



**ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE**

---

**Fakulta stavební**

**Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí**

**Vliv svaru na únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů**

**Weld size and resistance in rectangular hollow section joint**

**DISERTAČNÍ PRÁCE**

**Ing. Petr Jehlička**

Doktorský studijní program: Stavební inženýrství

Studijní obor: Konstrukce a dopravní stavby

Školitel: doc. Ing. Tomáš Rotter, CSc.  
prof. Ing. František Wald, CSc. (specialista)

**Praha, 2023**

## **PROHLÁŠENÍ**

Jméno doktoranda: Ing. Petr Jehlička

Název disertační práce: Vliv svaru na únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů

Prohlašuji, že jsem uvedenou disertační práci vypracoval samostatně pod vedením školitele doc. Ing. Tomáše Rottera, CSc. a školitele specialisty prof. Ing. Františka Walda, CSc.

Použitou literaturu a další materiály uvádím v seznamu použité literatury.

Disertační práce vznikla v souvislosti s řešením projektů: SGS 16/049/OHK1/1T/11, SGS 17/050/OHK1/1T/11, SGS 18/117/OHK1/2T/11, TAČR EPSILON 3121704A134

V Praze dne .....

.....  
podpis



## **PODĚKOVÁNÍ**

Tato disertační práce byla vypracována na Fakultě stavební – Katedře ocelových a dřevěných konstrukcí ČVUT v Praze v letech 2016-2023.

Na prvním místě bych chtěl poděkovat školiteli docentu Tomáši Rotterovi a školiteli specialistovi profesoru Františku Waldovi za cenné rady, věcné připomínky a motivaci k dokončení této práce. Je mi velkou ctí, že jsem mohl pracovat pod jejich vedením. Poděkování patří všem ostatním členům katedry, za jejich připomínky a náměty k vylepšení práce, které jsem dostával nejen při pravidelných seminářích katedry. V neposlední řadě děkuji za vytvoření příjemného a přátelského pracovního prostředí na katedře.

Experimenty byly připraveny v Experimentálním centru na Fakultě stavební ČVUT. Na tomto místě chci poděkovat docentu Litošovi, za pomoc s přípravou experimentů a všem pracovníkům centra za pomoc při jejich provedení. Jejich profesionálního přístupu a odborné pomoci si velmi cením. Materiálové zkoušky byly provedeny ve zkušebně katedry ocelových a dřevěných konstrukcí. Děkuji proto i inženýru Zdeňku Sokolovi za pomoc s přípravou vzorků a provedením zkoušek.

Finanční podpora výzkumu byla zajištěna granty SGS 16/049/OHK1/1T/11, SGS 17/050/OHK1/1T/11, SGS 18/117/OHK1/2T/11 a TAČR EPSILON 3121704A134. Za podporu děkuji a velmi si jí cením.



## ABSTRAKT

Pokud ve styčnicku hranatých uzavřených průřezů dochází k porušení povrchu pásu, závisí jeho únosnost na poměru šířky mezipásového prutu a pásu. V tomto poměru by mělo být uvažováno s velikostí svaru spojujícího oba pruty. Vliv typu a velikosti svaru na chování spojů obdélníkových a čtvercových uzavřených průřezů byl zkoumán v rámci této disertační práce.

Poznatky v oblasti výzkumu jsou shrnuty v úvodní rešeršní části textu. Studie dané problematiky obsahuje obecné informace z oblasti chování styčnicků uzavřených průřezů a normové návrhové postupy. Uvedeno je několik výzkumných prací a projektů, které byly prováděny v nedávné minulosti. Popsány jsou výzkumy aplikující metodu komponent pro zjištění únosnosti styčnicků uzavřených průřezů a výzkumy, které stanovují metodu experimentálního stanovení únosnosti těchto styčnicků.

Součástí práce je experimentální a numerický výzkum styčnicků čtvercových uzavřených průřezu. Svařované T-styčnicků byly zatěžovány osovým tlakem a ohybem v rovině styčnicku. Zkoumány byly tři různé typy svarů, tupé svary, koutové svary a jejich kombinace. Práce obsahuje výsledky těchto zkoušek spolu s tahovými testy materiálových charakteristik. Popsána je validace numerického modelu na základě experimentálních dat pomocí dvou programů pro výpočet konečně prvkových modelů, model s objemovými prvky v programu ABAQUS a model se skořepinovými prvky v programu RFEM. Skořepinový model dostatečně dobře reprezentuje chování styčnicků uzavřených průřezu a na jeho základě je provedena parametrická studie s širším rozsahem průřezů.

Výsledky experimentálního a numerického šetření ukazují nezanedbatelný vliv typu a velikosti svaru na únosnost styčnicků hranatých uzavřených průřezů. S pomocí těchto výsledků byla navržena úprava analytických rovnic používaných v návrhových normách.

Klíčová slova: *hranaté uzavřené průřezy, T-styčnick, koutové svary, únosnost styčnicků uzavřených průřezů*



## **ABSTRACT**

The resistance of the square hollow sections joint depends in case of the chord face failure on the joint's brace to chord width ratio. This includes the size of the weld connecting the two members. The influence of weld type and weld size on the behaviour of rectangular and square hollow section joints was studied in this thesis.

The state of the art is summarized in the first part of the text. This summary includes general information on the behaviour of hollow section joints and standard design procedures. Several research papers and projects that have been carried out in the recent past are listed. Research applying the component method to determine the resistance of hollow section joints and research establishing a method for determining the resistance of such joints are described.

Experimental and numerical investigations of square hollow section joints are included. The welded T-joints were loaded by axial compression and in-plane bending. Three different types of welds, butt welds, fillet welds and their combinations were investigated. This paper presents the results of these tests together with tensile tests of the material characteristics. The validation of the numerical model based on experimental data using two finite element programs, a solid element model in ABAQUS and a shell element model in RFEM, is provided. The shell model sufficiently represents the behaviour of the hollow section joints and a parametric study with a wider range of sections is performed based on it.

The experimental and numerical results show a non-negligible effect of weld type and size on resistance of the square hollow section joints. Using these results, a modification of the analytical equations used in the design standards was proposed.

