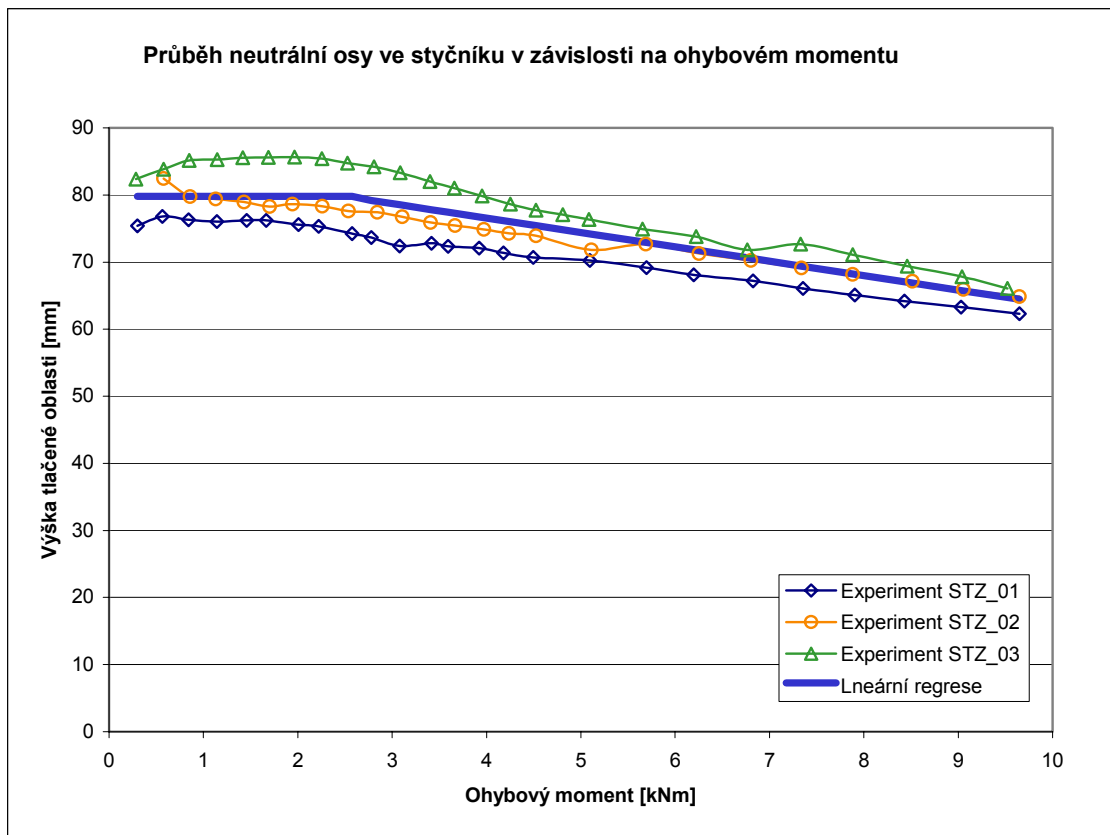
obr. 4.32 Průběhy deformací po výšce lepené spáry styčnicku STZ_01 – 03

Průběh neutrální osy lze zpracovat pomocí regresní analýzy. Nejlépe se jeví nahradit její průběh zpočátku konstantní a potom přímkovou aproximací:

$$z_c = 79,8 \cdot 10^{-3} \quad [\text{m}], \quad \text{pro } M < 2,57 \text{ [kNm]}$$

$$z_c = 85,14 \cdot 10^{-3} - 2,145 \cdot 10^{-6} \cdot M \quad [\text{m}], \quad \text{pro } M \geq 2,57 \text{ [kNm]}$$

kde z_c je výška tlačené oblasti [m],
 M je působící ohybový moment [Nm].



obr. 4.33 Porovnání průběhu neutrální osy z jednotlivých experimentů s aproximovanou hodnotou

Během zatěžování bylo dosaženo maximálního ohybového momentu 9,65 kNm. Při tomto ohybovém momentu byla tahová síla ve dvojici závitových tyčí 103,23 kN. Byly použity závitové tyče M14 s mezí pevnosti f_{ub} 480 MPa. Plocha jedné závitové tyče činí 115 mm². Maximální únosnost obou závitových tyčí činí $2 \times 115 \times 480 = 110\,040$ N. Z tohoto výpočtu je vidět, že závitové tyče nebyly za hranicí deklarované únosnosti.

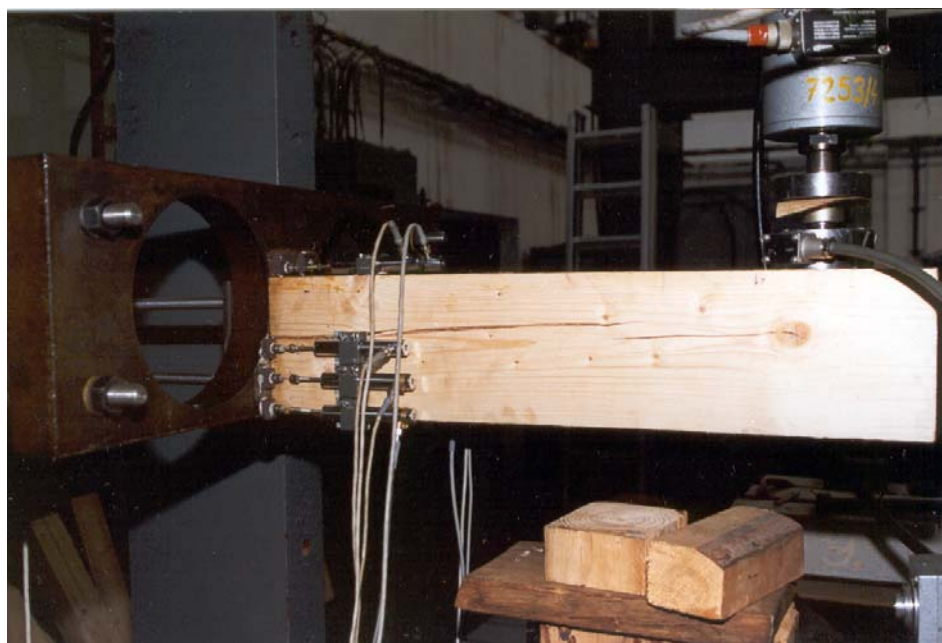
Tlak ve dřevu ve směru vláken při maximálním ohybovém momentu a trojúhelníkovém rozdělení napětí, výšce tlač. oblasti z_c , šířce b byl: $2 \times 103,23 \cdot 10^3 / (64,55 \times 95) = 33,66$ MPa. Z experimentů T1_00, kdy byly zkoušeny dřevěné krychle na tlak vyplynulo, že při napětích cca 25-30 MPa se zkoumané dřevo v tlaku rovnoběžně s vlákny chová stále pružně.

Tahové síly v závitových tyčích v závislosti na ohybovém momentu jsou pro všechny tři experimenty v tab. 4.7.

Kompletní výpis z datových souborů z jednotlivých měření pro styčníky STZ je uveden v příloze P2.

| Výpočet tahové síly v závitové tyči: | | | | | | | | | | | |
|--------------------------------------|----------|------------------------|--|-------------|----------|------------------------|--|-------------|----------|------------------------|--|
| T E S T | Moment M | Rameno vnitřních sil r | Tahová síla ve dvojici závitových tyčí F_{tah} | T E S T | Moment M | Rameno vnitřních sil r | Tahová síla ve dvojici závitových tyčí F_{tah} | T E S T | Moment M | Rameno vnitřních sil r | Tahová síla ve dvojici závitových tyčí F_{tah} |
| | [kNm] | [mm] | [kN] | | [kNm] | [mm] | [kN] | | [kNm] | [mm] | [kN] |
| Test STZ_01 | 0,30 | 87,42 | 3,43 | Test STZ_02 | 0,00 | 87,23 | 0,00 | Test STZ_03 | 0,00 | 87,23 | 0,00 |
| | 0,57 | 87,59 | 6,45 | | 0,29 | 87,41 | 3,30 | | 0,28 | 87,41 | 3,23 |
| | 0,84 | 87,77 | 9,59 | | 0,58 | 87,60 | 6,58 | | 0,58 | 87,60 | 6,58 |
| | 1,14 | 87,97 | 12,97 | | 0,86 | 87,78 | 9,78 | | 0,85 | 87,78 | 9,66 |
| | 1,46 | 88,17 | 16,53 | | 1,13 | 87,96 | 12,85 | | 1,15 | 87,97 | 13,04 |
| | 1,67 | 88,31 | 18,87 | | 1,43 | 88,15 | 16,22 | | 1,42 | 88,15 | 16,09 |
| | 2,01 | 88,53 | 22,66 | | 1,70 | 88,33 | 19,25 | | 1,69 | 88,32 | 19,13 |
| | 2,22 | 88,67 | 25,04 | | 1,94 | 88,49 | 21,96 | | 1,97 | 88,50 | 22,22 |
| | 2,58 | 88,90 | 28,98 | | 2,26 | 88,69 | 25,48 | | 2,25 | 88,69 | 25,42 |
| | 2,78 | 89,03 | 31,22 | | 2,54 | 88,87 | 28,55 | | 2,53 | 88,86 | 28,42 |
| | 3,08 | 89,22 | 34,51 | | 2,84 | 89,07 | 31,91 | | 2,81 | 89,05 | 31,53 |
| | 3,42 | 89,44 | 38,22 | | 3,11 | 89,24 | 34,82 | | 3,08 | 89,23 | 34,57 |
| | 3,59 | 89,56 | 40,12 | | 3,41 | 89,44 | 38,09 | | 3,40 | 89,43 | 38,03 |
| | 3,92 | 89,77 | 43,68 | | 3,67 | 89,60 | 40,92 | | 3,66 | 89,60 | 40,86 |
| | 4,18 | 89,94 | 46,49 | | 3,97 | 89,80 | 44,23 | | 3,96 | 89,79 | 44,05 |
| | 4,50 | 90,14 | 49,89 | | 4,24 | 89,97 | 47,10 | | 4,25 | 89,98 | 47,28 |
| | 5,10 | 90,53 | 56,29 | | 4,53 | 90,16 | 50,20 | | 4,53 | 90,16 | 50,20 |
| | 5,70 | 90,92 | 62,64 | | 5,11 | 90,54 | 56,47 | | 4,81 | 90,34 | 53,22 |
| | 6,20 | 91,25 | 67,93 | | 5,69 | 90,92 | 62,58 | | 5,09 | 90,52 | 56,17 |
| | 6,83 | 91,65 | 74,47 | | 6,25 | 91,28 | 68,52 | | 5,66 | 90,89 | 62,22 |
| 7,36 | 92,00 | 79,96 | 6,80 | 91,64 | 74,23 | 6,22 | 91,26 | 68,16 | | | |
| 7,90 | 92,35 | 85,59 | 7,34 | 91,99 | 79,79 | 6,76 | 91,61 | 73,82 | | | |
| 8,43 | 92,69 | 90,94 | 7,88 | 92,34 | 85,36 | 7,33 | 91,98 | 79,67 | | | |
| 9,03 | 93,08 | 97,00 | 8,51 | 92,75 | 91,80 | 7,88 | 92,34 | 85,36 | | | |
| 9,65 | 93,48 | 103,23 | 9,06 | 93,10 | 97,28 | 8,46 | 92,71 | 91,23 | | | |
| | | | 9,65 | 93,48 | 103,23 | 9,04 | 93,09 | 97,11 | | | |
| | | | | | | 9,52 | 93,40 | 101,93 | | | |

tab. 4.7 Vnitřní síly ve styčnicku a rameno vnitřních sil v závislosti na zatížení



obr. 4.34 Pohled na osazení snímačů u testu STZ_01-03

5 Analytický model styčnicku

Analytické modely jsou založeny na aplikaci základních principů teorie pružnosti a plasticity, tj. rovnováhy, kompatibility a pracovního diagramu jednotlivých materiálů. Pomocí výše uvedených zásad je popsáno chování určujících částí styčnicku pro vyjádření křivky moment – natočení. Analýza je založena na:

- popisu experimentu ve vztahu ke křivce moment – natočení,
- pružné analýze počátečního stavu, výběru rozhodujících prvků a odhadu počáteční tuhosti
- plastické analýze mezní tuhosti (zejména v ocelových konstrukcích)
- porovnání numerických výsledků s existujícími daty
- popisu křivky moment - natočení vhodným matematickým zápisem při znalosti počáteční tuhosti

Analytický model může být vytvořen pouze za účelem definování ohybové únosnosti styčnicku a v takovém případě je možné pro tento model v každé z oblastí působících v tahu a v tlaku vybrat pouze ty části styčnicku, které budou o únosnosti rozhodovat. Takový model je obecně odvozen v kapitole 5.1.2 a pro konkrétní zkoumaný styčnick ST_90 v kapitole 5.1.3.

Dále je možné sestavit model, který zahrnuje vlivy veškerých hlavních součástí na deformace (které se projeví natočením styčnicku při momentovém namáhání) a na tuhost styčnicku. Proto se vytváří model, kdy modelujeme styčnick jako soustavu různě tuhých a poddajných součástí, jež představují chování jednotlivých částí styčnicku. Tato metoda se nazývá metodou komponentů. Lineární, popřípadě nelineární závislosti pro jednotlivé části získáme z experimentů zvlášť provedených pro tyto části, nebo ze zjednodušených analytických modelů těchto částí styčnicku. Použití modelu s komponenty je výhodné pro styčnick s omezeným množstvím geometrických a fyzikálních řídicích parametrů. Metoda má svoje omezení (např. konečným počtem zohledněných částí), ale ve spojení s experimenty a s analytickým vyjádřením dílčích problematických míst může popsat styčnick poměrně přesně.

Metoda komponentů je vhodná zejména pro důkladný rozbor chování styčnicků. Poskytuje řadu praktických výhod, které je možné využít při rozborech chování jednotlivých styčnicků, popřípadě jejich partikulárních částí, které mají ve styčnicku vždy specifickou funkci. Zmíněná „funkce“ je odvozena z pozice komponentu ve styčnicku a tím i z druhu převládajícího namáhání charakteristického právě pro tuto součást styčnicku. Základem metody komponentů je předpoklad, že celý styčnick lze rozložit na řadu „částí“ a u každé z těchto částí popsat její chování, zejména popis deformace δ na síle F . Často se předpokládá nezávislé chování jednotlivých částí (komponentů), lze však také zohlednit určitou interakci mezi jednotlivými částmi, která ovlivňuje jejich chování. V zásadě lze rozlišit tři hlavní typy komponentů styčnicků - části v tahu, v tlaku a ve smyku. V následujících kapitolách jsou navrženy analytické modely pro oba zkoumané styčnick ST_90 a STZ.

5.1 Styčnick ST_90

Podrobný popis styčnicku je v kapitole 4 (experimentální analýza), detail provedeného styku je zobrazen a popsán na obr. 4.15. Pro styčnick bude nejprve sestaven analytický model vhodný pro

stanovení mezní únosnosti zkoumaného styčnicku a dále model s uvážením rozložení na jednotlivé komponenty. Tento model je vhodný pro stanovení počátečního a mezního natočení, tuhosti a průběhu křivky moment - natočení.

5.1.1 Předpoklady pro chování styčnicku v pružném stavu

Celková momentová únosnost styčnicku je daná dvojicí tahových a tlakových sil působících na ramenu r . Poloha neutrální osy dle počátečního předpokladu je v této fázi zatěžování konstantní. V tlačené oblasti je uvažováno trojúhelníkové rozdělení napětí, které vychází ze změřených deformací po výšce styčné spáry (viz obr. 4.20). Tahy jsou ve styčné spáře přenášeny dvojicí závitových tyčí. Tyto tyče jsou na konci styčnicku zakončeny ocelovým roznášecím plechem, který vlivem působícího ohybového momentu na styčnick a vzniklého tahu v závitových tyčích působí na sloup styčnicku tlakem kolmo na vlákna. Délka, na které tlakové napětí působí, je ovlivněna polohou závitových tyčí působících v tahu vzhledem k hornímu okraji styčnicku. Lze říci, že délka na které působí zatížení je rovna $2c$; kde c je vzdálenost osy horních závitových tyčí od horního okraje styčnicku, viz. obr. 5.1. Tato vzdálenost vyhovuje podmínkám rovnováhy v navrhovaném modelu. Rozdělení napětí pod ocelovou roznášecí deskou je uvažováno pro zjednodušení rovnoměrné.

Rozborem jednotlivých částí styčnicku bylo zjištěno, že rozhodujícími částmi pro únosnost jsou tlačené oblasti sloupu kolmo na vlákna dřeva. Únosnosti a tuhosti vlepene závitové tyče, dřeva namáhaného tlakem ve směru vláken či samotných závitových tyčí jsou řádově vyšší, než je tomu u dřeva sloupu namáhaného tlakem kolmo na vlákna.

Pro určení výšky tlačené oblasti a tím i polohy neutrální osy je zapotřebí určit poměr pružných pevností v tlaku kolmo na vlákna $f_{c,90,I}$ a $f_{c,90,II}$, která obecně nemusí být stejná, zejména v případě, kdy jedno z napětí působí na konci zatěžovaného prvku (sloupu) a druhé působí na určité vzdálenosti od konce prvku (viz obr. 5.1). Protože dřevo je vláknitý materiál, při působení napětí kolmo na vlákna na určitou část objemu se na přenosu tohoto napětí podílí i část okolního materiálu. Na konci dřevěného prvku v případě pevnosti $f_{c,90,II}$ se mohou zapojit vlákna pouze z jedné strany a proto pevnost dřeva v tlaku kolmo na vlákna (za předpokladu pružných napětí v konstrukci) v této části styčnicku bude nižší, než pevnost dřeva v tlaku kolmo na vlákna v tlačené oblasti styčnicku. Tato oblast je od konce sloupu více vzdálena a tak se mohou zapojit do přenášení tlakových sil i okolní vlákna z obou stran.

Pro stanovení těchto pevností (napětí) je možné vyjít jednak z dílčích experimentů, při kterých bylo zkoumáno chování dřeva kolmo na vlákna a jednak z dílčích naměřených údajů získaných při experimentech na styčnicích ST_90. Při sledování výšky tlačené oblasti v závislosti na působícím zatížení je možné přibližně určit hodnotu zatížení, při kterém se započala neutrální osa posouvat směrem dolů (tedy začala se zmenšovat tlačená oblast styčnicku). Právě při tomto zatížení se začaly projevovat plastické deformace ve dřevu kolmo na vlákna v tlačené oblasti sloupu styčnicku. Na obr. 4.23 z bilineárního průběhu výšky tlačené oblasti vyplývá, že lze za tuto hodnotu uvažovat zatěžovací sílu F přibližně 2,5 - 3 kN. Výška tlačené oblasti byla určena z měření 65,5 mm. Z trojúhelníkového rozdělení napětí v tlačené zóně plyne, že mezní pružné

$$\text{napětí } f_{c,90,I} = \frac{2F_c}{z_c \cdot b} \cong 4,4 \text{ MPa} .$$

Pro stanovení obdobné hodnoty pro napětí $f_{c,90,II}$ bylo možné částečně vyjít z dílčích testů, při kterých bylo zkoušeno dřevo kolmo na vlákna. Z testů T2_L9K_01 – 03 vyplývá, že plastické deformace se začaly objevovat při napětí cca 3,5 MPa.

Dalším vodítkem pro určení mezního pružného napětí pod ocelovou roznášecí deskou zkoumaného styčnicku jsou provedená měření deformací ve styčné spáře zkoumaných styčnicků, konkrétně se jedná o měření deformací v horní řadě snímačů I 10 – I 11, viz obr. 4.21. Protože tato deformace se skládá ze tří složek, z nichž obě dvě jsou poměrně dobře známé z dílčích testů (vlepená závitová tyč v tahu) či z obecných vztahů pro deformace (volná závitová tyč), je možné opět deformaci, která připadá na zatlačení ocelové roznášecí desky do dřeva sloupu dopočítat. Průběh těchto deformací u všech tří testů je na obr. 4.24. v kapitole 4.4. Z grafu vyplývá, že k plastickým deformacím docházelo cca od tahových sil ve dvojici závitových tyčí $F_t = 16,35 \text{ kN}$. Při kontaktní ploše 5700 mm^2 vychází pro mezní pružné napětí hodnota $f_{c,90,II} = 2,86 \text{ MPa}$.