Key words: square hollow sections, T-joint, fillet welds, hollow section resistance



## OBSAH

1.	SHRnutí PROBLEMATIKY .....	- 8 -
2.	UZAVŘENÉ PRŮŘEZY V OCELOVÝCH KONSTRUKCÍCH .....	- 9 -
2.1	Mechanické vlastnosti .....	- 9 -
2.2	Návrhové modely podle způsobu porušení .....	- 10 -
2.3	Model porušení liniovými plastickými klouby .....	- 13 -
2.4	Poslední poznatky .....	- 16 -
2.4.1	Popis pracovního diagramu .....	- 16 -
2.4.2	Kombinované porušení .....	- 18 -
2.4.3	Styčnický průřezů stejné šířky .....	- 20 -
2.4.4	Vliv žárového zinkování .....	- 22 -
2.4.5	Zesílení styčnicku .....	- 25 -
2.4.6	Vyztužení styčnicku svorníky .....	- 27 -
2.4.7	Styčnický průřezů z nerezové oceli .....	- 30 -
2.4.8	Redukce velikosti svaru .....	- 33 -
2.4.9	Vliv koutového svaru na momentovou únosnost .....	- 37 -
2.5	Návrh styčnicků metodou komponent .....	- 39 -
2.5.1	Metoda komponent pro styčnick tvaru T .....	- 41 -
2.5.2	Komponenta povrch pásu v ohybu .....	- 42 -
2.6	Omezení únosnosti přetvořením .....	- 43 -
3.	CÍLE PRÁCE .....	- 46 -
3.1	Shrnutí problematiky .....	- 46 -
3.2	Experimenty .....	- 46 -
3.3	Numerické modely .....	- 46 -
3.4	Analytický model .....	- 46 -
4.	EXPERIMENTY .....	- 47 -
4.1	Vzorky .....	- 47 -
4.2	Značení .....	- 48 -
4.3	Příprava zkoušek .....	- 51 -
4.4	Změřené rozměry vzorků .....	- 55 -
4.5	Výsledky .....	- 56 -
4.5.1	Centricky tlačené vzorky .....	- 56 -
4.5.2	Vzorky ohýbané v rovině styčnicku .....	- 58 -
4.6	Materiálové zkoušky .....	- 61 -
5.	NUMERICKÉ MODELY .....	- 63 -
5.1	Objemový model s 3D prvky .....	- 63 -



5.1.1	Validace centricky tlačných styčnicků .....	- 64 -
5.1.2	Validace styčnicků ohýbaných ve své rovině .....	- 68 -
5.2	Skořepinový model s 2D prvky .....	- 71 -
5.2.1	Validace .....	- 72 -
5.2.2	Studie citlivosti sítě .....	- 74 -
5.3	Parametrická studie .....	- 75 -
5.3.1	Model svaru .....	- 77 -
5.3.2	Výsledky parametrické studie .....	- 78 -
6.	ANALYTICKÝ MODEL .....	- 79 -
6.1	Vliv velikosti svaru .....	- 79 -
6.2	Verifikace analytického řešení .....	- 80 -
7.	SHRNUTÍ .....	- 84 -
7.1	Dosažené výsledky .....	- 84 -
7.2	Směr dalšího výzkumu .....	- 86 -
8.	SEZNAM LITERATURY .....	- 87 -
8.1	Použitá literatura .....	- 87 -
8.2	Publikace autora .....	- 89 -
Příloha 1	.....	- 91 -



## 1. SHRNUTÍ PROBLEMATIKY

Shrnutí současného stavu problematiky styčnicků uzavřených průřezů se v první části zabývá obecnými poznatky. V této části autor vychází především z publikace *Hollow sections in structural applications* [1], která shrnuje dosavadní poznatky v oblasti konstrukcí z uzavřených průřezů. Publikace obsahuje také vztahy pro výpočet únosností styčnicků uzavřených průřezů a analytické modely, ze kterých byly tyto vztahy odvozeny. Základní informace ohledně výzkumu styčnicků uzavřených průřezů jsou dále čerpány z publikace *Hollow Sections Joints* [2]. Ta shrnuje poznatky výzkumu, který vedl k odvození současných návrhových postupů.

Současné návrhové postupy pro výpočet únosností styčnicků uzavřených průřezů jsou uvedeny v platných normových předpisech, ať už se jedná o *EN 1993-1-8* [3], která patří do souboru evropských návrhových norem nebo normu *ISO 14346:2013* [4], vydanou mezinárodní komisí pro standardizaci.

První výzkumy zabývající se styčnickými konstrukcemi z uzavřených hranatých průřezů začaly vznikat v sedmdesátých letech 20. století. Ohledně únosnosti styčnicků v módu porušení povrchu pásu jsou to například výzkumy provedené *J. A. Packerem* [5] v jeho disertační práci nebo výzkum *J. Wardeniera* [6] prováděný za podpory sdružení výrobců trubek CIDECT.

V nedávné minulosti byly prováděny výzkumy v oblasti styčnicků uzavřených průřezů například na univerzitě v portugalské *Coimbre* a v *Brazílii* [7], [8], [9] dále pak také na univerzitě v britském *Sheffieldu* [10], [11].

Výzkum zaměřený na návrh svarů u T-styčnicku stejně širokých uzavřených průřezů provedli na univerzitě v *Sydney* [12].

Výzkumem K-styčnicku hranatých uzavřených průřezů, který je oslaben vtokovými a výtokovými otvory pro technologii zinkování se zabýval výzkum provedený ve španělském *Oviedu* [13].

Zesíleným styčnickům uzavřených hranatých průřezů se věnují další dva výzkumy, první provedený v *Číně* [14] se zabývá klasickým zesílením použitím tlustších stěn v místě styčnicku, druhý provedený v *Kanadě* [15] se zabývá zesílením s využitím šroubů.

Styčnickům uzavřených průřezů z nerezové oceli se věnuje výzkum provedený na univerzitě v *Hong Kongu* [16], [17], [18].

Výzkum zabývající se redukcí velikosti svarů provedl doktor *S. Herion* [19] pro výrobce trubek a prvků uzavřených průřezů.

Tématem disertační práce, vlivem velikosti svaru na chování styčnicků hranatých uzavřených průřezů, se zabýval i výzkum, který provedla *Bronzova* [20], výzkum se však zaměřuje pouze na styčnický namáhané ohybem v rovině styčnicku.

Mechanické vlastnosti styčnicku je možné stanovit pomocí metody komponent, která byla nejdříve použita pro styčnický otevřených průřezů. Aplikací této metody na styčnický uzavřených průřezů se věnují výzkumy *K. Weynanda* a *J. – P. Jasparta* [21], [22]

Pro určení únosnosti styčnicků uzavřených průřezů je důležité stanovení deformačního limitu, touto problematikou se zabývaly výzkumy, které publikoval *Lu* [23], a *Zhao* [24].

Dalšími podklady pro výzkum a návrh styčnicků uzavřených průřezů jsou publikace vydané sdružením výrobců trubek *CIDECT* [25].