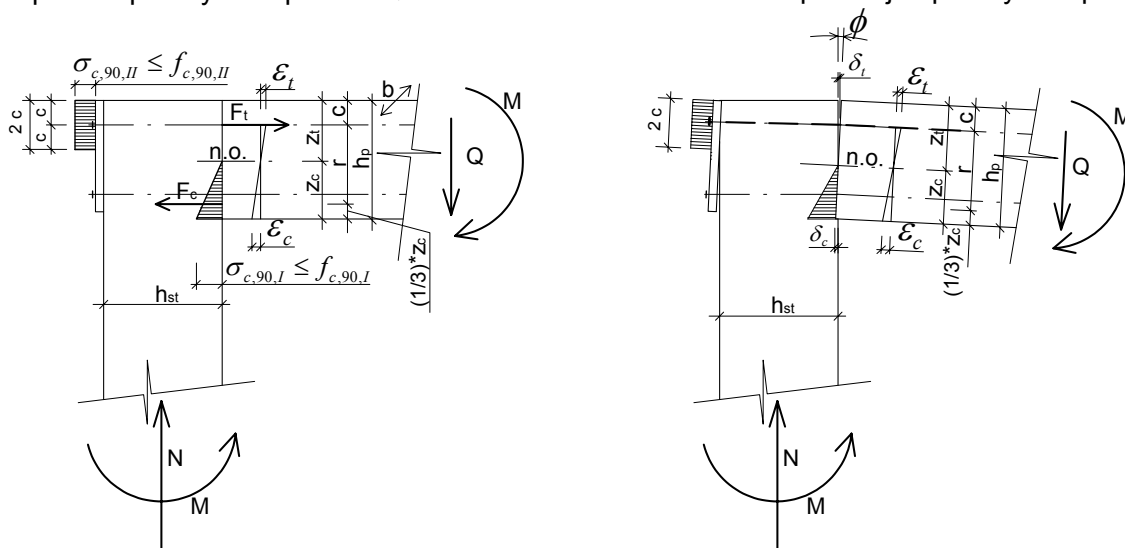
Poměr pevností p v tlaku kolmo na vlákna je možné získat i ze vztahů navržených pro posouzení dřeva v soustředěném tlaku kolmo na vlákna. Například v [32] je používán součinitel $k_{c,90}$, který pevnost dřeva kolmo na vlákna pro různá uspořádání zvyšuje. Pro zatížení působící na kraji nosníku je roven 1 (pevnost nezvyšuje), pro zatížení, které působí na délce 65 mm vzdálené od konce sloupu (nosníku) 80 mm je roven 1,4. Podíl obou hodnot (1/1,4) je roven hodnotě 0,714 a odpovídá zjištěnému poměru pevností u zkoumaných styčnicků. Pro přenos smykových sil je možné přisoudit veškerou posouvající sílu dolní závitové tyči, pro kterou musí platit podmínky namáhání jednostřížného spoje.

5.1.2 Obecný analytický model pro stanovení ohybové únosnosti

Model styčnicku ST_90

- průběh pružných napětí ve dřevu

- deformace odpovídající pružným napětím



obr. 5.1 Detail geometrie styčnicku s vyznačením neutrální osy a ramene vnitřních sil

Rozhodujícími částmi styčnicku jsou v tažené i tlačené oblasti dřeva v tlaku kolmo na vlákna. Pokud bychom uvažovali mezní pružná napětí v tlaku kolmo na vlákna $\sigma_{c,90,I}$ a $\sigma_{c,90,II}$ stejně veliká, je možné vyjádřit vztahy pro velikost tlačené oblasti následujícím postupem:

Z geometrie styčnicku (viz obr. 5.1) můžeme vyjádřit:

$$\varepsilon_t = \frac{(h_p - c) - z_c}{z_c} \varepsilon_c, \quad (5.1)$$

z Hookeova zákona musí dále platit:

$$\sigma_{c,90,I} = E_{90} \cdot \varepsilon_c, \quad (5.2)$$

$$\sigma_{c,90,II} = E_{90} \cdot \varepsilon_t = E_{90} \frac{(h_p - c) - z_c}{z_c} \varepsilon_c. \quad (5.3)$$

Pro trojúhelníkové rozdělení napětí v tlačené oblasti lze zapsat podmínku:

$$F_c = b \cdot \int_0^{z_c} \frac{x \cdot \sigma_{c,90,I} \cdot dx}{z_c} = \frac{b \cdot E_{90} \cdot \varepsilon_c \cdot z_c}{2}. \quad (5.4)$$

Pro rovnoměrné rozložení napětí pod roznášecí deskou ($A_c = 2c \cdot b$) lze dále psát:

$$F_t = \sigma_{c,90,II} \cdot A_c = E_{90} \frac{(h_p - c) - z_c}{z_c} \varepsilon_c \cdot A_c. \quad (5.5)$$

Musí platit rovnováha: $F_t = F_c$, pak můžeme psát vztah pro vyjádření výšky tlačené oblasti z_c :

$$E_{90} \frac{(h_p - c) - z_c}{z_c} \varepsilon_c \cdot A_c = \frac{b \cdot E_{90} \cdot \varepsilon_c \cdot z_c}{2}, \quad (5.6)$$

po úpravách:

$$z_c = -\frac{A_c}{b} + \sqrt{\frac{A_c^2}{b^2} + \frac{2 \cdot (h_p - c) \cdot A_c}{b}}. \quad (5.7)$$

Plocha A_c je oblast, která je namáhána tlakem, který vyvozuje ocelová roznášecí podložka, spojená se závitovými tyčemi v tažené oblasti styčnicku. Hodnota b je šířka sloupu i příčle styčnicku (předpokládá se, že obě části budou stejně široké). Výraz A_c/b je vlastně výška tlačené oblasti pod ocelovou roznášecí deskou. Vztah [5.7] můžeme dle obr. 5.1 zapsat za pomoci vzdálenosti c (což je vzdálenost osy závitové tyče od horního konce sloupu):

$$z_c = -2c + \sqrt{4c^2 + 2 \cdot (h_p - c) \cdot 2c}. \quad (5.8)$$

5.1.3 Stanovení výšky tlačené oblasti pro experimentálně odzkoušený styčník ST_90

Podle obr. 4.23 je z provedených experimentů zřejmé, že poloha neutrální osy má zpočátku tendenci neměnit polohu vzhledem k ose styčnicku, ale po dosažení plastických deformací v jednotlivých částech styčnicku se její poloha v závislosti na působícím momentu začne měnit. Pro zkoumaný model styčnicku dle obr. 5.1 v pružném stavu lze zapsat obdobnou podmínku pro výšku tlačené oblasti ve styčné spáře, kde ocelová roznášecí deska a šířka sloupu i příčle mají shodný rozměr „ b “ (ostatní veličiny jsou označeny rovněž na obr. 5.1):

$$\frac{b \cdot z_c^2 \cdot f_{c,90,I}}{2} = 2c \cdot b \cdot f_{c,90,II} \cdot (h_p - c - z_c). \quad (5.9)$$

Jak vyplývá z předpokladů o chování styčnicku v pružném stavu, lze pro výšku tlačené oblasti ve styčné spáře 65,5 mm odhadnout přibližně napětí, odpovídající pevnostem dřeva v tlaku kolmo na vlákna v pružném stavu $\sigma_{c,90,I} = f_{c,90,I} = 4,4$ MPa a $\sigma_{c,90,II} = f_{c,90,II} = 2,9$ MPa.

Vztah [5.9]. lze potom zapsat následovně:

$$\frac{b \cdot z_c^2 \cdot 4,4}{2} = 2 \cdot c \cdot b \cdot 2,9 \cdot (h_p - c - z_c). \quad (5.10)$$

Jeden z kořenů kvadratické rovnice vychází záporný, lze tedy zapsat pro výšku tlačené oblasti:

$$z_c = \frac{-5,8 c \cdot b + \sqrt{5,8^2 \cdot c^2 \cdot b^2 + 51,04 c \cdot b^2 \cdot (h_p - c)}}{4,4b} \quad (5.11)$$

Po úpravě lze psát:

$$z_c = -1,32c + \sqrt{1,74c^2 + 2,64 \cdot c \cdot (h_p - c)}. \quad (5.12)$$

Při vnášení tlaku kolmo na vlákna dřeva nepůsobí tlakové napětí pouze pod plochou, která je v přímém kontaktu se dřevem sloupu, ale působí i určitá okolní část objemu (zejména ve směru vláken, tedy po délce sloupu), která se rovněž zapojí do přenášení tlakového napětí kolmo na vlákna. Tento jev do určité míry platí i pro zatěžování dřeva ve směru vláken. Proto například tahová síla vzniklá v závitových tyčích styčnicku, není výslednicí působení pružných napětí, které bychom získali stlačováním hranolu „vyjmutého z objemu sloupu“ o ploše A_c , ale je potřeba započítat i určitou okolní část objemu dřeva namáhaného v tlaku kolmo na vlákna. Můžeme postupovat tak, že vynásobíme plochu A_c součinitelem p , kterým tento jev zohledníme a poté obdržíme upravený vztah [5.13]:

$$z_c = p \cdot (-2c) + \sqrt{p^2 \cdot 4c^2 + p \cdot 4c \cdot (h_p - c)}. \quad (5.13)$$

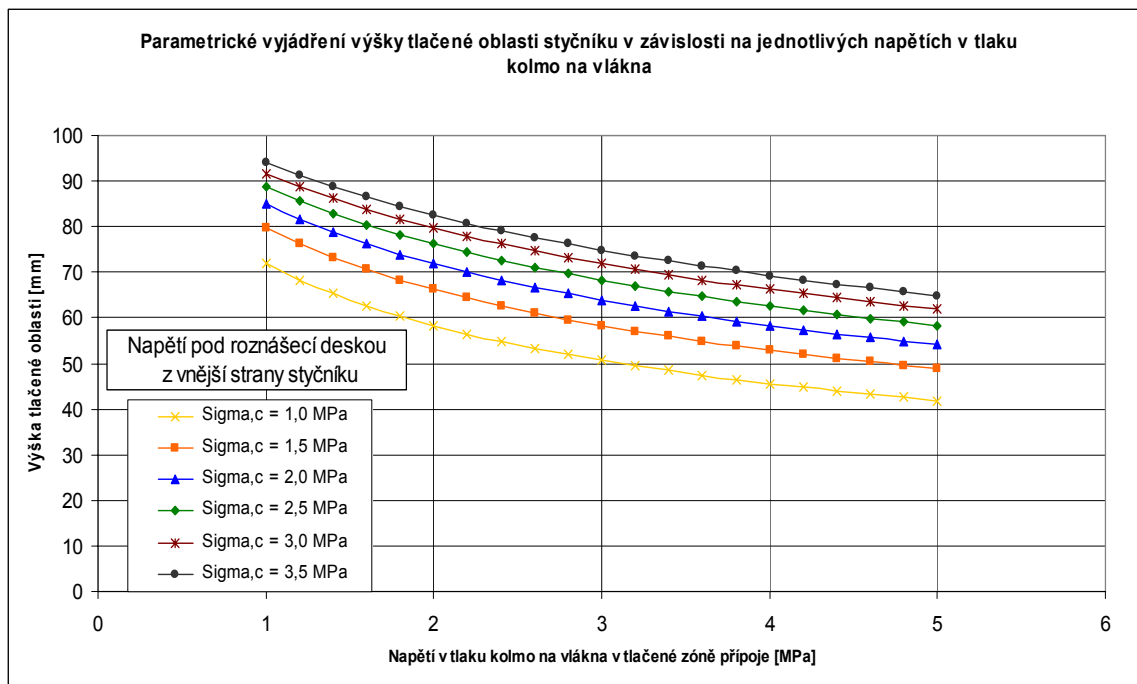
Porovnáním rovnic, které jsou sestaveny pro zatěžovaný styčnick (viz [5.12]) je vidět, že součinitel „ p “ odpovídá stanovenému poměru pevností: $p = \frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}}$. Koeficient p je tedy

možné definovat jako poměr pevností dřeva v tlaku kolmo na vlákna – pevnost dřeva pod ocelovou roznášecí podložku a pevnosti dřeva v místě tlakového napětí od působení dřevěné příčle. Hodnoty $f_{c,90,I}$ a $f_{c,90,II}$ jsou stanovené pevnosti kolmo na vlákna v jednotlivých oblastech styčnicku, viz obr. 5.1.

Pro zkoumaný styčnick ($c = 30$ mm a $h_p = 145$ mm) vychází velikost tlačené oblasti pro poměr napětí $\sigma_{c,90,II} / \sigma_{c,90,I} = 1 \rightarrow z_c = 42,46$ mm. Ale například pro napětí $\sigma_{c,90,II} = 2,9$ MPa,

$\sigma_{c,90,I} = 4,4 \text{ MPa}$ vyjde $p = 0,73$ a dostáváme výraz pro stanovení výšky tlačené oblasti, který je shodný s výrazem [5.12], který byl odvozen pro různá napětí $\sigma_{c,90,I}$ a $\sigma_{c,90,II}$. Výška tlačené oblasti závisí pouze na poměru pevností $f_{c,90,I}$ a $f_{c,90,II}$ a dále na výšce rámové příčle a poloze tažených závitových tyčí.

Představu o vlivu poměru pevností kolmo na vlákna $f_{c,90,I}$ a $f_{c,90,II}$ na výšku tlačené oblasti může poskytnout i parametrická studie provedená pro různé kombinace obou napětí vypočtená pro zkoušený styčník ST_90, viz obr. 5.2.



obr. 5.2 Parametrická studie výšky tlačené oblasti v závislosti na napětích v tlaku kolmo na vlákna

Ohybovou (momentovou) únosnost styčníku je možné vyjádřit:

$$M_u = M_t + M_c, \quad (5.14)$$

kde M_t a M_c jsou momenty, které vyvozují výslednice tahových resp. tlakových sil vzhledem k neutrálné ose.

Vyjádříme-li

$$M_t = F_t \cdot (z_t - c) = A_c \cdot f_{c,90,II} \cdot (z_t - c), \quad (5.15)$$

$$\sigma_x = y \cdot \frac{f_{c,90,I}}{z_c}, \quad (5.16)$$

$$M_c = b \cdot \int_0^{z_c} \sigma_x \cdot y \, dy, \quad (5.17)$$

$$M_c = b \cdot \int_0^{z_c} \frac{f_{c,90,I}}{z_c} \cdot y^2 \, dy = b \cdot \frac{f_{c,90,I}}{z_c} \cdot \left[\frac{y^3}{3} \right]_0^{z_c} = \frac{b}{3} \cdot f_{c,90,I} \cdot z_c^2, \quad (5.18)$$

dostaneme pro moment únosnosti styčnicku:

$$M_u = A_c \cdot f_{c,90,II} \cdot (z_t - c) + \frac{b}{3} \cdot f_{c,90,I} \cdot z_c^2, \quad (5.19)$$

po úpravách:

$$M_u = A_c \cdot f_{c,90,II} \cdot \left[h_p - z_c - c + \frac{1}{6} \cdot \frac{f_{c,90,I}}{f_{c,90,II}} \cdot \frac{z_c^2}{c} \right]. \quad (5.20)$$

Vztah pro natočení styčnicku je odvozen z předpokladu, že:

$$f_{c,90,II} = \sigma_{c,90,II} = E_{90} \cdot \frac{\delta_t}{h_{eq}}. \quad (5.21)$$

Ekvivalentní hloubka h_{eq} vychází z představy, že při zatěžování určité části dřeva kolmo na vlákna dochází k deformacím pouze na určitém objemu a do určité hloubky materiálu. Jestliže budeme předpokládat lineární stlačení v závislosti na napětí, potom toto stlačení je právě do hloubky h_{eq} .

Pomocí deformace δ_t lze vyjádřit natočení:

$$\operatorname{tg} \phi = \frac{\delta_t}{h_p - z_c - c}, \quad (5.22)$$

pro malé úhly platí, že $\operatorname{tg} \phi \cong \phi$,

$$\frac{M_u}{\phi} = \frac{A_c \cdot E_{90}}{h_{eq}} \cdot (h_p - z_c - c) \cdot \left[h_p - z_c - c + \frac{1}{6} \cdot \frac{f_{c,90,I}}{f_{c,90,II}} \cdot \frac{z_c^2}{c} \right], \quad (5.23)$$

po dosazení za moment M z rovnice [5.20] vyjde vztah pro počáteční natočení :

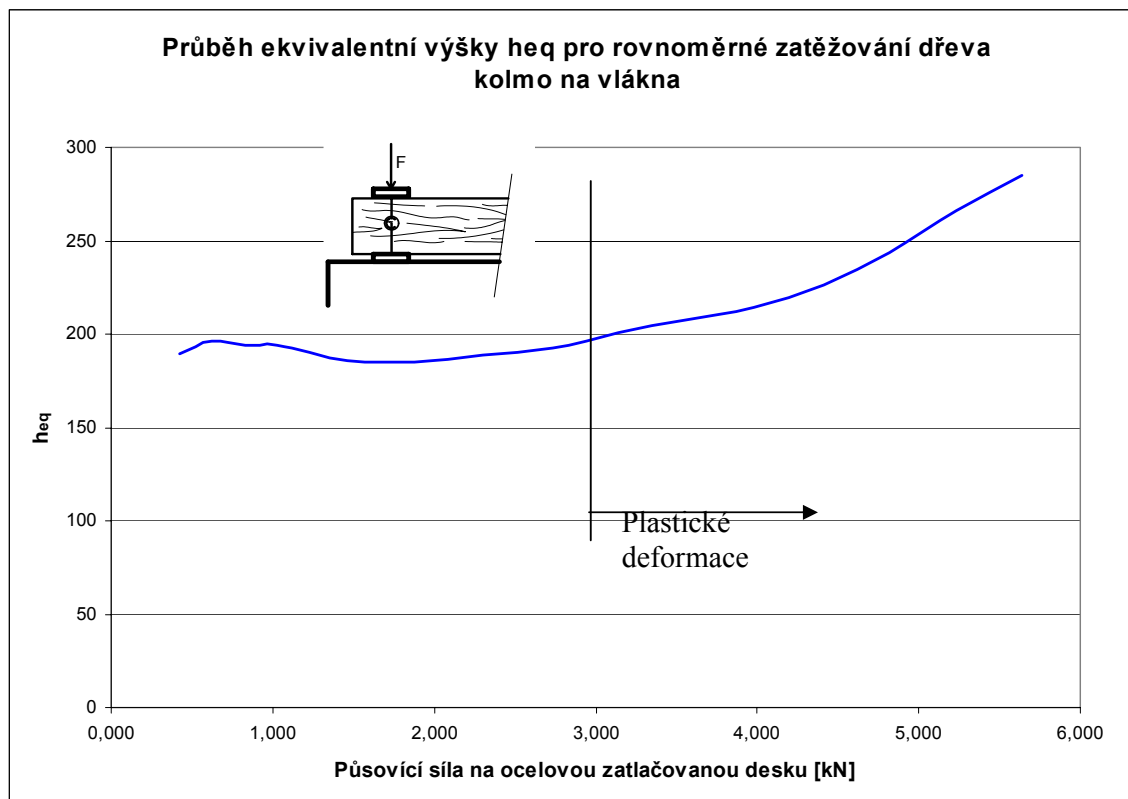
$$\phi = \frac{f_{c,90,II} \cdot h_{eq}}{A_c \cdot E_{90} \cdot (h_p - z_c - c)}. \quad (5.24)$$

Pro zatlačování ocelové desky do dřeva navrhuji $h_{eq} = 1,5L$, kde L je délka ve směru vláken dřeva, na které je namáháno dřevo rovnoměrným napětím v tlaku kolmo na vlákna. Pro styčnick ST_90, viz obr. 5.1, je $L = 2c$. Délka $h_{eq} = 1,5L$ vychází z provedených experimentů TL_90, při kterých byla h_{eq} experimentálně stanovena pro ocelovou desku zatlačovanou do dřeva kolmo na

vlákna jako $h_{eq} = 2,0L$. Deska v dílčím experimentu byla vzdálena 84 mm od konce zatěžovaného nosníku. Roznášecí ocelová deska u zkoumaného styčnicku byla osazena až k okraji dřevěného sloupu, proto je třeba tuto hodnotu, která vyjadřuje vliv zapojení okolních vláken do přenášení napětí snížit dle předchozího návrhu.

Pro stanovení únosnosti styčnicku je třeba ověřit, že únosnost volné závitové tyče v tahu je větší než vypočtená maximální tahová síla: $n \cdot F_v \geq F_t = f_{c,90,II} \cdot A_c$, kde „ n “ je počet závitových tyčí v tažené oblasti styčnicku. Rovněž pro vlepenu závitovou tyč musí platit, že $n \cdot R_{ax,Rk} \geq F_t$, kde „ n “ je počet vlepěných závitových tyčí v tažené oblasti, a $R_{ax,Rk}$ je menší z únosnosti jedné popřípadě skupiny vlepěných závitových tyčí a únosnosti dřevěného prvku ($F_{ax,Rk} = f_{t,0} \cdot A_{ef}$).

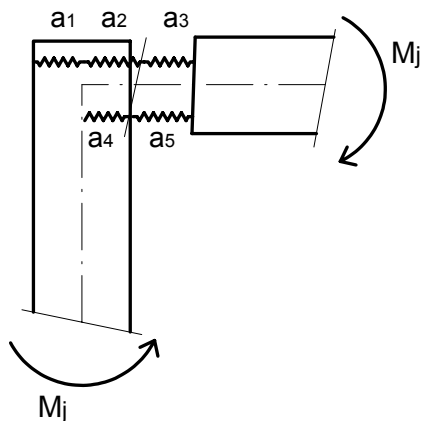
Pro předchozí odvození natočení ve styčnicku platí, že skutečné natočení by mělo být ještě o něco větší, než je natočení vypočtené pomocí [5.24]. Je to způsobeno tím, že velikost natočení byla odvozena z analytického modelu styčnicku vytvořeného především pro stanovení únosnosti, to znamená že byly uvažovány v tažené i tlačené zóně pouze části styčnicku, které mají rozhodující vliv na únosnost styčnicku. Obecně je třeba do deformace v tažené zóně styčnicku započítat ještě vliv protažení volné závitové tyče, vytažení vlepěné části závitové tyče ze dřeva příčně a v tlačené zóně stlačení dřeva rámové příčně ve směru vláken. Všechny tyto vyjmenované nepřesnosti však mají pro daný model styčnicku poměrně malý vliv na vypočtené hodnoty natočení ve styčnicku a budou dále rozpracovány v zpřesněném modelu.



obr. 5.3 Průběh ekvivalentní výšky h_{eq} v závislosti na zatížení

5.1.4 Model uvažující veškeré tuhosti pro vztah moment – natočení (metoda komponentů)

Zkoumaný styčník ST₉₀ lze **rozdělit** na soustavu komponentů, které působí v tažené zóně a v zóně tlačené, viz obr. 5.4.