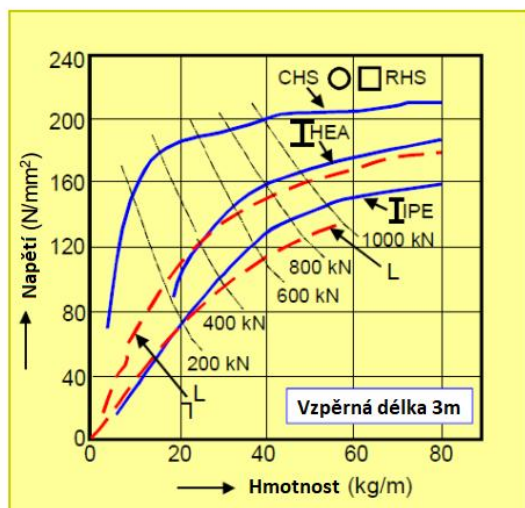


## 2. UZAVŘENÉ PRŮŘEZY V OCELOVÝCH KONSTRUKCÍCH

Prvky uzavřených průřezů se v ocelových konstrukcích vyskytují velmi často, ať už z důvodů estetických nebo z důvodu jejich výhodných mechanických vlastností. Jejich výhodou oproti srovnatelným otevřeným průřezům je větší účinnost při namáhání vzpěrným tlakem, ohybem v obou rovinách nebo kroucením. Ve srovnání s otevřenými průřezmi mají také menší povrchovou plochu, což je důležité pro požární návrh ocelové konstrukce.

Historicky se nejdříve začalo s využitím prvků, trubek, s kruhovým dutým průřezem ("circular hollow sections", dále CHS), avšak jejich použití v případě svařovaných příhradových konstrukcí bylo obtížné, protože styčnick dvou prvků kruhového průřezu vyžaduje prostorové řezání. To vedlo k širšímu použití prvků s čtvercovým nebo obdélníkovým dutým průřezem ("rectangular hollow sections", dále RHS), u kterých tento problém odpadá. Moderní řezací stroje tento problém značně zmenšily, ale pruty z RHS, díky své jednodušší zpracovatelnosti, mají stále velkou oblibu.

Pruty z RHS nebo CHS se velmi často používají jako prvky svařovaných příhradových nosníků. Svařované styčnický těchto konstrukcí jsou důležitou součástí návrhu. Tato část textu si dává za cíl shrnout problematiku chování svařovaných styčnicků RHS prutů.



Obr. 1 – Porovnání chování při namáhání vzpěrem u prvků uzavřených a otevřených průřezů s porovnáním jejich hmotnosti

### 2.1 MECHANICKÉ VLASTNOSTI

Prvky z RHS nebo CHS se vyrábí z ocelí stejných tříd, jako ostatní ocelové průřezy, materiálové vlastnosti mají tedy v tomto směru stejné. I když v poslední době se na trhu objevují i RHS či CHS vyráběné z oceli vysokých pevností s mezí kluzu nad 690 MPa.

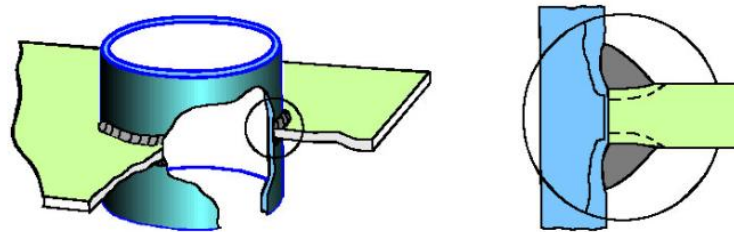
Z důvodů dostatečné rotační kapacity styčnicků uzavřených průřezů a oslabených míst, a dále také kvůli omezení výskytu křehkého lomu, předepisují některé normy minimální poměr pevnosti a meze kluzu oceli. Například podle EN 1993-1-8 [3] musí být minimální poměr meze pevnosti a meze kluzu vyšší než 1,1.

Jiná důležitá vlastnost pro prvky RHS nebo CHS s velkými tloušťkami stěn je jejich pevnost a tažnost v kolmém směru. Ta musí být dostatečná, aby nedocházelo ke vzniku lamerální trhliny, viz obr. 2. V těchto případech musí být materiálové složení oceli hlídáno.

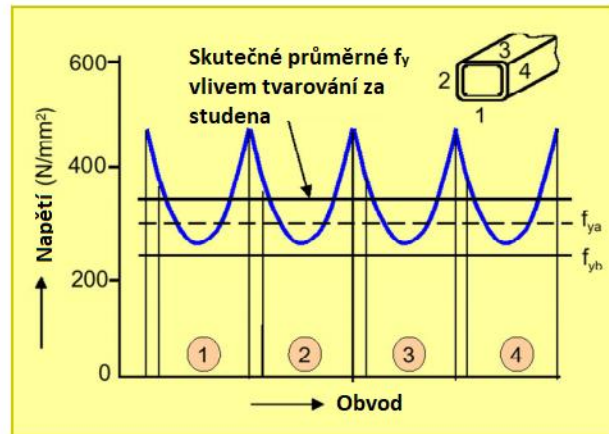
V případě uzavřených průřezů je také důležitá technologie výroby. CHS i RHS mohou

být vyráběny tzv. za tepla nebo za studena. Při výrobě za tepla tvarovaných průřezů vzniká v prvcích méně vlastních pnutí než při vytváření prvků za studena. U RHS průřezů, pak v místě ohýbání, v rozích, dochází ke zpevnění. Zvyšuje se mez kluzu a pevnosti, ale zároveň dochází ke snížení tažnosti, viz obr. 3. Z důvodu vyšších residuálních pnutí mají za studena tvarované průřezy horší vlastnosti při stabilitním namáhání, tzn. ve vzpěrném tlaku.

Výhoda všech uzavřených průřezů je, že z důvodu velké tuhosti v kroucení u nich nedochází při namáhání v ohybu ke ztrátě stability.



Obr. 2 – Vznik lamerální trhliny



Obr. 3 – Vliv ohýbání na mez kluzu u hranatého uzavřeného průřezu tvářeného za studena

## 2.2 NÁVRHOVÉ MODELY PODLE ZPŮSOBU PORUŠENÍ

Styčnický uzavřených průřezů je možné dělit na základě různých kritérií, jedním z nich, které využívá norma EN 1993-1-8 [3], je dělení na základě jejich geometrie. Toto dělení je zobrazeno na obr. 4. Norma takto dělí styčnický na rovinné a prostorové.

Statické návrhové únosnosti, vyjádřené pomocí největší návrhové osově síly nebo ohybového momentu, uvádí norma pro jednotlivé kategorie styčnický v závislosti na druhu připojovaných prutů příhradových konstrukcí. Pro účely této publikace se dále budu zabývat pouze styčnický tvořenými mezipásovým prutem průřezu RHS a pásem, ke kterému je tento prut připojen rovněž z průřezu RHS.