Popis jednotlivých komponentů:

- a₁... dřevo pod ocelovou podložkou v tlaku kolmo na vlákna
- a₂... volná ocelová závitová tyč v tahu
- a₃... vlepená ocelová závitová tyč pomocí epoxidu ve dřevu v tahu
- a₄... dřevo v tlaku kolmo na vlákna
- a₅... dřevo v tlaku rovnoběžně s vlákny

obr. 5.4 Model styčníku ST₉₀ rozložený na komponenty

5.1.5 Složení definovaných komponentů

Pro stanovení tuhosti, natočení a únosnosti styčníku je nutné předem definované komponenty (hlavní části styčníku) opět složit při zachování geometrických okrajových podmínek.

Pro únosnost komponentů v horní resp. dolní řadě platí:

$$F_{h,u} = \min (F_{a1,u}, F_{a2,u}, F_{a3,u}), \quad F_{d,u} = \min (F_{a4,u}, F_{a5,u}), \quad (5.25)$$

$$M_u = \min (F_{h,u}; F_{d,u}) \cdot r. \quad (5.26)$$

Pro tuhosti komponentů v horní resp. dolní řadě platí:

$$\frac{1}{K_h} = \frac{1}{K_{a1}} + \frac{1}{K_{a2}} + \frac{1}{K_{a3}}, \quad \frac{1}{K_d} = \frac{1}{K_{a4}} + \frac{1}{K_{a5}}. \quad (5.27)$$

Natočení ve styčníku lze zapsat:

$$\phi_{ST,90} = \frac{\sum_{i=1}^5 |\delta_{ai}|}{r} = \frac{\sum_{i=1}^5 |\delta_{ai}|}{\left(h_p - c - \frac{1}{3} z_c \right)}. \quad (5.28)$$

Počáteční pružnou tuhost lze vyjádřit:

$$S_{ST,90,ini} = \frac{M}{\phi_{ST,90}} = \frac{F_t \cdot \left(h_p - c - \frac{1}{3}z_c\right)}{\sum_{i=1}^5 |\delta_{ai}|} = \frac{\left(h_p - c - \frac{1}{3}z_c\right)^2}{\sum_{i=1}^5 |\delta_{ai}|} = \frac{\left(h_p - c - \frac{1}{3}z_c\right)^2}{\sum_{i=1}^5 \frac{1}{K_i}}. \quad (5.29)$$

Pro deformace komponentů v horní resp. dolní řadě platí (h_p a c viz obr 5.1):

$$\delta_h = \delta_{a1} + \delta_{a2} + \delta_{a3}, \quad \delta_d = \delta_{a4} + \delta_{a5}, \quad (5.30)$$

kde $F_{ai,u}, (i=1,2,..5)$ je únosnost jednotlivých komponentů a_1, a_2, \dots, a_5 [N],
 $K_{ai}, (i=1,2,..5)$ je tuhost jednotlivých komponentů a_1, a_2, \dots, a_5 [N/m],
 r je rameno vnitřních sil [m],
 $\delta_{ai}, (i=1,2,..5)$ je deformace jednotlivých komponentů a_1, a_2, \dots, a_5 [m],
 $\phi_{ST,9}$ je natočení ve styčnku [rad],
 $S_{ST,90,ini}$ je počáteční pružná tuhost přípoje styčnku [Nm],
 δ je tažnost (deformovatelnost) styčnku [m],
 M_u je ohybová únosnost styčnku [Nm].

5.1.6 Stanovení tuhostí jednotlivých komponentů styčnku v pružném stavu

5.1.6.1 Dřevo pod ocelovou podložkou v tlaku kolmo na vlákna - komponent a_1

Pro daný komponent jsou k dispozici experimentální data, díky kterým je možné ověřit chování navrhovaného komponentu při popisu deformace δ_{a1} a stanovení tuhosti K_{a1} .

Při testech ST_90 bylo měřeno zatlačení ocelové desky v ose horních závitových tyčí do sloupu styčnku. Toto stlačení je rovno deformaci δ_{a1} . Dále byly měřeny deformace podél styčné spáry sloupu a příčle. Z těchto hodnot lze poměrně přesně stanovit hodnotu zatlačení ocelové roznášecí desky do dřeva sloupu. Počáteční pružnou tuhost komponentu můžeme vyjádřit koeficientem

$$K_{a1} = \frac{F_{a1}}{\delta_{a1}},$$

kde $F_{a1} = F_t$ je síla, E Youngův modul pružnosti a δ_{a1} je deformace komponentu při působení síly F_{a1} . Hodnotu „ δ “ je možné vyjádřit v závislosti na zatěžovací síle „ F “ např. bilineární závislostí jejíž průběh je vidět na obrázku 5.5.

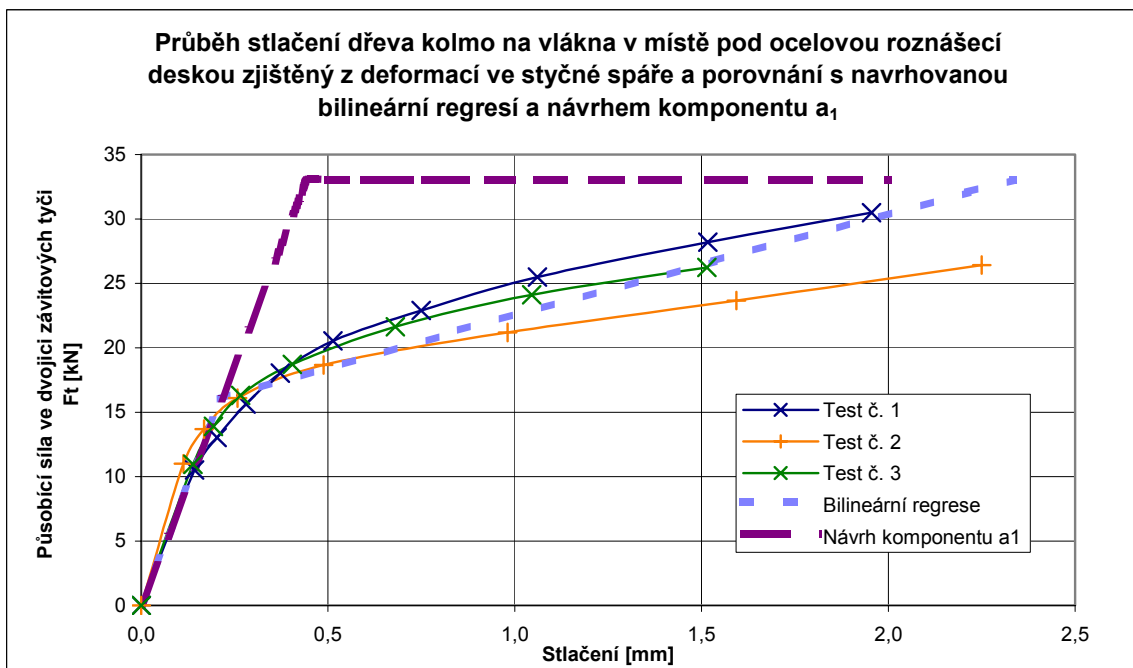
Pro pružnou oblast působení lze psát obecný vztah pro daný komponent, který vyplývá z Hookeova zákona. Pokud budeme definovat ekvivalentní výšku h_{eq} v závislosti na zatěžované délce podél vláken (pro tento komponent navrhuji hodnotu $h_{eq} = 1,5z_c$), můžeme pak zapsat vztah pro deformaci komponentu v závislosti na působící síle F :

$$\delta_{a1} = \frac{F_t \cdot h_{eq}}{E_{90} \cdot A_c} = \frac{1,5 \cdot 2c \cdot F_t}{E_{90} \cdot b \cdot 2c} = \frac{1,5 \cdot F_t}{E_{90} \cdot b} \quad (5.31)$$

a dále vztah pro tuhost:

$$K_{a1} = \frac{E_{90} \cdot b}{1,5}. \quad (5.32)$$

Při odvození komponentu a_1 z provedených experimentů je možné vyjít ze skutečného průběhu pracovního diagramu, viz experimentální část, obr. 4.24.



obr. 5.5 Pracovní diagram zatlačení ocelové desky do dřeva sloupu kolmo na vlákna (únosnost navrhovaného komponentu je stanovena pro charakteristické hodnoty pevnosti dřeva v tlaku kolmo na vlákna)

Únosnost komponentu daná charakteristickou pevností dřeva $5,8 \text{ MPa}$ a plochou ($A_c = 2c \cdot b = 2 \cdot 30 \cdot 95 \cdot 5,8 \cdot 10^{-3} = 33,06 \text{ MPa}$) je poněkud nadhodnocena, i když se jedná o hodnotu charakteristickou. Pro získání popisu chování komponentu v plastické oblasti je možné nahradit pracovní diagram zatlačení ocelové desky do dřeva pomocí bilineární regresí. Pro aproximované hodnoty lze psát:

$$\delta_{a1} = 0,013 \cdot 10^{-6} \cdot F_t \quad [m] \quad \text{pro} \quad 0 \leq F_t \leq 16,35 \text{ kN}, \quad (5.33)$$

$$\delta_{a1} = (-1,86 \cdot 10^{-3}) + 0,127 \cdot 10^{-6} \cdot F_t \quad [m] \quad \text{pro} \quad F_t > 16,35 \text{ kN}, \quad (5.34)$$

F_t se dosazuje v [N].

Pro výpočet pomocí navrhovaného vztahu [5.31, 5.32] komponentu a_1 je nutné určit modul pružnosti E_{90} . Pro daný experiment je vhodné použít hodnotu $E_{90,R}$, což je hodnota modulu pružnosti pro radiální směr, jež odpovídá uspořádání letokruhů průřezu dřeva sloupu. Jinak pro

výpočet rostlého dřeva, jehož uspořádání letokruhů nemůžeme zkontrolovat, je vhodné použít bezpečnou (nižší) hodnotu $E_{90,T}$. Obě hodnoty se určí pomocí poměrů příslušných Poissonových součinitelů z hodnot modulu pružnosti podél vláken $E_0 (=E_{0,L})$, viz kapitola 3.1.4 Ortotropní elasticita. Modul pružnosti ve směru vláken E_0 lze jednoduše stanovit několika různými způsoby [36]. Číselné vyjádření deformace pro komponent a_1 :

$$\delta_{a_1} = \frac{1,5 \cdot F_t}{E_{90} \cdot b} = \frac{1,5 \cdot F_t}{1180 \cdot 10^6 \cdot 95 \cdot 10^{-3}} = 13,38 \cdot 10^{-9} F_t \quad [m], \quad (5.35)$$

$$kde \quad E_{90,R} = E_{0,L} \cdot \frac{\nu_{RL}}{\nu_{LR}} = 17\,370 \cdot \frac{0,021}{0,31} \cong 1180 \text{ MPa}. \quad (5.36)$$

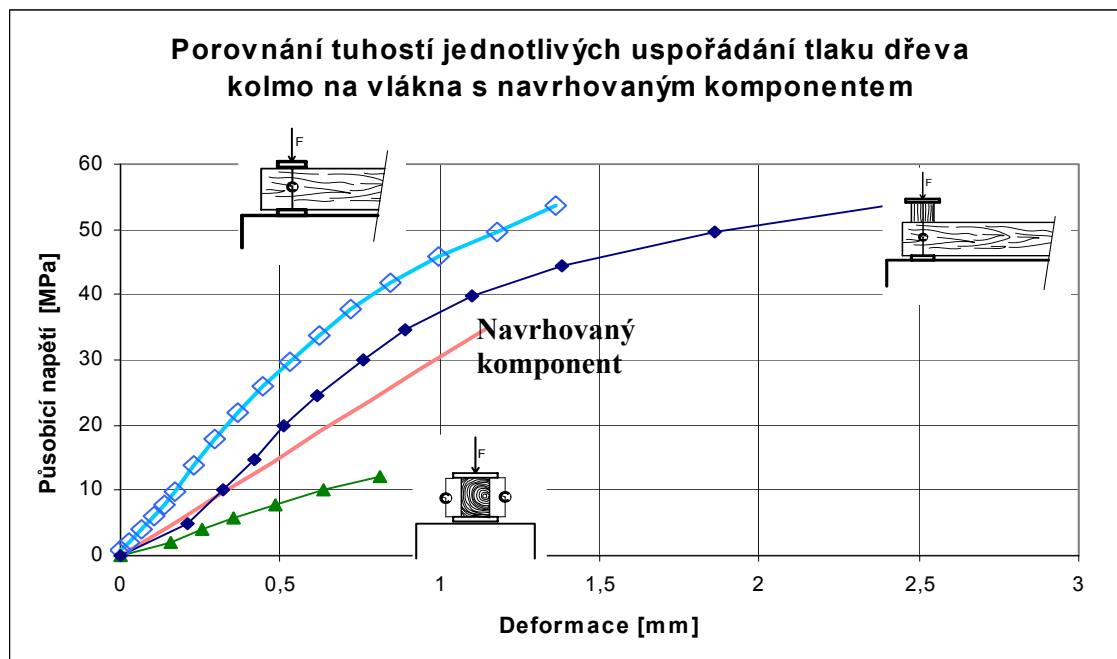
Navrhovaná hodnota pro daný komponent je ještě porovnána s experimenty upořádanými dle schémat na obr. 5.6. Z průběhů je vidět, že navržená hodnota pro komponent a_1 se pohybuje mezi krajními hodnotami pro deformace.

Počáteční tuhost pro komponent a_1 :

$$K_{a_1} = \frac{E_{90} \cdot b}{1,5} = 74,73 \cdot 10^6 [N/m]. \quad (5.37)$$

Maximální únosnost komponentu F_{t,a_1} se stanoví z podmínky:

$$F_t \leq 2 \cdot c \cdot b \cdot f_{c,90,II} \quad (5.38)$$



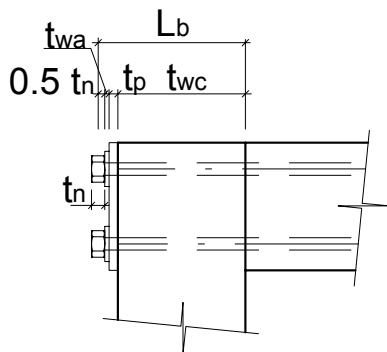
obr. 5.6 Porovnání pracovního diagramu dřeva kolmo na vlákna s návrhem komponentu a_1

Porovnání pracovních diagramů dílčích experimentů s návrhem pro komponent a_1

5.1.6.2 Volná ocelová závitová tyč v tahu - komponent a₂

Jedná se o dva šrouby M14 v tahu. Volná délka závitové tyče L_b se vypočte:

$L_b = 0,5 t_n + t_{wa} + t_p + t_{wc}$, (t_{wc} je výška sloupu styčnicku, t_p je tloušťka roznášecího plechu, t_{wa} je tloušťka podložky a t_n je výška matky). Označení jednotlivých veličin je na obr. 5.7, $t_{wc} = h_{st}$.



$$L_b = 0,5 \cdot 14 + 2,5 + 10 + 145,$$

$$L_b = 164,5 \text{ mm.}$$

obr. 5.7 Volná závitová tyč v tahu

Pro volnou ocelovou tyč v tahu lze napsat obecné vyjádření pro deformaci δ_{a2} a tuhost K_{a2} :

$$\delta_{a2} = \frac{F_t \cdot L_b}{2 \cdot E_s \cdot A_s} = \frac{F_t \cdot 164,5 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 210\,000 \cdot 10^6 \cdot 115 \cdot 10^{-6}} = 3,405 \cdot 10^{-9} \cdot F_t \text{ [m]}. \quad (5.39)$$

Počáteční tuhost K_{a2} :

$$K_{a2} = \frac{F_t}{\delta_2} = 293,7 \cdot 10^6 \text{ [N/m]}, \quad (5.40)$$

E_s je modul pružnosti tyče a A_s je průřezová plocha závitové tyče.

Maximální únosnost komponentu $F_{t,a2,max}$ se stanoví z podmínky:

$$F_t \leq n \cdot A_s \cdot f_y. \quad (5.41)$$

5.1.6.3 Vlepená ocelová závitová tyč pomocí epoxidu ve dřevu v tahu - komponent a₃

Pro stanovení deformací a tuhosti vlepené ocelové tyče v tahu je výhodné stanovit tzv. ekvivalentní délku šroubu L_{eff} , což je délka volného, nezalepeného šroubu, která se bude deformovat stejně, jako šroub se skutečnou délkou vlepení L_b .

V [37] je definován tzv. okamžitý modul prokluzu tyče K_{ser} [N/mm], (jedná se o empirický vztah odvozený pro tuhost) který se má uvažovat takto:

$$K_{ser} = 0,01 \cdot d \cdot \rho_k^{1,5}, \quad (5.42)$$

kde d je vnější průměr ocelové tyče [mm],

ρ_k je charakteristická hustota dřeva v kg/m^3 .

Pro dvě závitové tyče M14 a dřevo o hustotě 384 kg/m^3 je $K_{ser} = 2 \cdot 1053 = 2106 \text{ [N/mm]} = 2,106 \cdot 10^6 \text{ [N/m]}$. Deformaci δ_{a3} pro dvě tyče lze vyjádřit pomocí vztahu

$$\delta_{a3} = \frac{1}{K_{ser}} \cdot F_t = 474,83 \cdot 10^{-9} F_t \text{ [m]}. \quad (5.43)$$

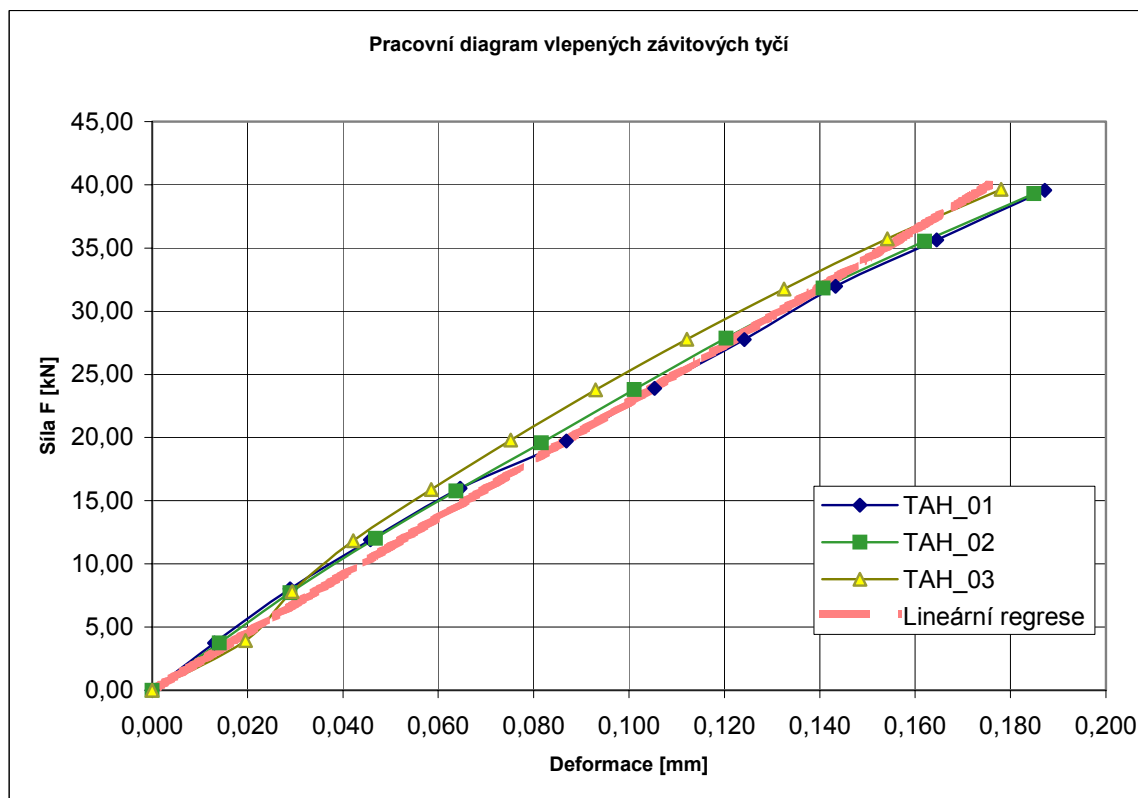
Pro tento komponent byly provedeny dílčí experimenty značené Tah_01 – 03. Všechny vzorky vykazovaly lineární pracovní diagram. Pokud bychom porovnali deformace naměřené na těchto vzorcích vlepených závitových tyčí do dřeva s deformací stejně velikou, kterou vyvodí volná závitová tyč M14, dostaneme ekvivalentní délku šroubu L_{eff} , která pro výše zmíněné experimenty (tyč M14 a hustota dřeva 384 kg/m^3) byla stanovena na 7,5 d. Tuto hodnotu je možné použít pouze pro tento zkoumaný případ, při dostatečné hloubce vlepení, jak tomu bylo i u zkoumaných styčníků.