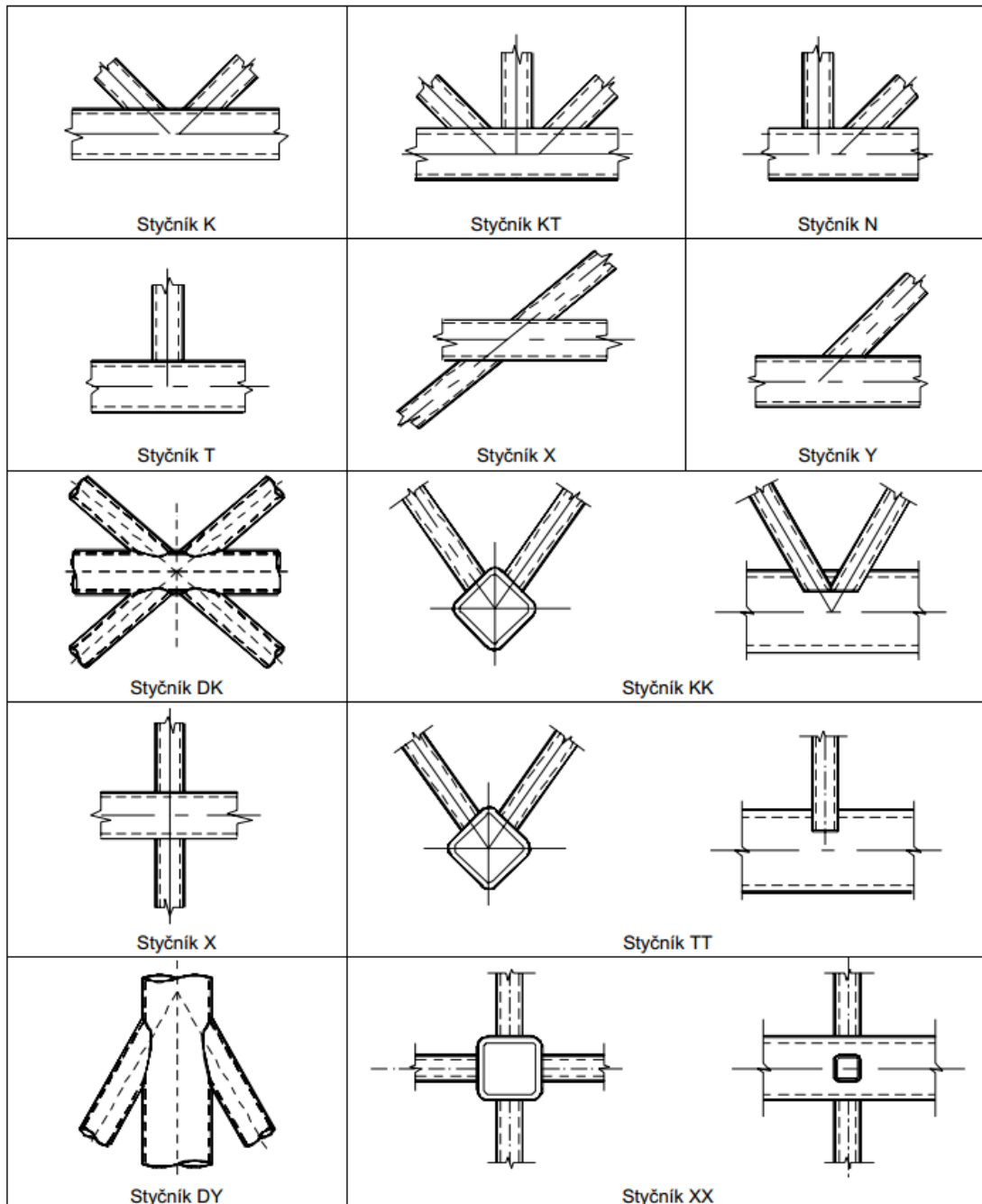
Aplikační pravidla normy, platí pro průřezy z oceli s mezí kluzu do 460 MPa. Pro průřezy z oceli s mezí kluzu nad 355 MPa, se má únosnost redukovat součinitelem 0,9. Dalšími obecnými omezujícími parametry jsou minimální jmenovitá tloušťka stěny 2,5 mm a maximální jmenovitá tloušťka stěny pásu 25 mm. Tlačené části prutů mají vyhovovat požadavkům pro třídu 1 nebo 2 při čistém ohybu, které jsou uvedeny v EN 1993-1-1 [26].

Norma dále uvádí geometrické podmínky styčnický, jako je úhel mezi pásem a mezipásovým prutem nebo minimální velikosti překrytí prutů.

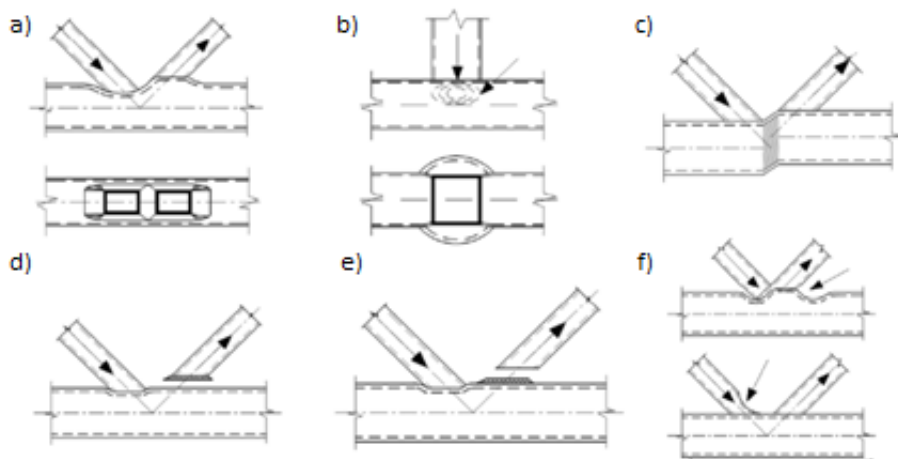
Návrhová únosnost styčnicku mezi RHS průřezy je dána způsobem, módem, porušení. Nastat mohou tyto způsoby, viz obr. 5:

- a) Porušení povrchu pásu
- b) Porušení boční stěny pásu
- c) Porušení pásu smykem
- d) Prolomení smykem
- e) Porušení mezipásového prutu
- f) Porušení místním vybočením

Konkrétní vztahy pro určení jednotlivých únosností jsou uvedeny v [3], pro účely tohoto shrnutí nejsou na tomto místě podstatné.



Obr. 4 – Dělení styčnicků uzavřených průřezů na základě geometrie



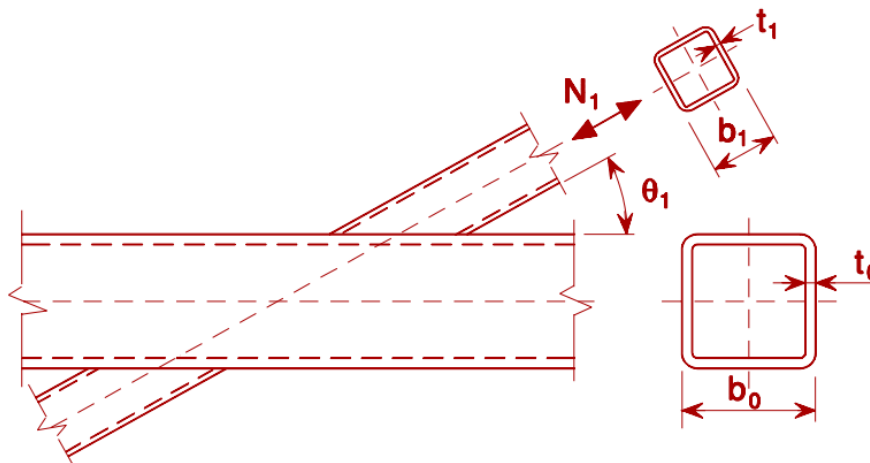
Obr. 5 - Způsoby porušení dutých průřezů podle EN 1993-1-8

Důležité je ještě uvést, že rozsah platnosti pro svařovaný styčnick RHS průřezů je dále omezen a to především štíhlostmi připojovaných prutů a geometrií styčnicku, tak jak je uvedeno v tab. 1. Pro názornost a identifikaci geometrických parametrů styčnicku, je běžný styčnick zobrazen na obr. 6.