Deformaci a tuhost komponentu lze vyjádřit:

$$\delta_{a3} = \frac{F_t \cdot L_{eff}}{2 \cdot E_S \cdot A_s} = \frac{F_t \cdot 7,5 \cdot 14 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 210\,000 \cdot 10^6 \cdot 115 \cdot 10^{-6}} = 2,174 \cdot 10^{-9} \cdot F_t \text{ [m]}, \quad (5.44)$$

$$K_{a3} = \frac{F_t}{\delta_2} = 460,0 \cdot 10^6 \text{ [N/m]}. \quad (5.45)$$

Při porovnání obou postupů se hodnota zjištěná experimentem velmi dobře shoduje se vztahem navrhovaným v [37].



obr. 5.8 Pracovní diagram vlepených závitových tyčí

Rovnice přímky kterou lze nahradit průběh deformace (vytažení vlepené závitové tyče) získaná pomocí lineární regrese:

$$\delta_{a3} = 4,39 \cdot 10^{-9} \cdot F_d \quad (5.46)$$

kde:

F je působící síla na styčník [N],

δ_{a3} deformace (vytažení) vlepené závitové tyče [m].

Hodnota získaná lineární regrese je v souladu s předchozími vyjádřeními vztahy.

Maximální únosnost komponentu $F_{t,a3}$ se stanoví z podmínky:

$$F_t \leq \min \begin{cases} n \cdot A_s \cdot f_y \\ n \cdot \pi \cdot l_a \cdot 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot d_{equ}^{+0,8} \cdot \rho_k^{1,5} \\ n \cdot f_{t,0} \cdot A_{ef} \end{cases} \quad (5.47)$$

n je počet vlepených závitových tyčí v tažené oblasti styčníku

ostatní značky jsou vysvětleny v kap. 3.1.7.1.

5.1.6.4 Dřevo v tlaku kolmo na vlákna – komponent a_4

Jedná se o obdobný komponent jako je komponent a_1 . Pouze působí tlakových sil na stojinu styčníku se nachází ve větší vzdálenosti od konce dřevěného prvku. Proto bude tento komponent o něco tužší, než komponent a_1 . Tato skutečnost je ovlivněna pomocí ekvivalentní hloubky h_{eq} , kterou navrhuji v tomto případě $2z_c$, kde z_c je velikost tlačené oblasti styčníku. Tento komponent ale obsahuje veličinu (výšku tlačené oblasti z_c), která je závislá na tuhostech ostatních komponentů, především na komponentu a_1 . Stanovení ekvivalentní hloubky h_{eq} pomocí z_c je jedním ze způsobů, jak se této závislosti vyhnout. Vztahy pro deformaci a tuhost komponentu:

$$\delta_{a4} = \frac{F_c \cdot h_{eq}}{E_{90} \cdot A_c} = \frac{2 \cdot z_c \cdot F_c}{E_{90} \cdot b \cdot z_c} = \frac{2 \cdot F_c}{E_{90} \cdot b} = \frac{2 \cdot F_c}{1180 \cdot 10^6 \cdot 95 \cdot 10^{-3}} = 17,84 \cdot 10^{-9} F_c \quad [m], \quad (5.48)$$

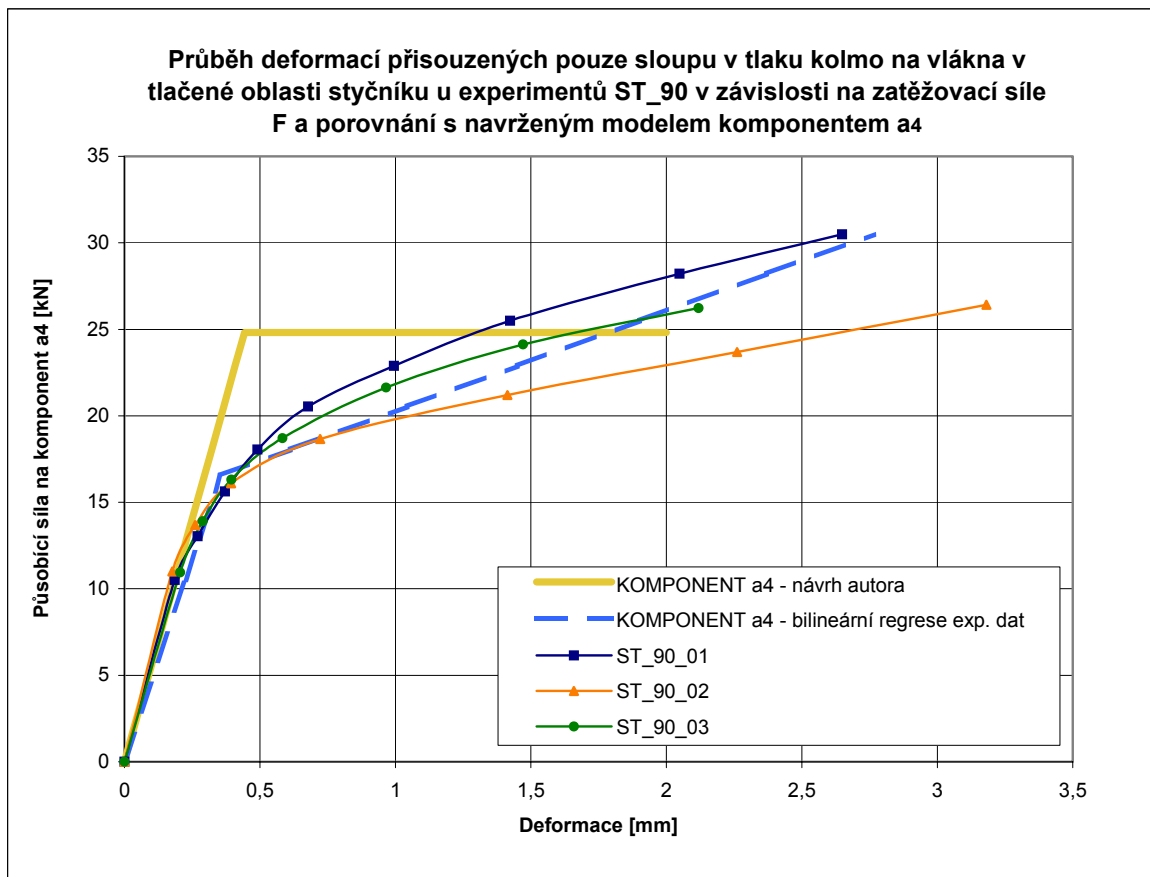
$$K_{a4} = \frac{E_{90} \cdot b}{2} = 56,05 \cdot 10^6 \quad [N/m]. \quad (5.49)$$

Maximální únosnost komponentu $F_{c,a4,max}$ se stanoví z podmínky:

$$F_c \leq \frac{z_c \cdot b}{2} \cdot f_{c,90,I}, \quad kde \quad z_c = p \cdot (-2c) + \sqrt{p^2 \cdot 4c^2 + p \cdot 4c \cdot (h_p - c)}. \quad (5.50)$$

součinitel p byl definován podílem pevností (obr. 5.1):

$$p = \frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}}. \quad (5.51)$$



obr. 5.9 Porovnání navrhovaného komponentu a_4 , bilineární regrese a experimentálních dat

Průběh zatlačení ocelové desky do dřeva je možné nahradit pomocí bilineární regrese. Pro aproximované hodnoty lze psát:

$$\delta_{a4} = 21,4 \cdot 10^{-9} \cdot F_c \quad [m] \quad \text{pro} \quad 0 \leq F_c \leq 16,56 \text{ kN}, \quad (5.52)$$

$$\delta_{a4} = (-2,81 \cdot 10^{-3}) + 173 \cdot 10^{-9} \cdot F_c \quad [m] \quad \text{pro} \quad F_c > 16,56 \text{ kN}, \quad (5.53)$$

pro F_c v [N].

Pro výpočet pomocí navrhovaného vztahu pro daný komponent [5.48, 5.49] je nutné stanovit modul pružnosti E_{90} . Pro daný experiment byla použita hodnota $E_{90,R} = 1180 \text{ MPa}$.

5.1.6.5 Dřevo v tlaku rovnoběžně s vlákny - komponent a_5

U dřeva v tlaku ve směru vláken je možné při stanovení vztahů pro tuhost i deformace vyjít z experimentálně ověřených závislostí. Jak je vidět z experimentů T1_00 (obr. 4.6), je tento komponent velmi tuhý vzhledem ke komponentům a_1 i a_4 .

Pro tento komponent platí obdobně jako pro komponent a_4 , že plocha A_c je daná výškou tlačené oblasti z_c , která je závislá na tuhostech ostatních komponentů, nejvíce na poměru tuhostí komponentů a_1 a a_4 . Jestliže ovšem obdobně jako u komponentu a_4 stanovíme ekvivalentní hloubku h_{eq} pomocí výšky tlačené oblasti z_c , této závislosti se vyhneme, jak je vidět na následujících vztazích [5.57, 5.58]. Pro daný komponent s trojúhelníkovým rozdělením napětí na délce tlačené oblasti z_c musí dle Hookeova zákona platit:

$$\int_0^{z_c} y \cdot \frac{\sigma_{x,90,I}}{z_c} \cdot dy = E_0 \cdot \frac{\int_0^{z_c} \frac{\delta_c}{z_c} y \cdot dy}{h_{eq}}, \quad (5.54)$$

Po úpravě lze psát:

$$\left[\frac{y^2}{2} \right]_0^{z_c} \cdot \frac{\sigma_{x,90,I}}{z_c} = \frac{E_0}{h_{eq}} \left[\frac{y^2}{2} \right]_0^{z_c} \cdot \frac{\delta_c}{z_c}, \quad (5.55)$$

z [5.55] pro h_{eq} platí:

$$h_{eq} = \frac{\delta_c \cdot E_0}{\sigma_{x,90,I}}, \quad (5.56)$$

z čehož plyne, že při pružném chování tohoto komponentu bude h_{eq} konstantní. Při zkoumání rámové příčle odděleně v rámci prováděných experimentů STZ 01-03 byla určena hodnota pro h_{eq} :

$$h_{eq} \cong 3,5 - 4 \cdot z_c.$$

| Stanovení h_{eq} pro tlak ve směru vláken z experimentů STZ | | | |
|---|--|---|---|
| Působící tlaková síla F_c na komponent | Napětí na konci trojúhelníkového rozdělení | Lin. Regrese dat - def. na spodním líci příčle δ_t | Vypočtená ekvivalentní hloubka h_{eq} |
| [kN] | [MPa] | [mm] | [mm] |
| 0,00 | 0,000 | 0,000 | - |
| 3,00 | 0,824 | 0,007 | 156,86 |
| 6,00 | 1,555 | 0,015 | 166,27 |
| 9,00 | 2,318 | 0,022 | 167,39 |
| 12,00 | 3,142 | 0,030 | 164,62 |
| 15,00 | 4,013 | 0,037 | 161,11 |
| 18,00 | 4,588 | 0,045 | 169,09 |
| 21,00 | 5,522 | 0,052 | 163,93 |
| 24,00 | 6,113 | 0,060 | 169,23 |
| 27,00 | 7,093 | 0,067 | 164,08 |
| 30,00 | 7,653 | 0,074 | 168,97 |
| 33,00 | 8,477 | 0,082 | 167,80 |

Pozn. Zatěžovaná plocha je 8722 mm², Youngův modul pružnosti v podélném směru je 17 380 MPa

tab. 5.1 Výpočet ekvivalentní hloubky pro trojúhelníkové rozdělení, získáno z experimentů STZ (výška tlačené oblasti $z_c = 77,85\text{mm}$)

$$\begin{aligned} \delta_{a5} &= \frac{F_c \cdot h_{eq}}{E_0 \cdot A_c} = \frac{4 \cdot z_c \cdot F_c}{E_0 \cdot b \cdot z_c} = \frac{4 \cdot F_c}{E_0 \cdot b} = \\ &= \frac{F_t}{17380 \cdot 10^6 \cdot 95 \cdot 10^{-3}} = 2,42 \cdot 10^{-9} F_c \quad [m], \end{aligned} \quad (5.57)$$

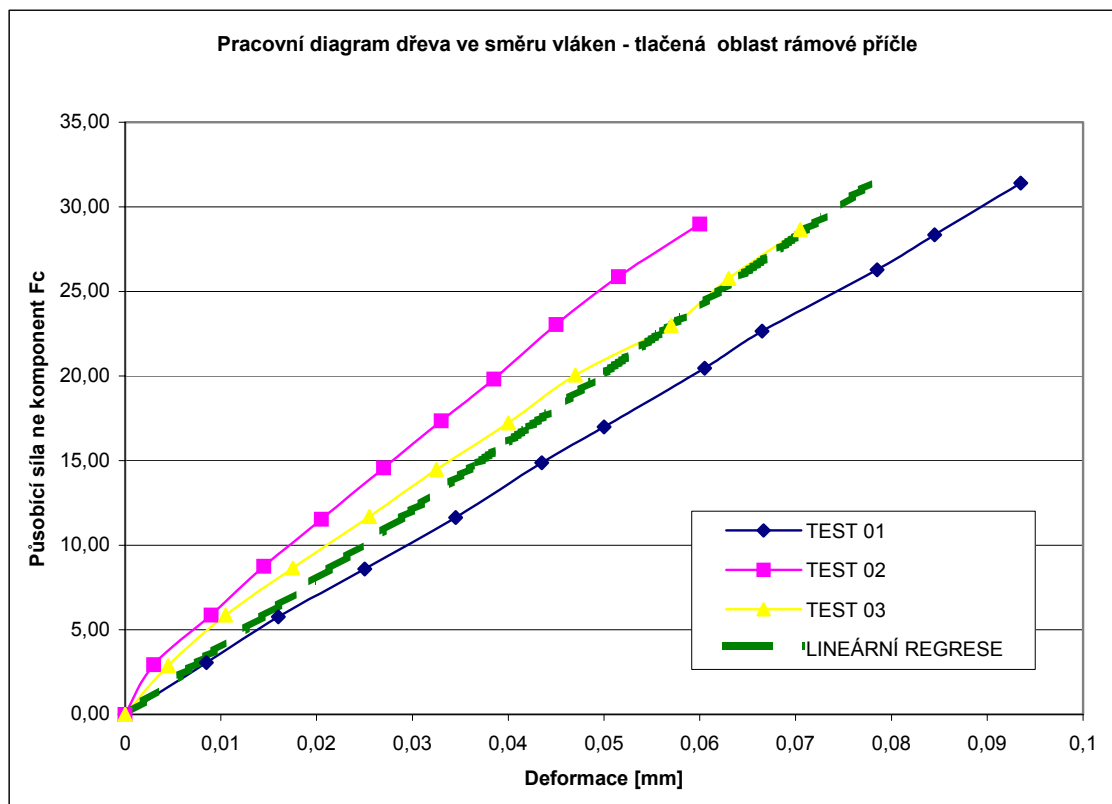
$$K_{a5} = E_0 \cdot b / 4 = 412,8 \cdot 10^6 \quad [N/m] \quad (5.58)$$

Přímo z experimentů vychází získaná závislost pro deformaci pro styčníky ST_90 (deformace byla nejdříve zpracována pomocí regresní analýzy z dat o stlačení příčle na spodním okraji celkem ze tří testů):

$$\delta_{a4,exp} = 2,48 \cdot 10^{-9} F_c \quad [m], \quad (5.59)$$

$$K_{a5,exp} = 403,2 \cdot 10^6 \quad [N/m]. \quad (5.60)$$

Maximální únosnost komponentu $F_{c,a5}$ je omezena únosností komponentu a_4 .



obr. 5.10 Pracovní diagram komponentu a_5 zkoumaného v rámci experimentů ST_90

Ohybová únosnost styčníku se stanoví z nejmenší únosnosti komponentů v tažené a v tlačené oblasti styčníku. Rozdělení sil se předpokládá u dřeva pružné.

5.1.7 Shrnutí únosností jednotlivých komponentů styčnicku

- v tažené oblasti

$$F_t \leq \min \begin{cases} 2 \cdot c \cdot b \cdot f_{c,90,II} \\ n \cdot A_s \cdot f_y \\ n \cdot \pi \cdot l_a \cdot 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot d_{equ}^{+0,8} \cdot \rho_k^{1,5} \\ n \cdot f_{t,0} \cdot A_{ef} \end{cases} \quad (5.61)$$

- v tlačené oblasti (dřevo v tlaku ve směru vláken u rámové příčle nerozhoduje)

$$F_c \leq \frac{\left(-\frac{2 \cdot f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot c + \sqrt{\left(\frac{2 \cdot f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \right)^2 \cdot c^2 + 2 \cdot \frac{2 \cdot f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot c \cdot (h_p - c)} \right) \cdot b}{2} \cdot f_{c,90,I} \quad (5.62)$$

O momentové únosnosti rozhodne za určitých podmínek komponent v tažené oblasti (dřevo v tlaku kolmo na vlákna pod roznášecí ocelovou deskou), což lze dokázat tvrzením, že:

$$2 \cdot c \cdot f_{c,90,II} \leq \frac{\left(-\frac{2 \cdot f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot c + \sqrt{\left(\frac{2 \cdot f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \right)^2 \cdot c^2 + 2 \cdot \frac{2 \cdot f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot c \cdot (h_p - c)} \right) \cdot b}{2} \cdot f_{c,90,I} \quad (5.63)$$

Po úpravě:

$$2c \cdot f_{c,90,II,k} \leq \left(-\frac{2 \cdot f_{c,90,II} \cdot f_{c,90,I}}{2 \cdot f_{c,90,I}} \cdot c + \sqrt{\left(\frac{2 \cdot f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \right)^2 \cdot \frac{f_{c,90,I}^2}{4} \cdot c^2 + 2 \cdot \frac{2 \cdot f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot c \cdot \frac{f_{c,90,I}^2}{4} (h_p - c)} \right), \quad (5.64)$$

$$2 \cdot c \cdot f_{c,90,II} \leq -f_{c,90,II} \cdot c + \sqrt{f_{c,90,II}^2 \cdot c^2 + f_{c,90,II} \cdot f_{c,90,I} \cdot c \cdot (h_p - c)}, \quad (5.65)$$

$$2 \cdot c \cdot f_{c,90,II} \leq -f_{c,90,II} \cdot c + f_{c,90,II} \cdot c \sqrt{f_{c,90,II} \cdot f_{c,90,I} \cdot c \cdot (h_p - c)}, \quad (5.66)$$

takže po sečtení vyjde:

$$2 \cdot c \cdot f_{c,90,II} \leq \sqrt{f_{c,90,II} \cdot f_{c,90,I} \cdot c \cdot (h_p - c)}, \quad (5.67)$$

$$0 \leq \sqrt{\frac{f_{c,90,I} \cdot (h_p - c)}{4 \cdot c \cdot f_{c,90,II}}}. \quad (5.68)$$

Aby platila tato nerovnost, musí být i výraz pod odmocninou kladný. Protože výraz ve jmenovateli je kladný vždy, musí být výraz v čitateli kladný také. Proto lze psát:

$$f_{c,90,I} \cdot (h_p - c) \geq 0, \text{ z čehož plyne že musí být } h_p \geq c, \text{ což je splněno.}$$

Z této úpravy je vidět, že pro stanovení momentové únosnosti styčnicku rozhoduje oblast v tlaku kolmo na vlákna pod ocelovou roznášecí deskou (tj. tažená oblast styčnicku) nad únosností v tlaku kolmo na vlákna v tlačené zóně při trojúhelníkovém rozdělení sil v této oblasti. Proto lze napsat vztah pro moment únosnosti [5.69].