Tab. 1 – Rozsah platnosti svařovaných styčnicků mezipásových prutů z CHS nebo RHS a pásů z RHS podle EN 1993-1-8

Typ styčnicku	Parametry styčnicku ( $i = 1$ nebo $2$ , $j =$ překrytý prut)					
	$b_i/b_0$ nebo $d_i/b_0$	$b_i/t_i$ a $h_i/t_i$ nebo $d_i/t_i$		$h_0/b_0$ a $h_i/b_i$	$b_0/t_0$ a $h_0/t_0$	Mezera nebo překrytí $b_j/b_i$
		Tlak	Tah			
T, Y nebo X	$b_i/b_0 \geq 0,25$	$b_i/t_i \leq 35$ a $h_i/t_i \leq 35$			$\leq 35$ a třída 2	–
K s mezerou N s mezerou	$b_i/b_0 \geq 0,35$ a $\geq 0,1 + 0,01 b_0/t_0$	$b_i/t_i \leq 35$ a třída 2	$b_i/t_i \leq 35$ a $h_i/t_i \leq 35$	$\geq 0,5$ ale $\leq 2,0$	$\leq 35$ a třída 2	$g/b_0 \geq 0,5(1 - \beta)$ ale $\leq 1,5(1 - \beta)$ <sup>1)</sup> a nejméně $g \geq t_1 + t_2$
K s překrytím N s překrytím	$b_i/b_0 \geq 0,25$	třída 1			třída 2	$\lambda_{ov} \geq 25 \%$ ale $\lambda_{ov} \leq 100 \%$ <sup>2)</sup> a $b_j/b_i \geq 0,75$
Kruhový mezipásový prut	$d_i/b_0 \geq 0,4$ ale $\leq 0,8$	třída 1	$d_i/t_i \leq 50$	jak je uvedeno výše s tím, že se $d_i$ nahradí $b_i$ a $d_j$ nahradí $b_j$ .		

<sup>1)</sup> Jestliže  $g/b_0 > 1,5(1 - \beta)$  a  $g/b_0 > t_1 + t_2$  považuje se styčnick za dva oddělené styčnický T nebo Y.  
<sup>2)</sup> Překrytí lze zvětšit tak, aby bylo možno k pásu přivařit patu překrytého mezipásového prutu.



Obr. 6 – Geometrie styčnicku RHS průřezů

Návrhová únosnost svarů ve styčnicku není v normě [3] podrobně řešena. Je zde pouze uvedeno, že svary nesmí být slabým místem přípoje, mají mít dostatečnou únosnost s ohledem na nerovnoměrné rozdělení napětí a dostatečnou deformační kapacitu k přerozdělení ohybových momentů.

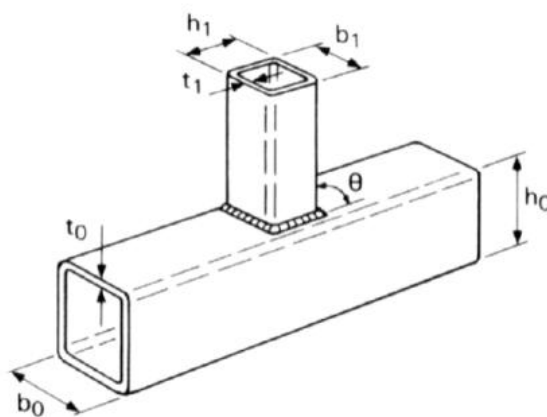
Svar má být proveden kolem celého obvodu mezipásového prutu tupým svarem, koutovým svarem nebo jejich kombinací. Rozdíl v chování styčnicku při použití různých typů svaru norma nezohledňuje.

## 2.3 MODEL PORUŠENÍ LINIOVÝMI PLASTICKÝMI KLOUBY

Pro popis chování styčnicku v různých módech porušení byly v minulosti vyvinuty analytické modely. V některých módech porušení je chování styčnicku natolik komplikované, že bylo nutné tyto modely doplnit empirickými parametry, které vychází z experimentálního výzkumu.

V případě módu porušení styčnicku porušením povrchu pásu byl přijat model Dána Johansena, který se používá pro popis chování desek. Tento model funguje dobře pro styčnicku se středními hodnotami parametru  $\beta \leq 0,85$ , kde  $\beta = b_i / b_o$ , tj. poměr šířek připojovaných prutů viz obr. 7.

Pro velmi malé hodnoty parametru  $\beta$  je deformace nutná k vytvoření liniových plastických kloubů velká, a naopak pro velké hodnoty  $\beta$  stoupá únosnost styčnicku k nekonečnu. Styčnick se ve skutečnosti začne porušovat v jiném módu porušení, např. porušením bočních stěn pásu.



Obr. 7 – Geometrické parametry styčnicku uzavřených průřezů



Metoda pro určení únosnosti uzavřených hranatých průřezů počítá s idealizovaným tvarem, ve kterém vzniknou liniové plastické klouby. Přesnější by bylo uvážit několik možných tvarů, ve kterých může povrch pásu plastizovat, aby bylo zaručeno, že je uvažováno s nejméně příznivým stavem. Nicméně rozdíly v únosnosti mezi jednotlivými tvary nejsou velké. Metoda navíc zanedbává příznivé působení membránových napětí a neuvažuje se zpevněním materiálu po dosažení meze kluzu. Proto je pro běžné styčnicku možné použít idealizovaný tvar, viz obr. 8.

Princip analytické metody je založen na rovnosti práce vykonávané vnějším zatížením  $N_i$  na deformaci  $\delta$  s vnitřní energií, která je potřebná pro vytvoření linie plastických kloubů na délce  $l_i$  při rotaci  $\varphi_i$ . Podle vztahu:

$$N_1 \cdot \sin \theta_1 = \frac{2f_{y0}t_0^2}{1-\beta} \left( \tan \alpha + \frac{(1-\beta)}{\tan \alpha} + \frac{\eta}{\sin \theta_1} \right) \quad (1)$$

Minimum nastává v případě:

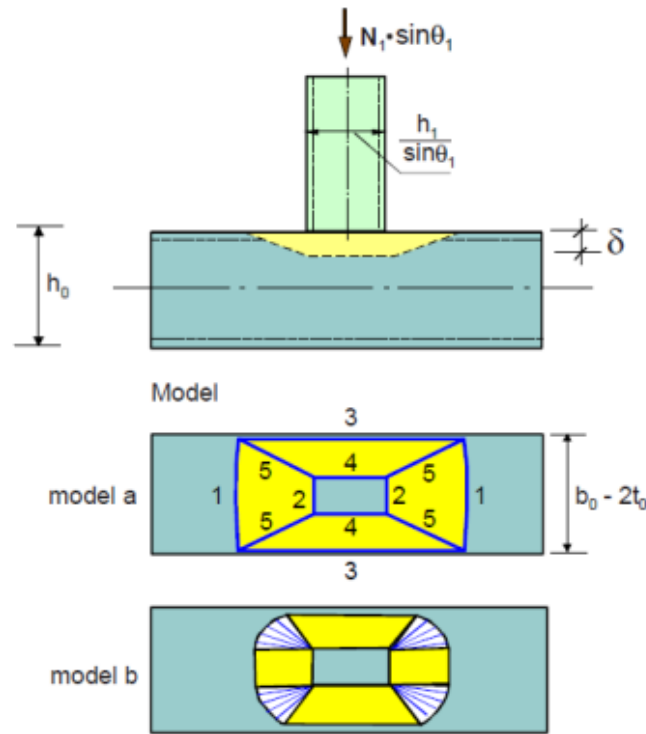
$$\tan \alpha = \sqrt{1 - \beta} \quad (2)$$

Z těchto rovnic pak vyplývá vztah pro analytickou únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů v módu porušení povrchu pásu:

$$N_1 = \frac{f_{y0}t_0^2}{1-\beta} \left( \frac{2\eta}{\sin \theta_1} + 4\sqrt{1 - \beta} \right) \frac{1}{\sin \theta_1} \quad (3)$$

V tomto modelu jsou zavedena některá zjednodušení. Není zaveden vliv roznesení síly v případě různých tlouštěk stěn nebo vliv velikosti a typu svaru na únosnost styčnicku. Dále v případě, že je v pásu posuzovaného styčnicku osová síla, je nutné zavést tento vliv do únosnosti styčnicku samostatnou funkcí.

Pro posouzení styčnicků tvaru K, je možné tento model použít také. Nicméně vliv membránových napětí, smykových napětí a vliv zpevnění materiálu je v oblasti mezi připojovanými pruty natolik velký, že je nutné do návrhových vztahů doplnit parametry, které tyto vlivy zahrnou. Zavést je do analytického řešení je natolik komplikované, že se využívá semi-empirických vztahů založených na experimentálním výzkumu.



Obr. 8 – Zjednodušený model plastizace pásu (model a) a komplexní model plastizace pásu (model b)

Vztahy pro výpočet energie potřebné pro vytvoření plastických kloubů po jednotlivých liniích:

$$\text{Linie plastických kloubů 1: } 2b_0 \frac{2\delta}{(b_0-b_1) \cot \alpha} m_p = \frac{4 \tan \alpha}{(1-\beta)} \delta m_p \quad (4)$$

$$\text{Linie plastických kloubů 2: } 2b_1 \frac{2\delta}{(b_0-b_1) \cot \alpha} m_p = \frac{4\beta \tan \alpha}{(1-\beta)} \delta m_p \quad (5)$$

$$\text{Linie plastických kloubů 3: } 2 \left( \frac{h_1}{\sin \theta_1} + 2 \frac{b_0-b_1}{2} \cot \alpha \right) \frac{2\delta}{(b_0-b_1)} m_p = \left( \frac{4\eta}{(1-\beta) \sin \theta_1} + 4 \cot \alpha \right) \delta m_p \quad (6)$$

$$\text{Linie plastických kloubů 4: } 2 \left( \frac{h_1}{\sin \theta_1} \right) \frac{2\delta}{(b_0-b_1)} m_p = \left( \frac{4\eta}{(1-\beta) \sin \theta_1} \right) \delta m_p \quad (7)$$

$$\text{Linie plastických kloubů 5: } 4l_5 \left( \frac{\delta}{l_5 \tan \alpha} + \frac{\delta}{l_5 \cot \alpha} \right) m_p = 4(\tan \alpha + \cot \alpha) \delta m_p \quad (8)$$

$$\text{kde: } m_p = \frac{f_{y,0}^2 t_0}{4} \quad (9)$$

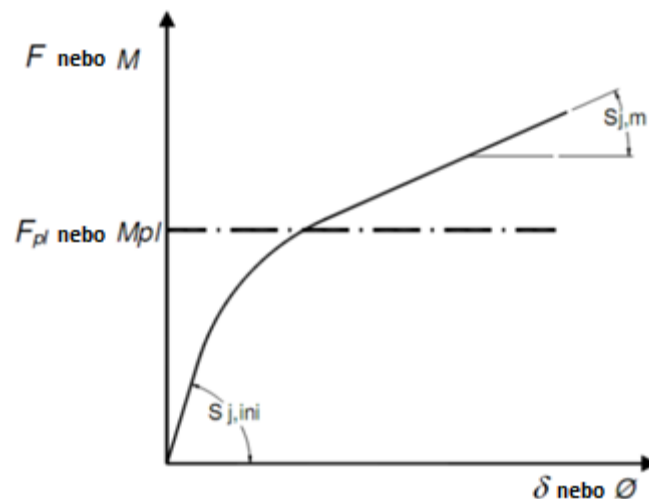
$$\text{Celková energie } E_d: \quad E_d = \frac{8m_p \delta}{(1-\beta)} \left\{ \tan \alpha + \frac{(1-\beta)}{\tan \alpha} + \frac{\eta}{\sin \theta_1} \right\} \quad (10)$$

## 2.4 POSLEDNÍ POZNATKY

### 2.4.1 POPIS PRACOVNÍHO DIAGRAMU

Na chování svařovaného styčnicku RHS prutů má rozhodující vliv jeho geometrie, zobrazena např. na obr. 7, ten zavádí parametry  $\beta$ ,  $\mu_1$ ,  $\mu_0$  a  $\gamma$ .

Typické chování horní stěny pásu styčnicku tvaru "T" z prutů RHS je zobrazeno na obr. 9, který zobrazuje závislost síly na posunu (nebo momentu na pootočení). Graf chování, které bylo potvrzeno několika výzkumy [9], [27], dobře charakterizuje důležité jevy vznikající při namáhání styčnicku. Styčnick nejdříve vykazuje počáteční tuhost  $S_{j,ini}$ , která v určitém bodě začne klesat, když horní stěna pásu začíná plastizovat, v tomto bodě se nachází plastická síla  $F_{pl}$ , respektive plastický moment  $M_{pl}$ . Když je horní povrch pásu zplastizovaný, síla (moment) s rostoucí deformací dále narůstá, jak se začne projevovat membránová tuhost horního povrchu pásu  $S_{j,m}$ . Toto membránové chování nastává především u styčnicku se štíhlým pásovým prutem (velké hodnoty parametru  $\mu_0$ ).