5.1.8 Ohybová únosnost styčnicku

$$M_u = r \cdot F_{\min} = r \cdot \min \left\{ \begin{array}{l} 2 \cdot c \cdot b \cdot f_{c,90,II} \\ n \cdot A_s \cdot f_y \\ n \cdot \pi \cdot l_a \cdot 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot d_{equ}^{+0,8} \cdot \rho_k^{1,5}, \\ n \cdot f_{t,0} \cdot A_{ef} \end{array} \right. \quad (5.69)$$

$$\text{kde } r = h_p - c + \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot 2c - \sqrt{\left(\frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \right)^2 \cdot 4c^2 + \frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot 4c \cdot (h_p - c)} \right). \quad (5.70)$$

5.1.9 Natočení ve styčnicku

$$\text{Natočení ve styčnicku bude } \phi_{ST,90} = \frac{\sum_{i=1}^5 |\delta_{a_i}|}{r} = \frac{\sum_{i=1}^5 |\delta_{a_i}|}{\left(h_p - c - \frac{1}{3} z_c \right)}, \quad (5.71)$$

$$\delta_h = \delta a_1 + \delta a_2 + \delta a_3 = (13,38 + 3,41 + 2,17) \cdot 10^{-9} \cdot F_t = 18,96 \cdot 10^{-9} \cdot F_t, \quad (5.72)$$

$$\delta_d = \delta a_4 + \delta a_5 = (17,84 + 2,42) \cdot 10^{-9} \cdot F_c = 20,26 \cdot 10^{-9} \cdot F_c. \quad (5.73)$$

Protože o únosnosti styčnicku, jak bylo dokázáno, rozhodují komponenty v tažené oblasti, je možné zapsat podmínku pro natočení ve styčnicku:

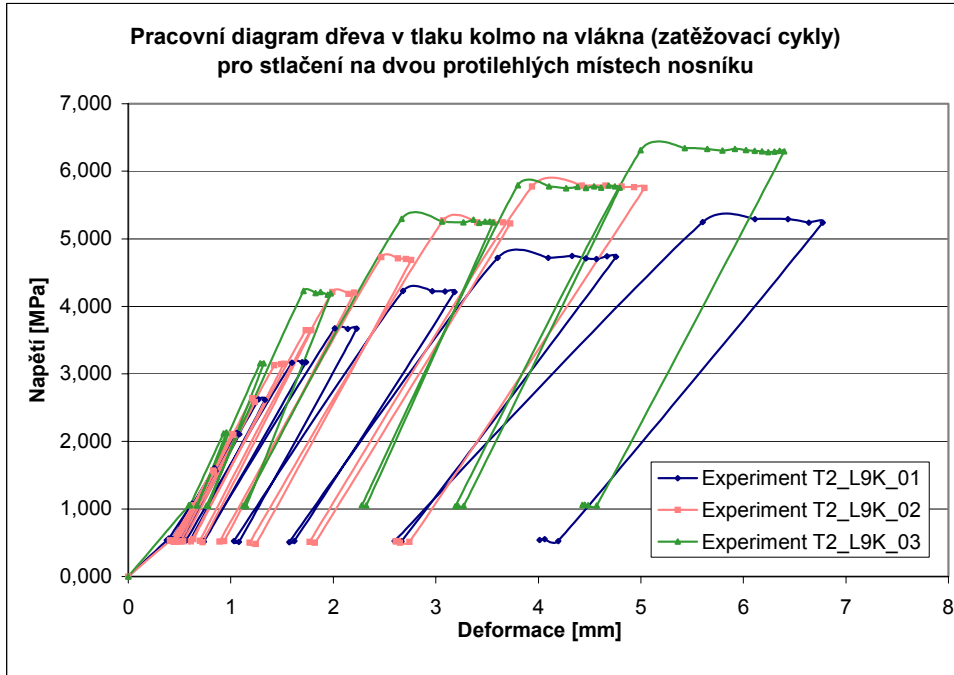
$$\phi_{ST,90} = \frac{(18,96 + 20,26) \cdot 10^{-9} \cdot F_t}{\left(h_p - c - \frac{1}{3} z_c \right)} = \frac{39,22 \cdot 10^{-9} \cdot F_t}{\left(h_p - c - \frac{1}{3} z_c \right)}, \quad (5.74)$$

$$\phi_{ST,90} = \frac{39,22 \cdot 10^{-9} \cdot M}{\left(h_p - c + \frac{1}{3} \left(\frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot 2c - \sqrt{\left(\frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \right)^2 \cdot 4c^2 + \frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot 4c \cdot (h_p - c)} \right) \right)^2}. \quad (5.75)$$

Mezní natočení lze omezit deformacemi jednotlivých komponentů. V případě styčnicku ST_90 je vidět, že mezní deformace je vhodné omezit u komponentů a_1 a a_4 . Dle pracovních diagramů

z dílčích experimentů (obr. 5.11) je vidět, že pro všechny vzorky bylo stlačení větší než 0,5 mm hodnotou, při které se začaly rozvíjet plastické deformace. Deformace na obr. 5.11 jsou pro stlačení na dvou protilehlých místech, takže deformace je také dvojnásobná, tzn. že dřevo vykazovalo plastické změny až při dosažení deformací cca 1mm. Mezní natočení lze definovat jako:

$$\phi_{ST,90,max} = 0,0087rad = 8,7mrad \cong 0,5 \text{ stupně} .$$



obr. 5.11 Průběh deformací ve dřevu stlačovaném kolmo na vlákna

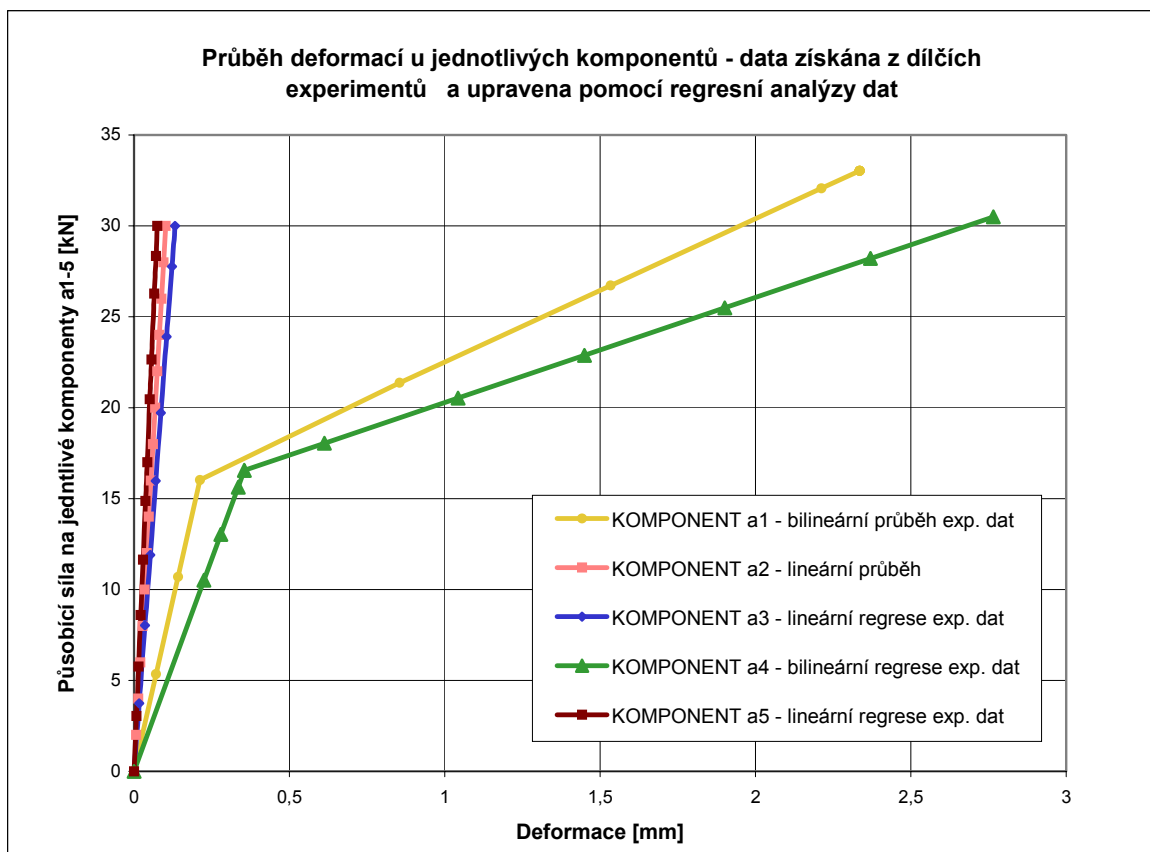
5.1.10 Počáteční pružná tuhost přípoje

Pro součet tuhostí jednotlivých komponentů je možné zapsat:

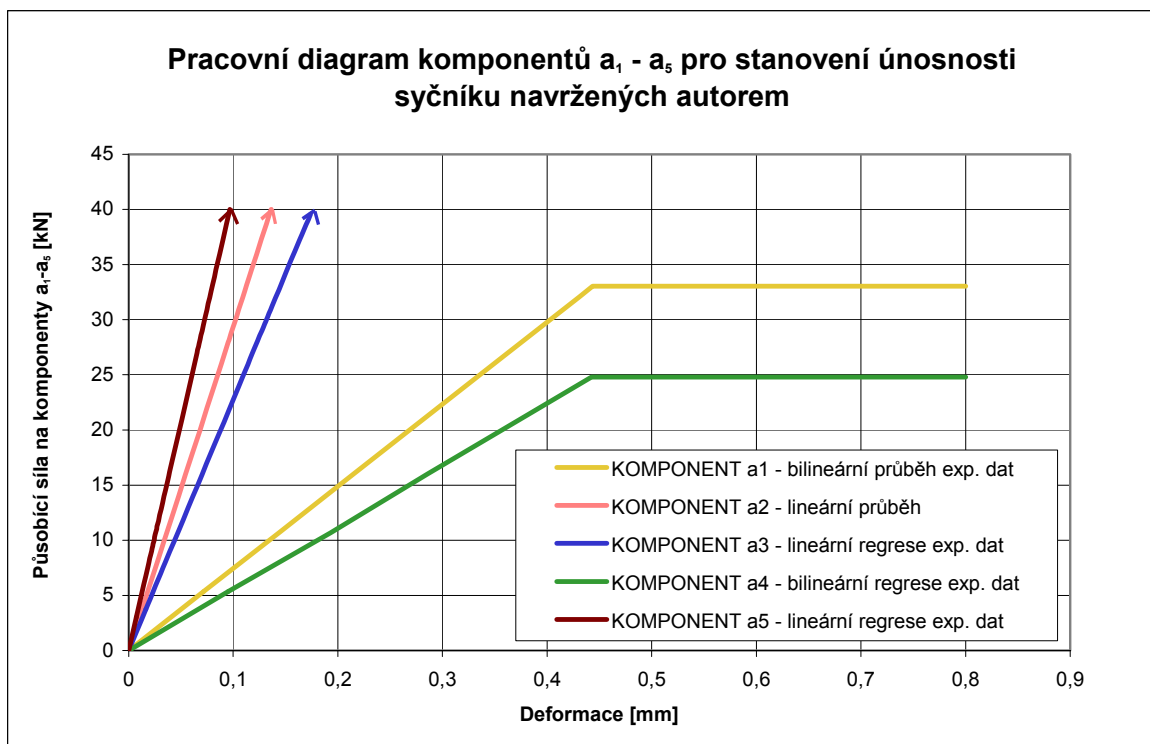
$$\sum_{i=1}^5 \frac{1}{K_i} = \left(\frac{1}{74,73} + \frac{1}{293,7} + \frac{1}{460} + \frac{1}{56,05} + \frac{1}{412,8} \right) \cdot \frac{1}{10^6} = 39,2 \cdot 10^{-9} \left[\frac{N}{m} \right], \quad (5.76)$$

$$S_{ST,90,ini} = \frac{M}{\phi_{ST,90}} = \frac{F_t \cdot r}{\sum_{i=1}^5 |\delta \alpha_i|} = \frac{\left(h_p - c - \frac{1}{3} z_c \right)^2}{\sum_{i=1}^5 |\delta \alpha_i|} = \frac{\left(h_p - c - \frac{1}{3} z_c \right)^2}{\sum_{i=1}^5 \frac{1}{K_i}}. \quad (5.77)$$

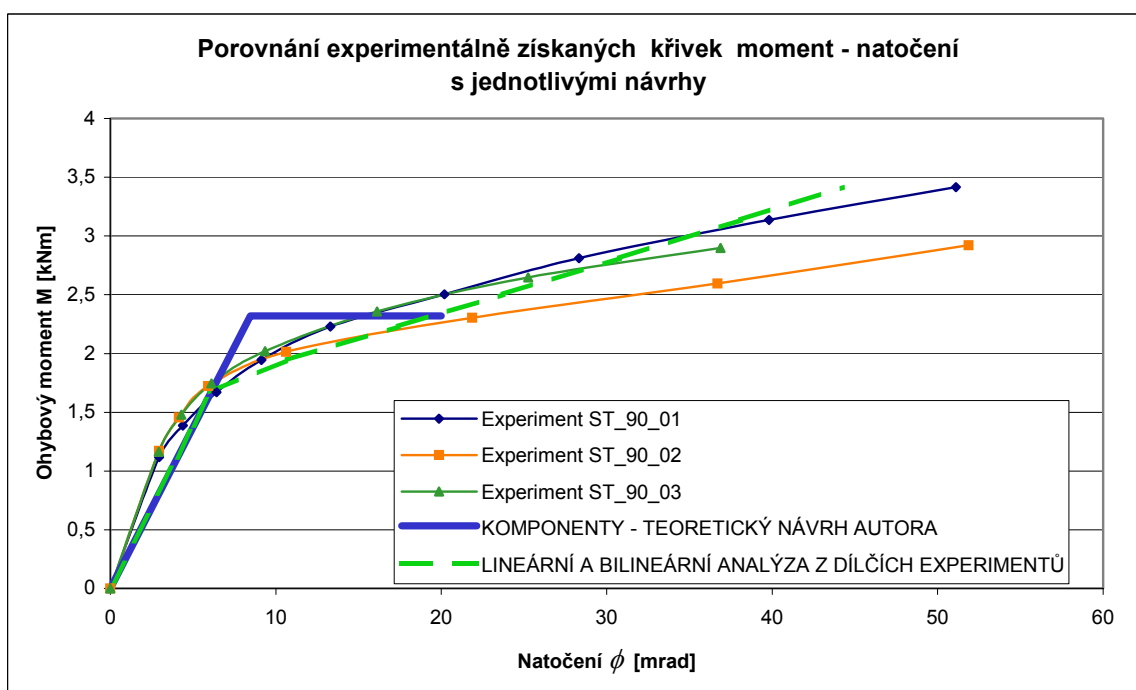
$$\text{Po dosazení: } S_{ST,90,ini} = \frac{\left(h_p - c - \frac{1}{3} z_c \right)^2}{39,2 \cdot 10^{-9}}. \quad (5.78)$$



obr. 5.12 Deformace komponentů - data získána z dílčích experimentů (u komponentů a_1 , a_4 použita bilineární regrese)



obr. 5.13 Deformace komponentů - teoretický návrh autora



obr. 5.14 Pracovní diagram styčnicku - porovnání jednotlivých návrhů s experimenty (únosnost navrhovaného modelu je stanovena pro charakteristické hodnoty pevnosti dřeva a mez kluzu oceli závitových tyčí)

Jak je vidět z obr. 5.13 je únosnost styčnicku omezena únosností komponentu a_4 . Pracovní diagram odvozený z teoretického návrhu je stanovný pro charakteristické hodnoty pevnosti

dřeva a od ohybového momentu cca $2,3 \text{ kNm}$ (viz obr. 5.14) je vypočtené natočení ve styčnicku menší, než natočení změřené z jednotlivých experimentů. Je to proto, že od hodnoty ohybového momentu cca $1,5 \text{ kNm}$ docházelo k plastickým deformacím ve dřevu kolmo na vlákna ve sloupu styčnicku.

5.2 Styčník STZ

Podrobný popis styčnicku je v kapitole 4.5 (experimentální analýza) a dále je vidět na obr. 5.16. Pro styčník bude obdobně jako u styčnicku ST_90 nejprve sestaven analytický model a dále model s rozložením na jednotlivé komponenty, který je vhodný pro stanovení počátečního a mezního natočení, tuhosti a průběhu křivky moment - natočení.

5.2.1 Předpoklady pro chování styčnicku v pružném stavu

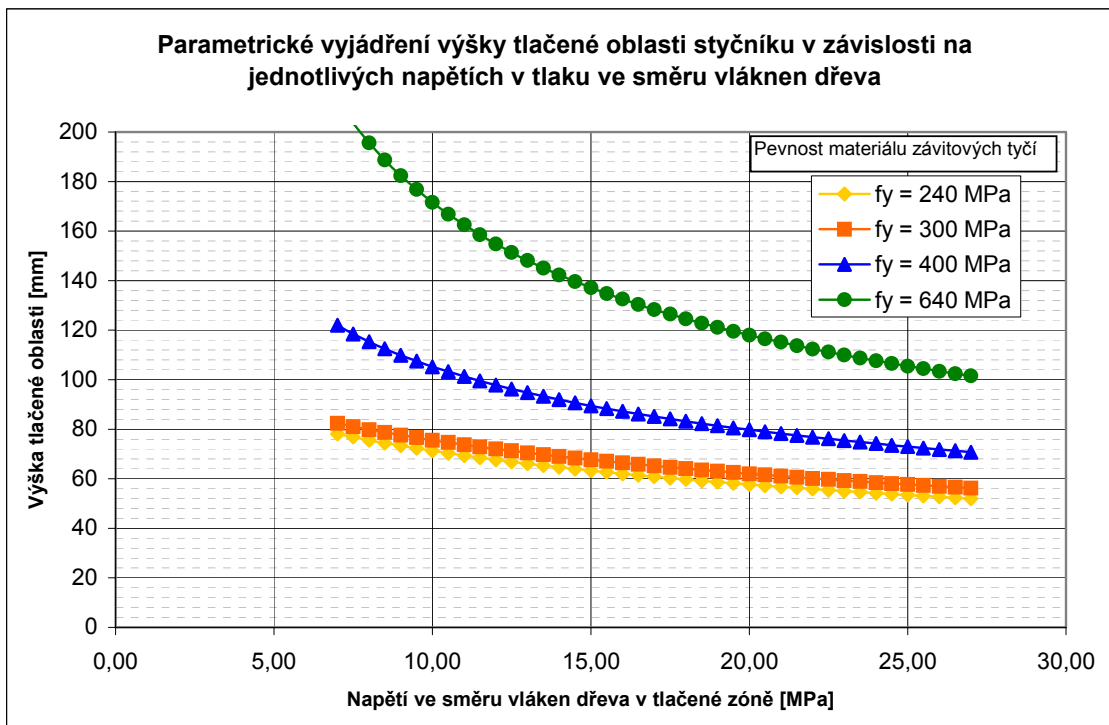
Celková momentová únosnost styčnicku je daná dvojicí tahových a tlakových sil působících na ramenu r . Poloha neutrální osy dle předpokladu založeného na pozorování experimentů proporcionálně mění – posouvá směrem k tlačnému okraji sloupu. V tlačené oblasti je uvažováno trojúhelníkové rozdělení napětí, které vychází ze změřených deformací po výšce styčné spáry (viz obr. 4.32). Tahy jsou ve styčné spáře přenášeny dvojicí závitových tyčí. Tyto tyče jsou na konci styčnicku zakončeny v ocelovém patním plechu.

Rozborem jednotlivých částí styčnicku bylo zjištěno, že rozhodujícími částmi pro únosnost jsou v tlačené oblasti stojina namáhaná tlakem ve směru vláken dřeva a na straně tažené vlepená závitová tyč. Únosnosti a tuhosti vlepené závitové tyče, dřeva namáhaného tlakem ve směru vláken či volných závitových tyčí jsou řádově srovnatelné a nelze předem říci, která z těchto částí bude rozhodovat.

Pro určení výšky tlačené oblasti a tím i polohy neutrální osy je zapotřebí určit mezní pružné napětí v tlaku ve směru vláken $\sigma_{c,0}$. Pro stanovení těchto napětí je možné vyjít z jednak z dílčích experimentů a jednak z dílčích naměřených údajů získaných při experimentech na styčnicích STZ. Při sledování výšky tlačené oblasti v závislosti na působícím zatížení je možné přibližně určit hodnotu zatížení při kterém se započala neutrální osa posouvat směrem dolů (tedy začala se zmenšovat tlačená oblast styčnicku). Právě při tomto zatížení se začaly projevovat plastické deformace ve dřevu ve směru vlákna v tlačené oblasti sloupu styčnicku. Na obr. 4.33 vyplývá z bilineárního průběhu výšky tlačené oblasti, že lze za tuto hodnotu uvažovat zatěžovací moment M přibližně $2,8 \text{ kNm}$. Výška tlačené oblasti byla určena z měření $z_c = 79,8 \text{ mm}$. Z trojúhelníkového rozdělení napětí v tlačené zóně plyne, že mezní pružné napětí získané z experimentů pro dané rameno vnitřních sil r lze získat ze vztahu:

$$\sigma_{c,0} = \frac{2F_c}{z_c \cdot b} \cong 8,5 \text{ MPa} . \quad (5.79)$$

Představu o velikosti napětí může poskytnout i parametrická studie provedená pro různé kombinace mezního napětí ve dřevu a v materiálu závitových tyčí vypočtená pro zkoušený styčník STZ, viz obr. 5.15.



obr. 5.15 Parametrická studie výšky tlačené oblasti v závislosti na napětích v tlaku ve směru vláken a pevnosti oceli závitových tyčí

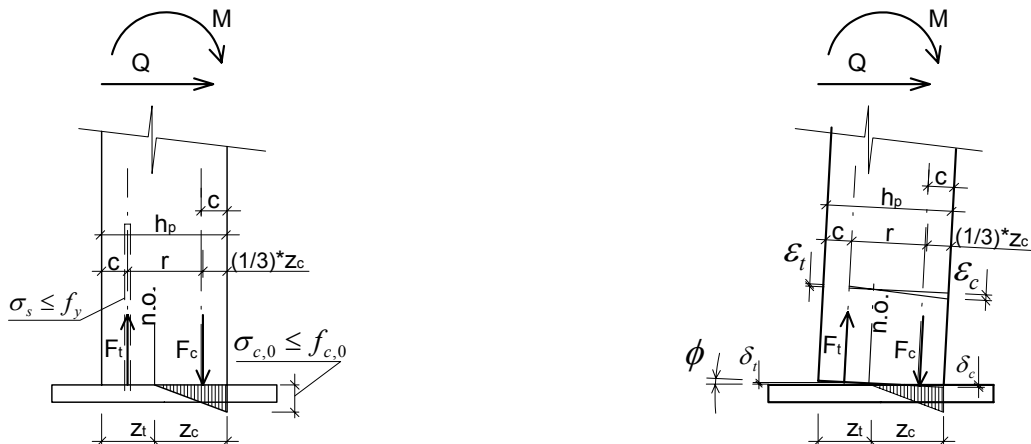
Pro přenos smykových sil je možné přisoudit veškerou posouvající sílu dolní závitové tyči, pro kterou musí platit podmínky pro namáhání jednotřížného spoje. Ve skutečnosti přenášely smyk všechny tři závitové tyče.