Obr. 9 - Graf závislosti síly na posunu

Jiné chování vykazují styčnicku se shodnou šířkou, tzn.  $b_1 = b_0$ , u kterých dochází k jinému způsobu porušení, a to porušení boční stěny pásu. V případě tlakové síly v mezipásovém prutu dochází k porušení vybočením této stěny, v případě tahové síly k lokální plastizaci této stěny. Normový návrh podle EN 1993-1-8 [3] nebo podle mezinárodní normy ISO 14346:2013 [4], zavádí izolovaný pruh boční stěny pásu pod mezipásovým prutem jako sloup. Tento zjednodušený přístup je obhajitelný svojí jednoduchostí, ale nezohledňuje deskostěnové chování boční stěny pásu. V případě, že je v pásovém prutu osová napětí, je také nutné zohlednit obousměrnou napjatost v místě pod mezipásovým prutem.

Podle chování styčnicku zobrazeného na obr. 9 je obtížné určit plastickou únosnost styčnicku ( $F_{pl}$ ,  $M_{pl}$ ). Důvodem je membránové chování, které nastává po plastizaci a znesnadňuje určení místa v grafu, kdy byla plastizace započata. De Matos [7] zavádí ve své publikaci maximální povolenou deformaci z roviny styčnicku 3%  $b_0$ . Je předpokládáno, že po dosažení této deformace je plastizace styčnicku započata a únosnost dále narůstá působením membránového efektu.

De Matos [7] provedl sérii numerických výpočtů metodou konečných prvků (FEM) v programu ANSYS, které byly ověřeny experimenty. Numerické výpočty a experimenty





byly provedeny pro styčnicku různých geometrií, aby bylo pokryto co nejvíce variant. Sledovanými geometrickými parametry byl poměr šířek spojovaných prutů  $\beta$  (hodnoty 0,40 až 0,98) a štíhlost pásového prutu daná poměrem jeho šířky a dvojnásobku tloušťky stěny  $\gamma$  (hodnoty 9,38 až 25). Zatížen byl mezipásový prut styčnicku a to osovým tlakem. Návrhová únosnost styčnicku byla stanovena hodnotou maximální povolené deformace z roviny styčnicku 3 %  $b_0$ . Výsledky byly porovnány s hodnotami únosnosti podle návrhového postupu Eurokódu.

Z výsledků jasně vyplývá rozhodující vliv tloušťky stěny pásu a jeho šířky, reprezentovaný parametry  $\gamma$  a  $\beta$ . Při velkých hodnotách  $\gamma$  a malých hodnotách  $\beta$ , tzn. malé tloušťky stěn a velký rozdíl šířek připojovaných prutů, nabývá na významu membránový efekt. Chování namáhané stěny pásového prutu se blíží ohýbané desce. Pokud hodnota  $\gamma$  klesá, případně hodnota  $\beta$  roste, membránový efekt se ztrácí a chování namáhané stěny pásového prutu se spíše jeví jako protlačení smykem nebo lokální plastizace.

Při porovnání výsledků z numerické analýzy a podle návrhového postupu Eurokódu jsou v publikaci [7] prezentovány pro některé geometrie značné rozdíly. Pro menší hodnoty součinitele  $\beta < 0,66$  jsou výsledky velmi podobné, avšak se stoupající hodnotou součinitele  $\beta$  vychází únosnost podle Eurokódu vyšší. Pro hodnoty  $\beta > 0,80$  a velké tloušťky stěny pásu vychází únosnost podle Eurokódu až čtyřikrát vyšší než z numerické analýzy. Je však nutné podotknout, že hodnoty únosnosti z numerického výpočtu odpovídají maximální povolené deformaci z roviny styčnicku 3%  $b_0$  a ne nejvyšší hodnotě síly z grafu závislosti síly a deformace. Metoda určení únosnosti na základě deformačního limitu je tedy dobře použitelná pouze v případech, kdy dochází k porušení horní stěny pásového prutu ohybem.

V návaznosti na publikaci [7] byla na univerzitě v Coimbre publikována druhá část výzkumu [8], která využívá stejnou sadu vzorků, ale do numerických výpočtů je zavedena osová síla v pásového prutu. Výsledky numerických modelů získané stejnou metodou maximální povolené deformace jsou porovnávány s výsledky podle návrhového přístupu normy EN 1993-1-8 [3] a také s výsledky získanými z novějšího návrhového postupu mezinárodní normy ISO 14346:2013 [4].

Jak je vidět ze vztahů (11), (12), (13) a (14), návrhový přístup podle mezinárodní normy ISO 14346:2013 [4] zavádí součinitel  $Q_f$ , který redukuje únosnost styčnicků jak pro namáhání pásového prutu tlakem, tak pro namáhání tahem.

$$Q_f = (1 - |n|) \quad (11)$$

$$n = \frac{N_0}{N_{pl,0}} + \frac{M_0}{M_{pl,0}} \quad (12)$$

$$C_1 = 0,6 - 0,5\beta \quad (n < 0 \text{ pro tlak}) \quad (13)$$

$$C_1 = 0,1 \quad (n > 0 \text{ pro tah}) \quad (14)$$

V tab. 2, je zobrazen návrhový přístup podle EN 1993-1-8 [3], který redukuje únosnost styčnicku pouze, když je pásový prut namáhán tlakovou silou.

Všechny vzorky jsou modelovány jako zatížené ve čtyřech návrhových situacích, kdy mezipásový prut je namáhán tahem a pásový prut je namáhán silou odpovídající 50 % nebo 80 % plastické únosnosti prutu a to buď v tahu, nebo v tlaku.

Z numerických výpočtů vyplývá, že osová síla v pásu má na únosnost styčnicku nezanedbatelný vliv, a to při namáhání tlakem, i tahem. Svou roli hraje i geometrie styčnicku, kdy u velkých hodnot parametru  $\beta$  má osová síla větší vliv než u styčnicků s menší hodnotou tohoto parametru.