5.2.2 Analytický model pro stanovení ohybové únosnosti

Model styčnicku STZ

- průběh pružných napětí ve dřevu

- deformace odpovídající pružným napětím



obr. 5.16 Detail styčnicku s vyznačením neutrální osy a ramene vnitřních sil

Rozhodujícími částmi styčnicku pro momentovou únosnost jsou v tažené oblasti závitová tyč a v tlačené oblasti dřevo v tlaku ve směru vláken. Pokud budeme uvažovat pružná napětí ve dřevu $\sigma_{c,0}$ a napětí v závitové tyči σ_s , je možné vyjádřit vztahy pro velikost tlačené oblasti (a tím i polohy neutrální osy) následujícím postupem:

Z geometrie styčnicku (viz obr. 5.16) můžeme vyjádřit:

$$\varepsilon_t = \frac{(h_p - c) - z_c}{z_c} \varepsilon_c, \quad (5.80)$$

z Hookeova zákona musí dále platit:

$$\sigma_{c,0} = E_0 \cdot \varepsilon_c, \quad (5.81)$$

$$\sigma_s = E_s \cdot \varepsilon_t = E_s \frac{(h_p - c) - z_c}{z_c} \varepsilon_c, \quad (5.82)$$

Pro trojúhelníkové rozdělení napětí ve dřevu v tlačené oblasti lze zapsat podmínku:

$$F_c = b \cdot \int_0^{z_c} \frac{x \cdot \sigma_{c,0} \cdot dx}{z_c} = \frac{b \cdot E_0 \cdot \varepsilon_c \cdot z_c}{2} \quad (5.83)$$

Pro napětí v závitových tyčích lze dále psát:

$$F_t = \sigma_s \cdot A_s = E_s \frac{(h_p - c) - z_c}{z_c} \varepsilon_c \cdot A_s, \quad (5.84)$$

kde A_s je průřezová plocha ocelových závitových tyčí.

Musí platit rovnováha: $F_t = F_c$, pak můžeme psát vztah pro vyjádření výšky tlačené oblasti z_c :

$$E_s \frac{(h_p - c) - z_c}{z_c} \varepsilon_c \cdot A_s = \frac{b \cdot E_0 \cdot \varepsilon_c \cdot z_c}{2}, \quad (5.85)$$

definujeme-li poměr modulů pružnosti oceli a dřeva:

$$n = \frac{E_s}{E_0}, \quad (5.86)$$

potom lze pro kořen kvadratické rovnice zapsat rovnici:

$$z_c = \frac{-n \cdot A_s + \sqrt{(2n \cdot A_s)^2 + 4 \cdot (h_p - c) \cdot 2n \cdot b \cdot A_s}}{2b}, \quad (5.87)$$

Po úpravách:

$$z_c = \sqrt{\frac{2n \cdot A_s \cdot (h_p - c)}{b}}. \quad (5.88)$$

Výška tlačené oblasti závisí pouze na poměru modulů pružnosti dřeva a oceli, dále na výšce rámové příčle, šířce sloupu b a na poloze tažených závitových tyčí.

Pro zkoumaný styčník ($c = 30$ mm, $b = 95$ mm, $h_p = 145$ mm, $A_s = 2 \cdot 115$ mm²) vychází $z_c = 81,02$ mm. Poměr modulů pružnosti byl uvažován $n = (210000/17400) \approx 11,8$.

Podle obr. 4.33 je z provedených experimentů zřejmé, že poloha neutrální osy má zpočátku tendenci neměnit polohu vzhledem k ose styčníku, ale po dosažení plastických deformací v okrajových částech ve styku s ocelovým patním plechem se v závislosti na působícím momentu její poloha mění.

Dále je třeba ověřit únosnosti volné závitové tyče v tahu. Rovněž je třeba ověřit únosnost vlepené závitové tyče ve dřevu a tlak ve dřevu ve směru vláken, popřípadě tah kolmo na vlákna, který vznikne v místech největšího tlakového namáhání sloupu jako přidružené napětí dané velikostí příslušného Poissonova součinitele.

Momentovou únosnost styčníku je možné vyjádřit:

$$M = M_t + M_c, \quad (5.89)$$

kde M_t a M_c jsou momenty, které vyvozují výslednice tahových resp. tlakových sil vzhledem k neutrální ose. Vyjádříme-li:

$$M_t = F_t \cdot (z_t - c) = A_s \cdot f_y \cdot (z_t - c), \quad (5.90)$$

$$\sigma_x = y \cdot \frac{\sigma_{c,0}}{z_c}, \quad (5.91)$$

$$M_c = b \cdot \int_0^{z_c} \sigma_x \cdot y \, dy, \quad (5.92)$$

$$M_c = b \cdot \int_0^{z_c} \frac{\sigma_{c,0}}{z_c} \cdot y^2 \, dy = b \cdot \frac{\sigma_{c,0}}{z_c} \cdot \left[\frac{y^3}{3} \right]_0^{z_c} = \frac{b}{3} \cdot \sigma_{c,0} \cdot z_c^2, \quad (5.93)$$

označíme – li:

$$\bar{n} = \frac{f_y}{f_{c,0}}, \quad (5.94)$$

dostaneme pro moment únosnosti styčníku:

$$M = A_s \cdot f_y \cdot \left[(h_p - z_c - c) + \frac{b}{A_s} \cdot \frac{1}{\bar{n}} \cdot z_c^2 \right] \quad (5.95)$$

Z geometrie styčníku můžeme zapsat:

$$\sigma_s = E_s \cdot \frac{\delta_t}{l_{eq}}, \quad \operatorname{tg} \phi \cong \phi = \frac{\delta_t}{(h_p - c - z_c)} \Rightarrow \delta_t = \phi \cdot (h_p - c - z_c), \quad (5.96)$$

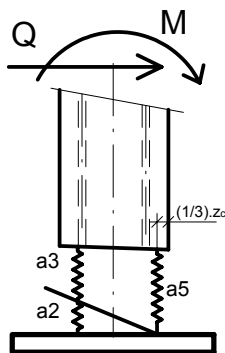
$$\frac{M}{\phi} = A_s \cdot E_s \cdot \frac{(h_p - z_c - c)}{l_{eq}} \cdot \left[(h_p - z_c - c) + \frac{b}{A_s} \cdot \frac{1}{\bar{n}} \cdot z_c^2 \right], \quad (5.97)$$

po dosazení za moment M z rovnice [Z] vyjde vztah pro natočení :

$$\phi = \frac{F_t \cdot l_{eq}}{A_s \cdot E_s \cdot (h_p - z_c - c)}. \quad (5.98)$$

5.2.3 Model uvažující veškeré tuhosti pro vztah moment – natočení (metoda komponentů)

Zkoumaný styčnick ST₉₀ lze **rozdělit** na soustavu komponentů, které působí v tažené zóně a v zóně tlačené, viz obr. 5.17.



Popis jednotlivých komponentů:

- a₂... volná ocelová závitová tyč v tahu
- a₃... vlepená ocelová závitová tyč pomocí epoxidu ve dřevu v tahu
- a₅... dřevo v tlaku rovnoběžně s vlákny

obr. 5.17 Model styčnicku STZ rozložený na komponenty

5.2.4 Složení definovaných komponentů

Pro stanovení tuhosti, natočení a únosnosti styčnicku je nutné předem definované komponenty (hlavní části styčnicku) opět **složit** při zachování geometrických okrajových podmínek.

Pro únosnost komponentů v horní resp. dolní řadě platí:

$$F_{h,u} = \min (F_{a2,u}, F_{a3,u}), \quad F_{d,u} = F_{a5,u}, \quad (5.99)$$

$$M_u = \min (F_{h,u}; F_{d,u}) \cdot r. \quad (5.100)$$

Pro tuhosti komponentů v horní resp. dolní řadě platí:

$$\frac{1}{K_h} = \frac{1}{K_{a2}} + \frac{1}{K_{a3}}, \quad \frac{1}{K_d} = \frac{1}{K_{a5}}. \quad (5.101)$$

Pro natočení styčnicku lze zapsat vztah:

$$\phi_{ST,90} = \frac{\sum_{i=2,3,5} |\delta_{ai}|}{r} = \frac{\sum_{i=2,3,5} |\delta_{ai}|}{\left(h_p - c - \frac{1}{3}z_c\right)}. \quad (5.102)$$

Počáteční pružná tuhost přípoje:

$$S_{ST,90,ini} = \frac{M}{\phi_{ST,90}} = \frac{F_t \cdot r}{\frac{\sum_{i=1}^5 |\delta_{ai}|}{r}} = \frac{r^2}{\sum_{i=1}^5 |\delta_{ai}|} = \frac{r^2}{\sum_{i=1}^5 \frac{1}{K_i}}. \quad (5.103)$$

Pro deformace komponentů v horní resp. dolní řadě platí (h_p a c viz obr. 5.16):

$$\delta_h = \delta_{a2} + \delta_{a3}, \quad \delta_d = \delta_{a5}, \quad (5.104)$$

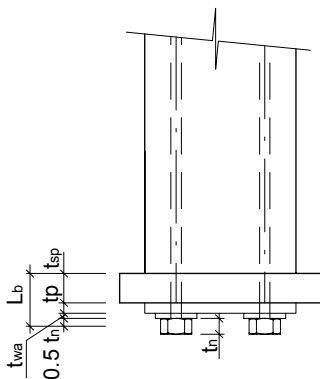
kde $F_{ai,u}$, ($i=2,3,5$) je únosnost jednotlivých komponentů a_2 , a_3 , a_5 [N],
 K_{ai} , ($i=2,3,5$) je tuhost jednotlivých komponentů a_2 , a_3 , a_5 [N/m],
 r je rameno vnitřních sil [m],
 δ_{ai} , ($i=2,3,5$) je deformace jednotlivých komponentů a_2 , a_3 , a_5 [m],
 $S_{ST,90,ini}$ je počáteční pružná tuhost přípoje styčnicku [Nm],
 δ je tažnost (deformovatelnost) styčnicku [m],
 M_u je ohybová únosnost styčnicku [Nm].

Pro jednotlivé komponenty styčnicku STZ je možné použít komponenty zpracované pro styčnick ST₉₀. Pouze komponent a_2 (volná závitová tyč) má jinou délku a proto je nutné vztah pro deformaci a tuhost pro konkrétní rozměr upravit.

5.2.4.1 Volná ocelová závitová tyč v tahu - komponent a_2

Jedná se o dva šrouby M14 v tahu. Volná délka závitové tyče L_b se vypočte:

$L_b = 0,5 t_n + t_{wa} + t_p + t_{sp}$. (t_{sp} je tloušťka patního plechu, t_p je tloušťka roznášecího plechu, t_{wa} je tloušťka podložky a t_{wc} je výška matky). Označení jednotlivých veličin je na obr. 5.18.



$$L_b = 0,5 \cdot 14 + 2,5 + 10 + 50,$$

$$L_b = 69,5 \text{ mm.}$$

obr. 5.18 Volná závitová tyč v tahu

Pro volnou ocelovou tyč v tahu lze napsat obecné vyjádření pro deformaci δ_{a2} a tuhost K_{a2} :

$$\delta_{a2} = \frac{F_t \cdot L_b}{2 \cdot E_s \cdot A_s} = \frac{F_t \cdot 69,5 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 210\,000 \cdot 10^6 \cdot 115 \cdot 10^{-6}} = 1,44 \cdot 10^{-9} \cdot F_t \text{ [m]}. \quad (5.105)$$

Počáteční tuhost K_{a2} :

$$K_{a2} = \frac{F_t}{\delta_2} = 695 \cdot 10^6 \text{ [N/m]}, \quad (5.106)$$

E_s je modul pružnosti tyče a A_s je průřezová plocha závitové tyče.

5.2.4.2 Vlepená ocelová závitová tyč pomocí epoxidu ve dřevu v tahu - komponent a_3

Deformaci a tuhost komponentu lze vyjádřit:

$$\delta_{a3} = \frac{F_t \cdot L_{eff}}{2 \cdot E_s \cdot A_s} = \frac{F_t \cdot 7,5 \cdot 14 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 210\,000 \cdot 10^6 \cdot 115 \cdot 10^{-6}} = 2,174 \cdot 10^{-9} \cdot F_t \text{ [m]}, \quad (5.107)$$

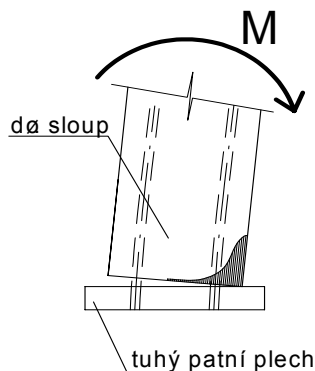
$$K_{a3} = \frac{F_t}{\delta_2} = 460,0 \cdot 10^6 \text{ [N/m]}. \quad (5.108)$$

5.2.4.3 Dřevo v tlaku rovnoběžně s vlákny - komponent a_5

Deformaci a tuhost komponentu pro pružné napětí v tlaku ve směru vláken lze vyjádřit:

$$\delta_{a5} = \frac{F_c \cdot h_{eq}}{E_{0,mean} \cdot A_c} = \frac{4 \cdot z_c \cdot F_c}{E_{0,mean} \cdot b \cdot z_c} = \frac{4 \cdot F_c}{E_{0,mean} \cdot b} = \quad (5.109)$$

$$= \frac{F_t}{17380 \cdot 10^6 \cdot 95 \cdot 10^{-3}} = 2,42 \cdot 10^{-9} F_c \text{ [m]}$$



obr. 5.19 Koncentrace napětí v místě kontaktu dřevěného sloupu s ocelovým patním plechem

U tohoto komponentu je původně předpokládané trojúhelníkové rozdělení napětí v tlačené oblasti dřevěného prvku nevhodnou idealizací. Pro deformace, u kterých rozhoduje otláčení na úplném okraji sloupu je tento předpoklad dokonale pružného chování nevyhovující, neboť dle obr. 5.19 je vidět, že nejprve působí napětí na velmi malé ploše pod hranou, kterou tvoří okraj sloupu (teoreticky zde vzniká singulární bod) a až po zplastizování této oblasti a vzniku deformací se přenos tlakových sil začne uskutečňovat v oblastech, které jsou blíže neutrální ose. Z tohoto důvodu navrhuji původní součinitel 4 (odvozený pro styčník ST_90, kde se komponent zatlačuje do dřeva sloupu kolmo na vlákna, tedy do poměrně měkkého podkladu) u komponentu a_5 v rovnici [5.109] nahradit součinitelem 8.

Poté lze psát pro deformace:

$$\delta'_{a5} = \frac{8 \cdot z_c \cdot F_c}{E_{0,mean} \cdot b \cdot z_c} = \frac{8 \cdot F_c}{E_{0,mean} \cdot b} = 4,84 \cdot 10^{-9} F_c \quad [m], \quad (5.110)$$

$$K'_{a5} = E_{0,mean} \cdot b / 8 = 206,6 \cdot 10^6 \quad [N/m]. \quad (5.111)$$

5.2.5 Shrnutí únosností jednotlivých komponentů styčnicku

- v tažené oblasti:

$$F_t \leq \min \left\{ \begin{array}{l} n \cdot A_s \cdot f_y \\ n \cdot \pi \cdot l_a \cdot 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot d_{equ}^{+0,8} \cdot \rho_k^{1,5} \\ n \cdot f_{t,0} \cdot A_{ef} \end{array} \right., \quad (5.112)$$

- v tlačené oblasti (ocelový patní plech se předpokládá dostatečně tuhý):

$$F_c \leq \frac{f_{c,0} \cdot z_c \cdot b}{2}. \quad (5.113)$$

5.2.6 Ohybová únosnost styčnicku

$$M_u = r \cdot F_{\min} = r \cdot \min \begin{cases} 0,5 \cdot z_c \cdot b \cdot f_{c,0} \\ n \cdot A_s \cdot f_y \\ n \cdot \pi \cdot l_a \cdot 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot d_{equ}^{+0,8} \cdot \rho_k^{1,5}, \\ n \cdot f_{t,0} \cdot A_{ef} \end{cases} \quad (5.114)$$

$$\text{kde } r = h_p - c - \frac{1}{3} \cdot \sqrt{\frac{2n \cdot A_s \cdot (h_p - c)}{b}}, \quad (5.115)$$

$$n = \frac{E_s}{E_0}. \quad (5.116)$$

5.2.7 Natočení ve styčnicku

$$\text{Natočení ve styčnicku bude } \phi_{ST-90} = \frac{\sum_{i=2,3,5} |\delta a_i|}{h_p - c - \frac{1}{3} z_c}, \quad (5.117)$$

$$\delta_h = \delta a_2 + \delta a_3 = (1,44 + 2,17) \cdot 10^{-9} \cdot F_t = 3,61 \cdot 10^{-9} \cdot F_t, \quad (5.118)$$

$$\delta_d = \delta a_5 = 4,84 \cdot 10^{-9} \cdot F_c. \quad (5.119)$$

Protože o únosnosti styčnicku rozhodují komponenty v tažené oblasti, je možné zapsat podmínku pro natočení ve styčnicku:

$$\phi_{ST-90} = \frac{(3,61 + 4,84) \cdot 10^{-9} \cdot F_t}{h_p - c - \frac{1}{3} z_c} = \frac{8,45 \cdot 10^{-9} \cdot F_t}{h_p - c - \frac{1}{3} z_c}, \quad (5.120)$$

$$\phi_{ST-90} = \frac{8,45 \cdot 10^{-9} \cdot M}{\left(h_p - c - \frac{1}{3} \cdot \sqrt{\frac{2n \cdot A_s \cdot (h_p - c)}{b}} \right)^2}. \quad (5.121)$$

5.2.8 Počáteční pružná tuhost přípoje

Pro součet tuhostí jednotlivých komponentů je možné zapsat:

$$\sum_{i=1}^5 \frac{1}{K_i} = \left(\frac{1}{695} + \frac{1}{460} + \frac{1}{206,6} \right) \cdot \frac{1}{10^6} = 8,45 \cdot 10^{-9} \left[\frac{N}{m} \right], \quad (5.122)$$

$$S_{ST,90,ini} = \frac{M}{\phi_{ST,90}} = \frac{F_t \cdot \left(h_p - c - \frac{1}{3} z_c \right)}{\sum_{i=1}^5 |\delta a_i|} = \frac{r \cdot (h_p - c)}{\sum_{i=1}^5 |\delta a_i|} = \frac{\left(h_p - c - \frac{1}{3} \cdot \sqrt{\frac{2n \cdot A_s \cdot (h_p - c)}{b}} \right)^2}{\sum_{i=1}^5 \frac{1}{K_i}}. \quad (5.123)$$

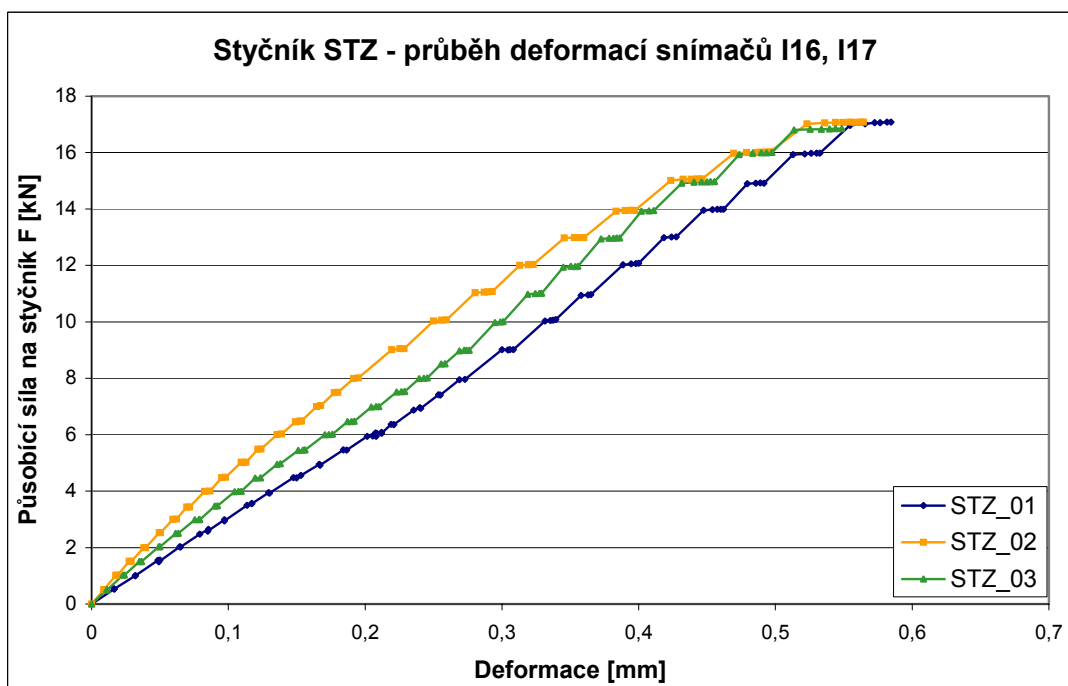
Po dosažení obdržíme:
$$S_{ST,90,ini} = \frac{\left(h_p - c - \frac{1}{3} \cdot \sqrt{\frac{2n \cdot A_s \cdot (h_p - c)}{b}} \right)^2}{8,45 \cdot 10^{-9}}. \quad (5.124)$$

Mezní natočení lze omezit deformacemi jednotlivých komponentů. V případě styčnicku STZ je vidět, že mezní deformace je vhodné omezit u všech komponentů a_2 , a_3 a a_5 . Dle pracovních diagramů snímačů I16, I17 experimentů STZ (obr. 4.31) je vidět, že pro všechny vzorky bylo stlačení větší než 0,2 mm hodnotou, při které se začaly rozvíjet plastické deformace. Protážení na tažené straně (volných a vlepených závitových tyčí) lze omezit jako protážení na mezi únosnosti závitových tyčí:

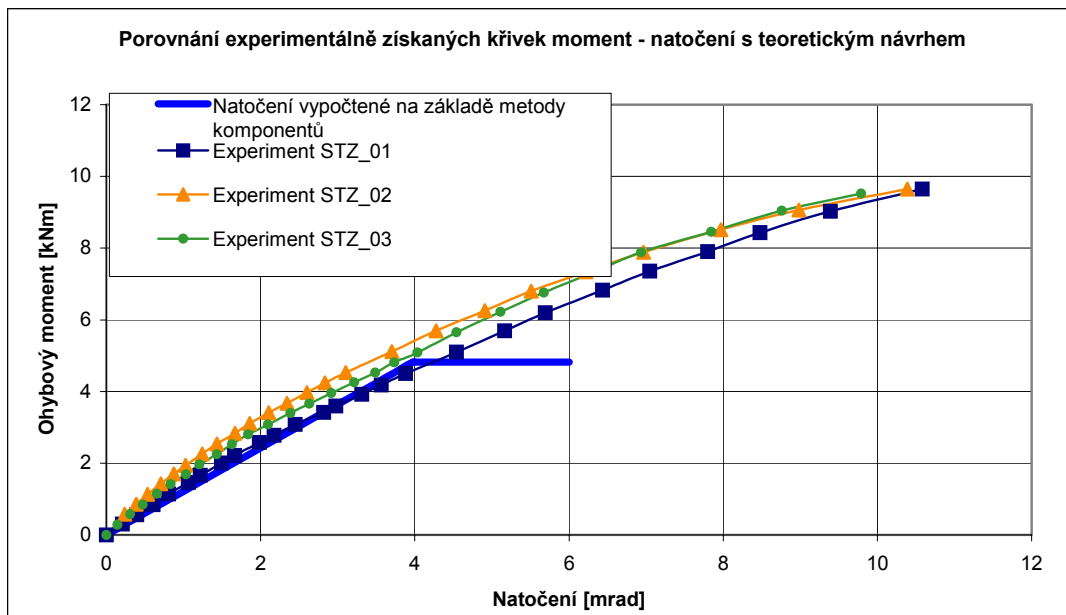
$$\max. \Delta l = \frac{f_y \cdot l}{E_s} = \frac{235 \cdot (69,5 + 7,5 \cdot 14)}{210000} = 0,195 \text{ mm} \quad (5.125)$$

Mezní natočení lze definovat jako:

$$\phi_{ST,90,max} = 0,0034 \text{ rad} = 3,4 \text{ mrad} \cong 0,2 \text{ stupně}. \quad (5.126)$$

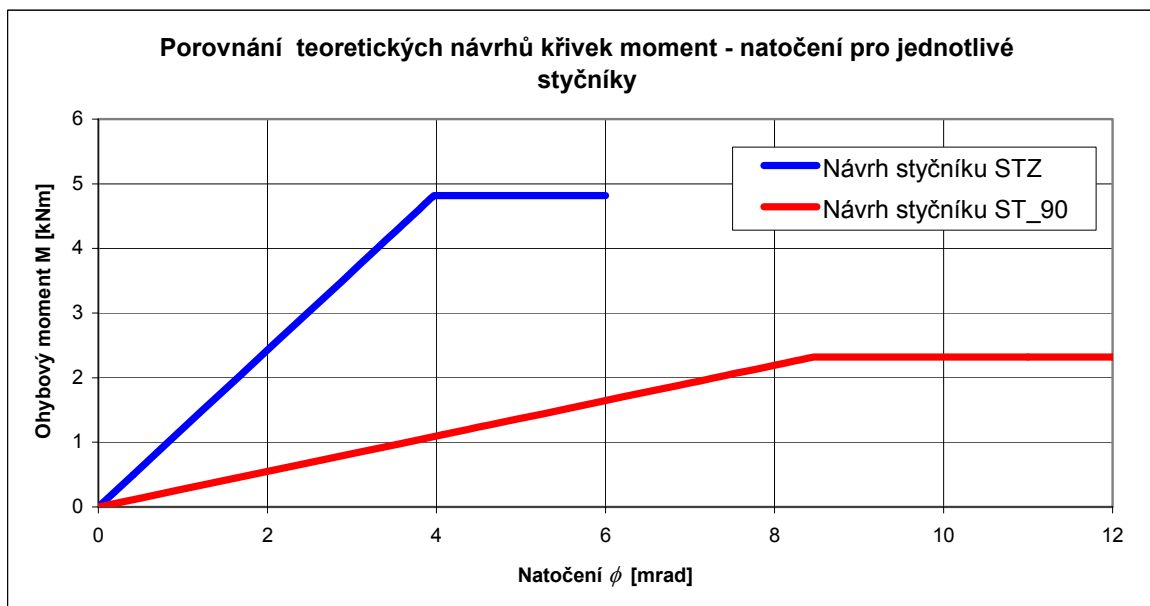


obr. 5.20 Průběh deformací pro snímače I16 a I17 v tlačené zóně styčnicku STZ



obr. 5.21 Porovnání experimentálně získaných křivek moment – natočení s teoretickým návrhem autora

Pro zkoumaný styčník z hlediska únosnosti rozhodovala dvojice závitových tyčí v tahu. Jejich únosnost byla $F_t = 2 \cdot 115 \cdot 10^{-3} \cdot 235 = 54,05 \text{ kN}$. Této únosnosti rozhodujícího komponentu odpovídá ohybová únosnost $M = 4,81 \text{ kNm}$. Pro uskutečněné experimenty odpovídá vypočtenému momentu $M = 4,81 \text{ kNm}$ působící síla F , která byla od styčné spáry vzdálena 565 mm : $F = 8,52 \text{ kN}$. Při této síle se začaly vytvářet plastické deformace i v úrovni měřičů I16 a I17, které byly umístěny 5 mm od kraje tlačené oblasti styčné spáry (viz obr. 4.34, 4.28).

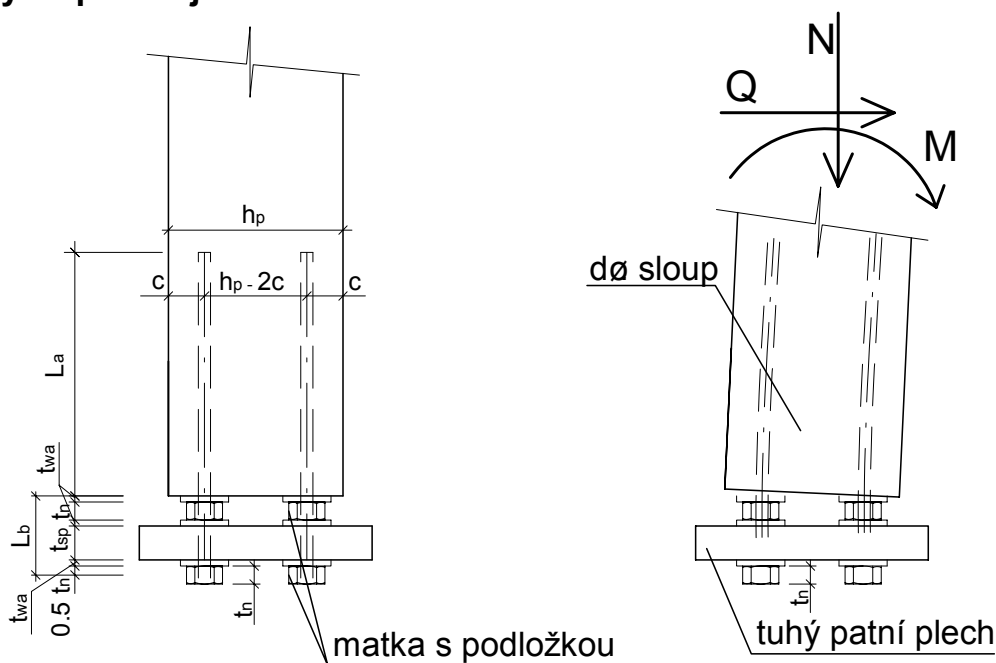


obr. 5.22 Porovnání pracovních diagramů navržených teoretických modelů pro jednotlivé styčníky

6 Použití metody komponentů na kotvení sloupu

Pro styčník STZ je možné provést určité konstrukční úpravy, aby jej bylo možné zatížit kromě ohybového momentu (a posouvající síly) i normálovou silou bez nepříznivého dopadu na namáhání dřeva v tlačené oblasti styčníku. Mezi styčník s vlepenými závitovými tyčemi se vloží matka opatřená podložkami. Toto řešení umožní využívat vlepené závitové tyče jak v tahu tak i v tlaku. Odstraní se tím tlak ve směru vláken na dřevo při kontaktu s tuhým ocelovým plechem. Tímto konstrukčním uspořádáním je rovněž přesně dána poloha komponentů působících v tlaku i v tahu a tím i rameno vnitřních sil. Navrhovaná konstrukční úprava je na obr. 6.1.

Úprava pro sloup, přenášejí tlak, ohyb a posouvající sílu



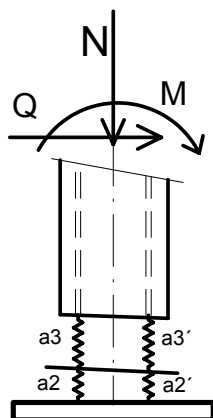
obr. 6.1 Konstrukční úprava pro tlačný sloup

Konkrétní rozměry sloupu (odpovídají styčníku STZ)

| | |
|-----------------------------------|---------------------------|
| Výška průřezu | $h_p = 145 \text{ mm}$ |
| Šířka průřezu | $b = 95 \text{ mm}$ |
| Vzdálenost vlep. z. tyče od kraje | $c = 30 \text{ mm}$ |
| Plocha závitové tyče M14 | $A_s = 115 \text{ mm}^2$ |
| Výška matky | $t_n = 14 \text{ mm}$ |
| Tloušťka podložky | $t_{wa} = 2,5 \text{ mm}$ |
| Tloušťka patního plechu | $t_{sp} = 50 \text{ mm}$ |
| Hloubka vlepění z.t. | $l_a = 250 \text{ mm}$ |

Stanovené rozměry sloupu jsou obdobné jako rozměry jednotlivých prvků a vzdálenosti u styčníku STZ, aby bylo možné porovnat pracovní diagramy.

6.1 Analytický model (metoda komponentů)



Popis jednotlivých komponentů:

- $a_2 \dots$ volná ocelová závitová tyč v tahu
- $a_3 \dots$ vlepená ocelová závitová tyč pomocí epoxidu ve dřevu v tahu
- $a_2' \dots$ volná ocelová závitová tyč v tlaku
- $a_3' \dots$ vlepená ocelová závitová tyč pomocí epoxidu ve dřevu v tlaku

obr. 6.2 Model styčnicku sloupu rozložený na komponenty

6.1.1 Složení definovaných komponentů

Pro stanovení tuhosti, natočení a únosnosti styčnicku je nutné předem definované komponenty (hlavní části styčnicku) opět složit při zachování geometrických okrajových podmínek.

Pro únosnost komponentů v tažené resp. tlačené řadě platí:

$$F_{h,u} = \min(F_{a_{2,u}}, F_{a_{3,u}}), \quad F_{d,u} = \min(F_{a_{2',u}}, F_{a_{3',u}}), \quad (6.1)$$

$$M_u = \min(F_{h,u}; F_{d,u}) \cdot r. \quad (6.2)$$

Pro tuhosti komponentů v horní resp. dolní řadě platí:

$$\frac{1}{K_h} = \frac{1}{K_{a_2}} + \frac{1}{K_{a_3}}, \quad \frac{1}{K_d} = \frac{1}{K_{a_{2'}}} + \frac{1}{K_{a_{3'}}}. \quad (6.3)$$

Pro natočení styčnicku lze zapsat vztah:

$$\phi_{ST,90} = \frac{\sum_{i=2,3,2',3'} |\delta_{ai}|}{r} = \frac{\sum_{i=2,3,2',3'} |\delta_{ai}|}{(h_p - 2c)}, \quad \text{rozměry v [m]}. \quad (6.4)$$

Počáteční pružná tuhost přípoje:

$$S_{ST,90,ini} = \frac{M}{\phi_{ST,90}} = \frac{F_t \cdot r}{\frac{\sum_{i=2,3,2',3'} |\delta_{ai}|}{r}} = \frac{(h_p - 2c)^2}{\sum_{i=2,3,2',3'} |\delta_{ai}|} = \frac{(h_p - 2c)^2}{\sum_{i=2,3,2',3'} \frac{1}{K_i}}. \quad (6.5)$$

Pro deformace komponentů v horní resp. dolní řadě platí (h_p a c viz obr 6.1):

$$\delta_h = \delta_{a2} + \delta_{a3}, \quad \delta_d = \delta_{a2'} + \delta_{a3'}, \quad (6.6)$$

Pro jednotlivé komponenty styčnicku je možné použít komponenty zpracované pro styčnick STZ. Komponent a_2 (volná závitová tyč) má jinou délku a proto je nutné vztah pro deformaci a tuhost pro konkrétní rozměr upravit. Pro únosnost v tlaku je pro jednoduchost zanedbán vzpěr závitové tyče na délce L_b .

Předpokládá se, že tlaková síla N se rozdělí na obě dvojice závitových tyčí rovnoměrně.

6.1.1.1 Volná ocelová závitová tyč (tažená) - komponent a_2

Jedná se vlastně o dvojici šroubů M14 v tahu.

Volná délka závitové tyče L_b se vypočte:

$L_b = 1,5 \cdot t_n + 3 \cdot t_{wa} + t_{sp}$, (t_{sp} je tloušťka patního plechu, t_{wa} je tloušťka podložky a t_{wc} je výška matky). Detail styčnicku viz obr. 6.1.

$$L_b = 1,5 \cdot 14 + 3 \cdot 2,5 + 50,$$

$$L_b = 78,5 \text{ mm.}$$

Volná závitová tyč v tahu (označení jednotlivých veličin je na obr. 6.1),

Pro volnou ocelovou tyč v tahu lze napsat obecné vyjádření pro deformaci δ_{a2} a tuhost K_{a2} :

$$\delta_{a2} = \frac{F_t \cdot L_b}{2 \cdot E_s \cdot A_s} = \frac{(F_t - (N/2)) \cdot 78,5 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 210\,000 \cdot 10^6 \cdot 115 \cdot 10^{-6}} = 1,62 \cdot 10^{-9} \cdot (F_t - (N/2)) [m]. \quad (6.7)$$

Počáteční tuhost K_{a2} :

$$K_{a2} = \frac{(F_t - (N/2))}{\delta_2} = 615,3 \cdot 10^6 \quad [N/m], \quad (6.8)$$

E_s je modul pružnosti tyče a A_s je průřezová plocha závitové tyče.

6.1.1.2 Ocelová závitová tyč vlepovaná pomocí epoxidu do dřeva (tažená) - komponent a_3

Deformaci a tuhost komponentu lze vyjádřit:

$$\delta_{a3} = \frac{(F_t - (N/2)) \cdot L_{eff}}{2 \cdot E_s \cdot A_s} = \frac{(F_t - (N/2)) \cdot 7,5 \cdot 14 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 210\,000 \cdot 10^6 \cdot 115 \cdot 10^{-6}} = 2,174 \cdot 10^{-9} \cdot (F_t - (N/2)) [m], \quad (6.9)$$

$$K_{a3} = \frac{(F_t - (N/2))}{\delta_2} = 460,0 \cdot 10^6 \quad [N/m]. \quad (6.10)$$

6.1.1.3 Volná ocelová závitová tyč (tlačaná) - komponent a_2'

$$\delta_{a2'} = \frac{F_t \cdot L_b}{2 \cdot E_s \cdot A_s} = \frac{(F_c + (N/2)) \cdot 78,5 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 210\,000 \cdot 10^6 \cdot 115 \cdot 10^{-6}} = 1,62 \cdot 10^{-9} \cdot (F_c + (N/2)) [m]. \quad (6.11)$$

Počáteční tuhost Ka_2 :

$$K_{a_2} = \frac{(F_t + (N/2))}{\delta_2} = 615,3 \cdot 10^6 \quad [N/m], \quad (6.12)$$

E_s je modul pružnosti tyče a A_s je průřezová plocha závitové tyče.

6.1.1.4 Ocelová závitová tyč vlepená pomocí epoxidu ve dřevu (tlačená) –komponent a₃

Deformaci a tuhost komponentu lze vyjádřit:

$$\delta_{a_3} = \frac{(F_t + (N/2)) \cdot L_{eff}}{2 \cdot E_s \cdot A_s} = \frac{(F_c + (N/2)) \cdot 7,5 \cdot 14 \cdot 10^{-3}}{2 \cdot 210\,000 \cdot 10^6 \cdot 115 \cdot 10^{-6}} = 2,174 \cdot 10^{-9} \cdot (F_c + (N/2)) [m], \quad (6.13)$$

$$K_{a_3} = \frac{(F_t - (N/2))}{\delta_2} = 460,0 \cdot 10^6 \quad [N/m]. \quad (6.14)$$

6.1.2 Shrnutí únosností jednotlivých komponentů styčnicku

- v tažené i tlačené oblasti

$$(F_t + (N/2)) \leq \min \begin{cases} n \cdot A_s \cdot f_y \\ n \cdot \pi \cdot l_a \cdot 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot d_{equ}^{+0,8} \cdot \rho_k^{1,5} \\ n \cdot f_{t,0} \cdot A_{ef} \end{cases} \quad (6.15)$$

6.1.3 Ohybová únosnost styčnicku

$$M_{\dot{i}} = r \cdot F_{\min} = r \cdot \min \begin{cases} n \cdot A_s \cdot f_y \\ n \cdot \pi \cdot l_a \cdot 1,2 \cdot 10^{-3} \cdot d_{equ}^{+0,8} \cdot \rho_k^{1,5} \\ n \cdot f_{t,0} \cdot A_{ef} \end{cases}, \quad (6.16)$$

$$\text{kde } r = h_p - 2c. \quad (6.17)$$

6.1.4 Natočení ve styčnicku

$$\text{Natočení ve styčnicku je } \phi_{ST-90} = \frac{\sum_{i=2,3,2',3'} |\delta a_i|}{h_p - 2c}, \quad (6.18)$$

$$\delta_h = \delta a_2 + \delta a_3 = (1,62 + 2,17) \cdot 10^{-9} \cdot F_t = 3,79 \cdot 10^{-9} \cdot (F_t - (N/2)), \quad (6.19)$$

$$\delta_d = \delta a'_2 + \delta a'_3 = (1,62 + 2,17) \cdot 10^{-9} \cdot F_t = 3,79 \cdot 10^{-9} \cdot (F_c + (N/2)). \quad (6.20)$$

Únosnosti komponentů v tažené oblasti styčnicku jsou stejné jako únosnosti komponentů v tlačené oblasti.

Pro komponenty lze zapsat:

$$\frac{r}{2} \cdot (F_c + (N/2)) + \frac{r}{2} \cdot (F_t - (N/2)) = \frac{r}{2} \cdot (F_c + (N/2) + F_t - (N/2)) = r \cdot F_t, \quad (6.21)$$

za předpokladu že $F_t = F_c$.

$$\phi_{ST_{90}} = \frac{(2 \cdot 3,79) \cdot 10^{-9} \cdot F_t}{h_p - 2c} = \frac{7,58 \cdot 10^{-9} \cdot F_t}{h_p - 2c}, \quad (6.22)$$

$$\phi_{ST_{90}} = \frac{7,58 \cdot 10^{-9} \cdot M}{(h_p - 2c)^2}. \quad (6.23)$$

6.1.5 Počáteční pružná tuhost přípoje

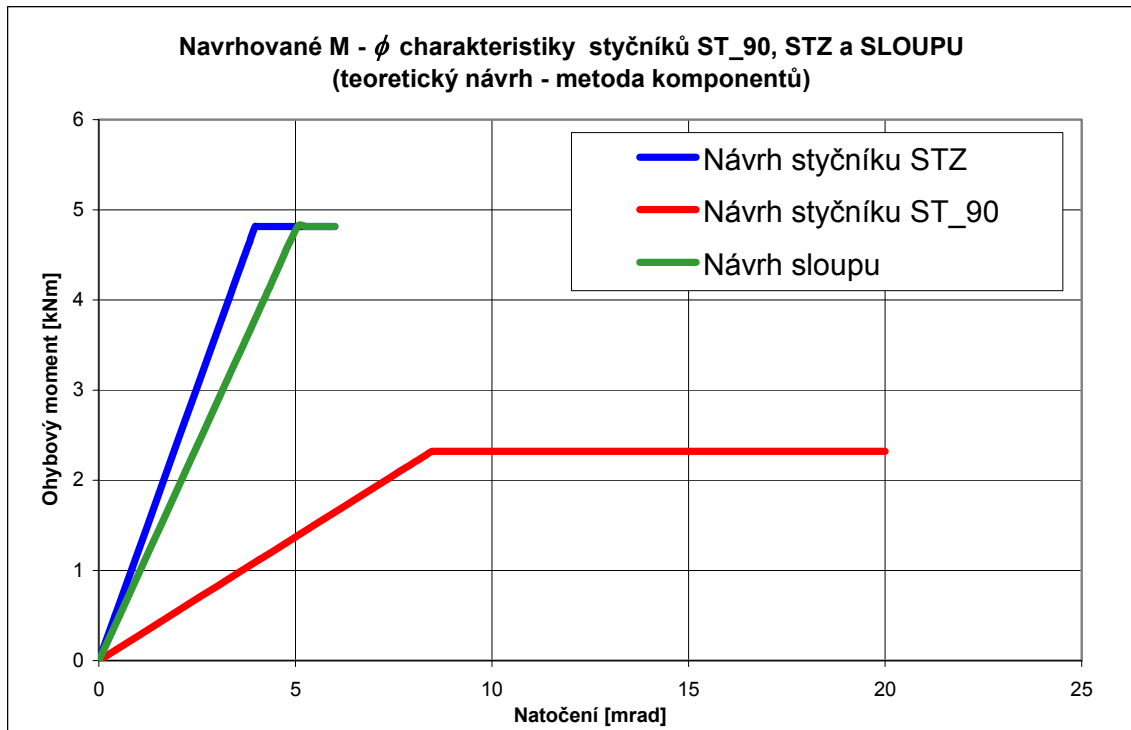
Pro součet tuhostí jednotlivých komponentů je možné zapsat:

$$\sum_{i=1}^5 \frac{1}{K_i} = 2 \cdot \left(\frac{1}{615} + \frac{1}{460} \right) \cdot \frac{1}{10^6} = 7,59 \cdot 10^{-9} \left[\frac{N}{m} \right], \quad (6.24)$$

$$S_{ST_{90,ini}} = \frac{M}{\phi_{ST_{90}}} = \frac{(h_p - 2c)^2}{\sum_{i=1}^5 |\delta a_i|} = \frac{(h_p - 2c)^2}{\sum_{i=1}^5 \frac{1}{K_i}}. \quad (6.25)$$

$$Po \text{ dosazení: } S_{ST_{90,ini}} = \frac{(h_p - 2c)^2}{7,59 \cdot 10^{-9}}. \quad (6.26)$$

Porovnání pracovního diagramu s pracovními diagramy styčnicků ST₉₀ a STZ (které byly zkoušeny experimentálně) je na obr. 6.3. Pro malé výšky průřezů je styčnick STZ tužší, než styčnick s navrhovanou úpravou pro sloup (viz obr. 6.1.). Je to dáno určitou minimální vzdáleností vlepěných závitových tyčí od okraje nosníku, která může být v těchto případech větší, než je vzdálenost těžiště předpokládaného trojúhelníkového rozdělení napětí v tlačené oblasti dřevěného nosníku. Pro větší výšky průřezů bude styčnick s navrhovanou úpravou v kapitole 6 naopak tužší.



obr. 6.3 Porovnání pracovního diagramu navrženého sloupu s ostatními styčnickými

7 ZÁVĚR

Z provedeného výzkumu dané problematiky vyplývají následující poznatky:

Styčnický s vlepovanými závitovými tyčemi lze považovat za perspektivní způsob stykování prvků dřevěných konstrukcí. Svědčí o tom také řada zajímavých prací, které se objevují na celosvětových konferencích o dřevěných konstrukcích.

U styčnicku ST_90 (dřevěný rámový roh) se výrazně projevil vliv namáhání dřeva sloupu styčnicku v tlaku kolmo na vlákna, což je jak pro únosnost, tak pro deformace rozhodující komponent. Projevil se také vliv konstrukčního uspořádání, zejména vliv nedostatečně dlouhého zhlaví sloupu styčnicku, což přispělo k poměrně malé ohybové únosnosti celého styčnicku. Naopak styčnick STZ (vetknutá dřevěná konzola do ocelového plechu) vykazoval značnou ohybovou únosnost, neboť u tohoto typu styčnicku bylo eliminováno působení dřeva v tlaku kolmo na vlákna.

Chování styčnicků bylo popsáno jednak pomocí zjednodušených analytických modelů, u kterých byl zkoumán vliv rozhodujících částí konkrétně zkoumaných styčnicku na únosnost a dále byly vytvořeny pro oba typy styčnicků zobecněné analytické modely se započtením vlivu veškerých poddajných částí styčnicku na ohybovou únosnost, tuhost a mezní natočení. V rámci těchto modelů byla ověřena možnost vytvoření určitých analytických předpovědních modelů pro chování jednotlivých komponentů styčnicků. Ukázalo se, že díky takto vytvořeným modelům pro chování jednotlivých částí styčnicků dřevěných konstrukcí se otevírá možnost navrhovat a posuzovat polotuhé styčnický dřevěných konstrukcí obdobně, jako jsou posuzovány polotuhé styčnický ocelových konstrukcí (viz např. [43]). V závěru vyhodnocení každého ze styčnicků byly takto sestavené předpovědní modely vyčísleny pro oba styčnický a navržené modely porovnány s naměřenými experimentálními daty. I přes nedostatek měření z jednotlivých komponentů lze říci, že navržené vztahy vedou k cíli, což je popis průběhu křivky moment – natočení alespoň v pružné oblasti chování styčnicků.

Pro styčnick, kdy se připojuje kolmá příčel na sloup (styčnick typu ST_90), byl odvozen vztah pro moment – natočení:

$$\phi_{ST_90} = \frac{39,22 \cdot 10^{-9} \cdot M}{\left(h_p - c + \frac{1}{3} \left(\frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot 2c - \sqrt{\left(\frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \right)^2 \cdot 4c^2 + \frac{f_{c,90,II}}{f_{c,90,I}} \cdot 4c \cdot (h_p - c)} \right) \right)^2}, \quad (7.1)$$

vztah odvozený pro počáteční tuhost styčnicku typu ST_90:

$$S_{ST,90,ini} = \frac{\left(h_p - c - \frac{1}{3}z_c\right)^2}{39,2 \cdot 10^{-9}}. \quad (7.2)$$

Pro styčník, kdy se připojuje vetknutá příčel na ocelový plech (styčník typu STZ) byl odvozen vztah pro moment – natočení:

$$\phi_{ST,90} = \frac{8,45 \cdot 10^{-9} \cdot M}{\left(h_p - c - \frac{1}{3} \cdot \sqrt{\frac{2\bar{n} \cdot A_s \cdot (h_p - c)}{b}}\right)^2}, \quad (7.3)$$

vztah odvozený pro počáteční tuhost styčníku typu STZ:

$$S_{ST,90,ini} = \frac{\left(h_p - c - \frac{1}{3} \cdot \sqrt{\frac{2\bar{n} \cdot A_s \cdot (h_p - c)}{b}}\right)^2}{8,45 \cdot 10^{-9}}. \quad (7.4)$$

Jednotlivé veličiny jsou popsány v kapitole 5.1.2 pro styčník ST₉₀ a 5.2.2 pro styčník STZ.

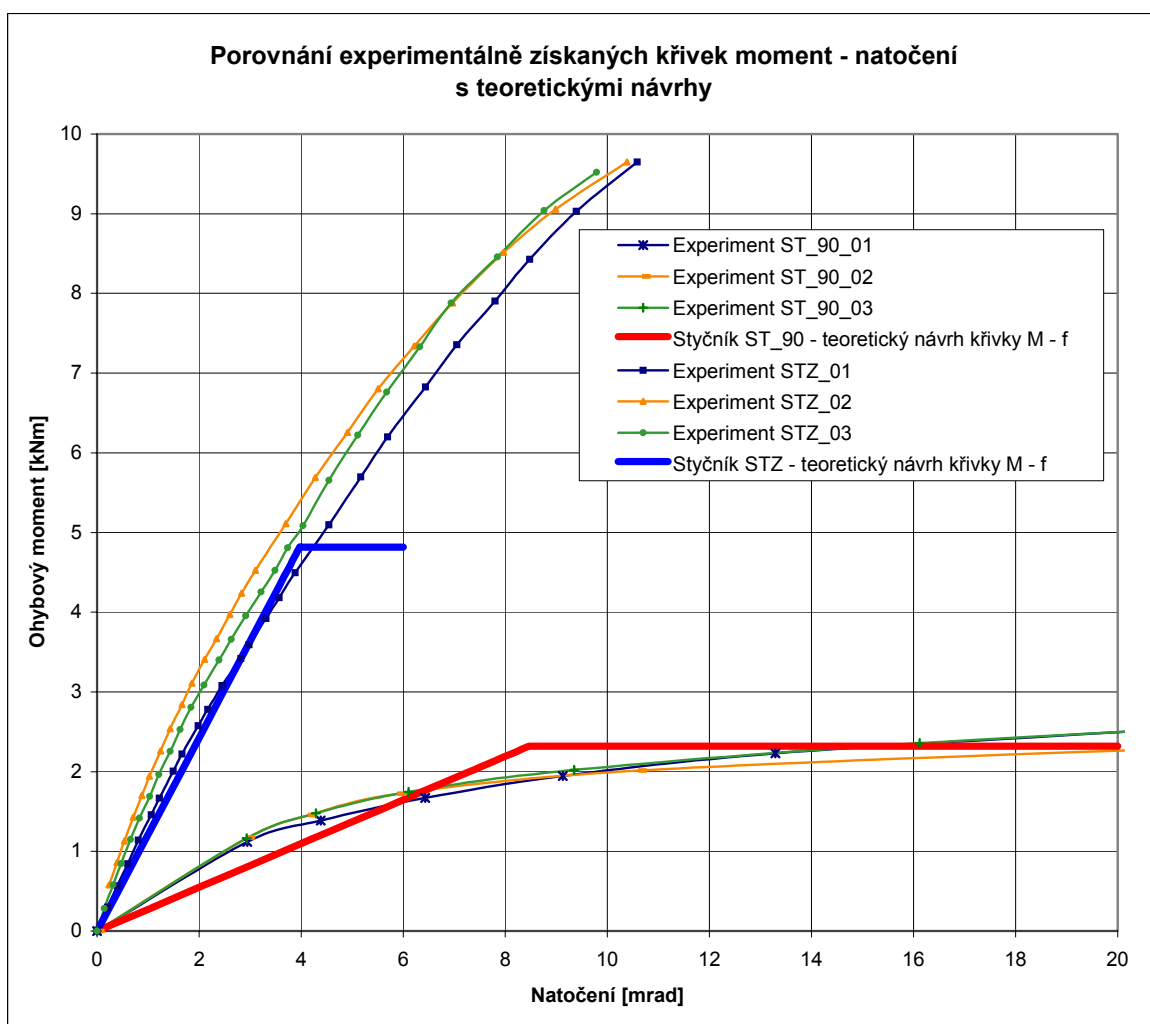
Využití vlepovaných závitových tyčí se ukázalo jako perspektivní prostředek pro spojování v dřevěných konstrukcích, neboť bylo dostatečně prokázáno, že od určité hloubky vlepění pro daný průměr závitové tyče o únosnosti v tahu (event. ve smyku) rozhoduje pevnost oceli této závitové tyče. Jestliže je hloubka vlepění závitové tyče malá, dojde k jejímu vytržení ze dřeva. Při tom se poruší nejblíže dřevěná vlákna kolem vyvrtaného otvoru, ve kterém je zalepena závitová tyč. K porušení mezi ocelovou závitovou tyčí a lepidlem zpravidla nedochází. Při výrobě je však nutné dodržovat určité zásady, zejména při samotném vlepování závitových tyčí do předem vyvrtaných otvorů. Rovněž výběru lepidla je potřeba věnovat pozornost a zvolit vhodné lepidlo například vzhledem k předpokládaným teplotám, vlhkosti a dalším podmínkám, ve kterých bude konstrukce působit.

Využití vlepovaných závitových tyčí lze doporučit zejména pro dřevěné lepené lamelové konstrukce, u kterých lze poměrně snadno dosáhnout značných výšek u průřezů spojovaných dřevěných profilů, což se příznivě projevuje zejména na ohybové únosnosti, neboť ta roste se zvětšujícím se ramenem vnitřních sil.

Ukázalo se také, že použití předpovědních modelů pro praktické navrhování (metoda komponentů) je pro výpočet styčniců ve dřevěných konstrukcích perspektivní, ale je zapotřebí věnovat ještě značné úsilí na výzkum chování jednotlivých typických komponentů. Zejména u styčniců obdobných typů jako je styčník ST₉₀ se jeví důležité popsat chování dřeva v tlaku kolmo na vlákna pro různá uspořádání působení zatížení a pro různé výšky namáhaných nosníků. Pro tlak kolmo na vlákna působící na konci nosníku jsou únosnosti dřeva poněkud nadhodnocené oproti skutečnosti. Je nutné rovněž podrobněji ověřit možnost stanovení určitých ekvivalentních

délek (či výšek) pro části zatěžovaných objemů, aby se zohlednil vliv vrstevnatosti materiálu dřeva na lokální namáhání části objemu.

Pro styčník ST_90 byl stanoven bilineární model nahrazující křivku moment – natočení. Navržený model se v počáteční fázi (viz odvozené vztahy [5.71] – [5.75]) snaží využívat dřevo pouze v mezích pružného působení. Po dosažení plastických deformací se u experimentálně zkoumaného styčníku únosnost dále zvyšovala, ale pro praktické využití tato fáze pracovního diagramu nemá význam. Byla proto nahrazena vodorovnou přímkou, která pouze naznačuje, že styčník má ještě tzv. rotační kapacitu, a že při přetížení styčníku nedojde k jeho zhroucení (např. křehkým lomem). Pro styčník STZ je použit rovněž bilineární model popisující průběh křivky moment-natočení. Rotační kapacita styčníku STZ byla však mnohem menší v porovnání se styčníkem ST_90. Pro popis charakteristiky moment – natočení viz odvozené vztahy [5.117] – [5.121]. Styčník STZ vykazoval naopak vyšší tuhost i únosnost, neboť v tomto případě nebylo namáháno dřevo kolmo na vlákna, které u styčníku ST_90 o těchto charakteristikách rozhodovalo. Porovnání obou navržených modelů s experimenty je na obr. 7.1.



Obr. 7.1 Vzájemné porovnání křivek moment - natočení obou zkoumaných styčníků

Epoxid je vhodné lepidlo pro vlepování závitových tyčí u konstrukcí, kde nepředpokládáme vystavení spoje teplotám nad 55°C. Je však třeba ověřit chování tohoto spoje při dlouhodobém namáhání. Epoxidové lepidlo ChS EPOXY 1200 lze případně nahradit některým zahraničním

lepidlem speciálně vyvinutým pro spoje používané v moderním kotvení, které lépe odolává vyšším teplotám (například lepidla na bázi polyuretanu Sadofoss 959 s tvrdidlem 956, Cascobond 1852 s tvrdidlem 1853 a další).

Navrhovaný spoj otevírá nové možnosti při použití ve stycích prostorových prutových konstrukcí. Z architektonického hlediska jsou možnosti spojování závitovými tyčemi velmi zajímavé, neboť by bylo možné navrhovat tyto spojovací prostředky místo vkládaných styčnickových plechů, které je nutné vždy ještě zajistit ocelovými svorníky, jež jsme nuceni často pohledově přiznat. Při větším počtu stykovaných prvků v jednom styčnicku je navrhovaný způsob stykování mnohem méně náročný na prostor z hlediska montáže.

Navrhovaný styčník má i některé nedostatky:

Především se tyto nedostatky projevují při stykování prvků z rostlého dřeva, které mívá často značný počet velmi hlubokých a rozsáhlých výsušných trhlin. V takovém případě se může stát, že výsušná trhlina zasáhne i oblast, kde je vyvrtán otvor a vlepena závitová tyč. Výsušné trhliny se tvoří poměrně dlouhou dobu i poté, co dřevěný prvek zabudujeme do konstrukce (a to i v případě, že má dřevo předepsanou vlhkost v době realizace). Proto je tento druh stykování spíše vhodný pro lepené lamelové dřevo, kde se také používá téměř výhradně v zahraničí.

Rovněž je třeba dodržet přesně technologii lepení.

Přes tyto všechny problémové body lze konstatovat, že styčník má své opodstatnění a že může obohatit současné možnosti stykování dřevěných konstrukcí.

8 Literatura a normy:

- [1] Bittnar, Z., Šejnoha, J.: Numerické metody mechaniky I. Praha, ČVUT 1992
- [2] Bodig, J., Jayne, B. A.: Mechanics of wood and wood components, Van Nostrand Reinhold Company Inc., 1982
- [3] Lidařík, M.: Epoxidové pryskyřice, 3. přeprac. a rozšíř. vyd., SNTL, 1983, Praha
- [4] Gunderson, R. A., Goodman, J. R., Bodig, J.: Plate Tests for Determination of Elastic Parametres of Wood, Wood Science, Volume 5, p. 241-248, April 1973
- [5] Jarušková, D.: Matematická statistika. Praha, ČVUT 1989
- [6] Meloun, M., Militký, J.: Statistické zpracování experimentálních dat. Praha, PLUS 1995
- [7] Studnička, J., Wald, F.: Výběrový předmět II, Praha, ČVUT 1991
- [8] Chen, W. F.: Joint Flexibility in Steel Frames, Elsevier Applied Science Publishers Ltd., New York 1987
- [9] Lemaitre, J., Chaboche, J.: Mechanics of solid materials, Cambridge University Press, 1990
- [10] Steenhuis, M., Gresnigt, N., Weynand, K.: Pre-design of Semi-rigid joints in steel frames, Proceedings of the Second State of the Art Workshop, Prague, 1994, p. 131-140
- [11] Tsai, S. W., Wu, E. W., A general theory of strength for anisotropic materials, J. Composite Materials, Vol. 5, 1971, p. 833-838
- [12] Rodd, P. D.: Moment transmitting timber joints made with laterally loaded resin bonded dowels, Proceedings of the Second State of the Art Workshop, Prague, 1994, p.359-368
- [13] Nakai, T., Tanaka, T., Nagao, H.: Comparison of Non-destructive Tests for Measuring Modulus of Elasticity as a Parameter for Grading Sawn Timber. Proc. International Timber Engineering Conference, Tokyo, 1990
- [14] Anderson, D.: COST C1, Composite steel-concrete joints in braced frames for buildings, University of Warwick 1996
- [15] Sobotka, Z.: Reologie hmot a konstrukcí. Academia Praha 1981
- [16] Petrtýl, M.: Mechanika kompozitních těles, ČVUT Praha 1991
- [17] Servít, R. - Doležalová, E. - Crha, M.: Teorie pružnosti a plasticity. SNTL/ALFA, Praha 1981
- [18] Rektorys, K.: Přehled užití matematiky. Praha 1963
- [19] Zienkiewicz, O.C.: The finite element method. London 1972
- [20] Kafka, V.: Základy teoretické mikrореologie heterogenních látek. Academia Praha 1984
- [21] Kříž, Z. a kol.: Lesnická botanika, SZN, Praha 1971
- [22] ČSN 49 0108 (ISO 3131:1975) Zisťovanie hustoty, 1993
- [23] ČSN 49 0115 Drevo. Zisťovanie medze pevnosti v statickom ohybe, 1979
- [24] ČSN 49 0116 Drevo. Metóda zisťovania modulu pružnosti pri statickom ohybe, 1980
- [25] ČSN 49 1531 Drevo na stavebné konštrukcie, 1971
- [26] ČSN 49 1531 (návrh) Dřevo na stavební konstrukce, 1997
- [27] Aasheim, E.: Test of Nail Plates Subjected to Moment, Proc. CIB – W18 Athens, 1993
- [28] Kevarinmäki, A.: Anchorage of Nail Plate Joints in Moment Loading Proc. COST – C1, 1994
- [29] EN 384 Structural Timber - Determination of Characteristic Values of Mechanical Properties and Density, 1995
- [30] EN 408 Timber Structures - Structural Timber and Glued Laminated Timber - Determination of Some Physical and Mechanical Properties, 1995
- [31] ČSN EN 384 Konstrukční dřevo - Zjišťování charakteristických hodnot mechanických vlastností a hustoty, 1995

- [32] ČSN P ENV 1995-1-1 Navrhování dřevěných konstrukcí. Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby, 1995
- [33] ČSN P ENV 1993-1-1 Navrhování ocelových konstrukcí. Obecná pravidla a pravidla pro budovy, 1993
- [34] Vašek, M., Mikeš, K.: The Metal Joints for the Space Timber Structures, the Non Linear Behaviour pp. 822-823, 5th World Conference on Timber Engineering, Montreux, 1998
- [35] Inayama, M.: Design of timber joints using embedment resistance, Architectural Engineering, 1995
- [36] Dolejš, J.: Disertační práce - Využití nedestruktivních metod k vyšetřování mechanických vlastností dřeva, ČVUT, Praha 1997.
- [37] Koželouh, B.: Timber Engineering STEP 1 (Structural Timber Education Programme, podporovaný v rámci EU Comett Programme), překlad z originálu, KODR, 1998
- [38] Bodig, J., Goodman, R.: Prediction of elastic parametres of wood, Woods Science 5, 1973
- [39] TRAE, Indlmede bolte, Danmark, 1987
- [40] Christopher, J. Vašek, M., Bjorhovde, R.: DOST, Ocelové konstrukce s polotuhými styčníky podle ENV 1993 - 1 - 1, ČKAIT Praha, 2000
- [41] Riberholt, H., Enquist, B., Gustafsson, P. J., Jensen R. B.: Timber beams notched at the support, Technical Univesity of Denmark, 1991
- [42] Gehri, E.: Load Introduction and Load Transfer Perpendicular to Grain, 5th World Conference on Timber Engineering, August 17-20, Montreux. Vol. 1, Page 175-182
- [43] Wald, F., Sokol, Z.: Navrhování styčnicků, ČVUT, Praha 1999
- [44] Karlsen, G. G.; Bořšakov, V.V., Kagan, M. J., Svenckij: Dřevěné konstrukce, I. díl, SNTL 1955
- [45] ČSN P ENV 1995-2 Navrhování dřevěných konstrukcí – část 2: Mosty, 1998

9 Přílohy