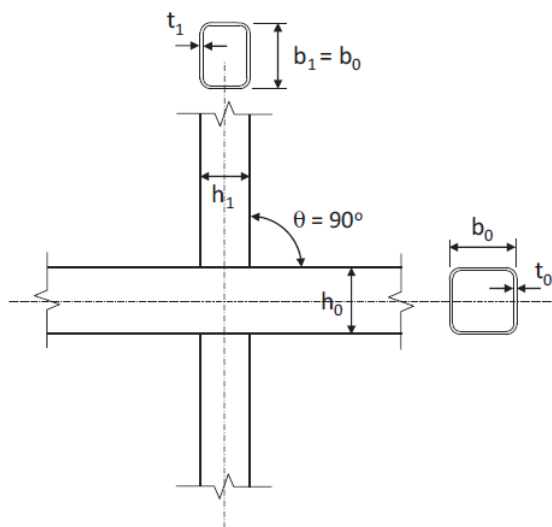
Tab. 2 - Porušení povrchu pásu podle EN 1993-1-8

Porušení povrchu pásu $\beta \leq 0,85$	
$N_{i,Rd} = \frac{k_n f_{y0} t_0^2}{(1-\beta) \sin \theta_1} \left( \frac{2\eta}{\sin \theta_1} + 4\sqrt{1-\beta} \right) / \gamma_{M5}$	
pro $n > 0$ (tlak):	$k_n = 1,3 - \frac{0,4n}{\beta}$
pro $n \leq 0$ (tah):	$k_n = 1,0$

Porovnáním únosnosti styčnicků z numerických modelů a únosnosti zjištěné analyticky, dle EN 1993-1-8 [3] nebo ISO 14346:2013 [4] publikace ukazuje, že únosnost z numerických modelů je nižší, a to při namáhání pásu tlakovou i tahovou silou. Novější analytický přístup podle ISO 14346:2013 [4] vykazuje lepší shodu s numerickými modely ve všech případech. Rozdíl je výraznější pro styčnický s větší hodnotou parametru  $\beta$ , což je způsobeno menším vlivem membránového působení ve styčnicku.

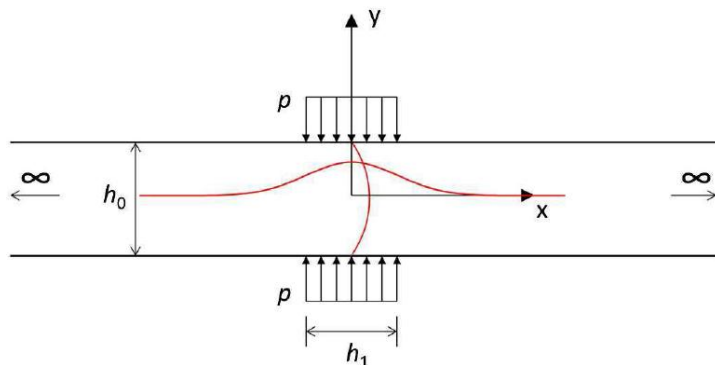
## 2.4.2 KOMBINOVANÉ PORUŠENÍ

Svařované styčnický hranatých uzavřených průřezů se shodnou šířkou připojovaných prutů se porušují v místě boční stěny pásu. Výzkumy probíhající v nedávné době na univerzitě v Sheffieldu představují novou analytickou metodu pro výpočet únosnosti styčnicku tvaru "X" pro tento způsob porušení. J. Becque [10] a S. Cheng [11] prezentují ve svých publikacích návrhovou metodu, která na rozdíl od přístupu podle EN 1993-1-8 [3] nebo ISO 14346:2013 [4] zohledňuje obousměrné působení boční stěny pásu v místě styčnicku RHS prutů. Výsledky nové analytické metody byly porovnány s výsledky získanými z numerických výpočtů metodou FEM programu ABAQUS. Tyto numerické výpočty, však byly nejprve validovány za pomoci série experimentů.



Obr. 10 - Geometrie "X" styčnicku

Teoretický model uvažuje boční stěnu pásu jako desku s tloušťkou odpovídající tloušťce stěny pásu, výškou odpovídající výšce pásu a s nekonečnou délkou. Tato deska je v místě styčnicku zatížena. Zatížení, které je uvažováno jako rovnoměrně rozložené po délce styčnicku, odpovídá výšce mezipásového prutu. Uvažuje se tedy, že všechno zatížení je přenášeno v místě boční stěny a únosnost horního a dolního povrchu pásu je úplně zanedbána. V místě těchto povrchů je teoretická deska klubově uložena, což je konzervativní předpoklad. Idealizovaný model je zobrazen na obr. 11.



Obr. 11 - Idealizovaný model boční stěny pásu

K získání kritického elastického napětí při boulení byla použita aproximace Rayleigh-Ritz, která využívá nahrazení deformovaného tvaru pomocí energetického potenciálu. Z této aproximace vychází bezrozměrná štíhlost  $\lambda$  definovaná pomocí kritické síly  $P_{cr}$  a elastické únosnosti bočních stěn pásu  $P_y$ , jak je vidět ze vztahů (15), (16) a (17).

$$P_y = 1,2 \cdot 2f_y h_1 t_0 = 2,4f_y h_1 t_0 \quad (15)$$

$$P_{cr} = 2t_0 h_1 \sigma_{cr} = 511 \frac{t_0^3}{h_0} \quad (16)$$

$$\lambda = \sqrt{\frac{P_y}{P_{cr}}} = \frac{\sqrt{f_y h_0 h_1}}{500 t_0} \quad (17)$$

Po odvození těchto parametrů jsou v publikacích [10], [11] uvedeny vztahy pro výpočet návrhové únosnosti styčnicku při boulení stěn  $P_b$  viz (18), (19) a (20).

$$P_b = \chi P_y \quad (18)$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \lambda^2}} \leq 1,0 \quad (19)$$

$$\phi = \frac{1}{2} [1 + \alpha(\lambda - 0,2) + \lambda^2] \quad (20)$$

Součinitel imperfekce  $\alpha$ , se má uvažovat hodnotou 0,08. Pro tuto hodnotu vztahy poskytují mírně konzervativní výsledky v porovnání s výsledky z numerického modelu.

J. Becque ve své publikaci [10] dále prokázal, že vliv osově síly v pásu nemá významný vliv na únosnost styčnicku v boulení boční stěny pásu, ačkoliv tento vliv je větší pro styčnicku se štíhlými bočními stěnami pásu.

Analytické výsledky určené pomocí nové návrhové metody se v porovnání s návrhovou metodou podle EN 1993-1-8 [3] nebo ISO 14346:2013 [4] více přibližují výsledkům numerických modelů a zároveň je vypočtená únosnost pro většinu geometrií vyšší. Výzkum [11] je doplněn o analýzu spolehlivosti, která pro použití v rámci systému evropských norem doporučuje dílčí součinitel spolehlivosti  $\gamma_M = 1,6$ .

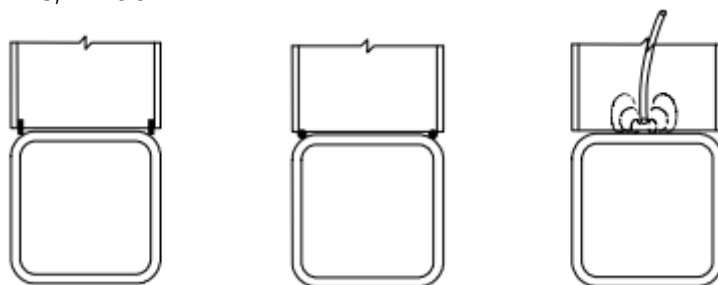
### 2.4.3 STYČNÍKY PRŮŘEZŮ STEJNÉ ŠÍŘKY

V roce 2006 probíhal na univerzitě v australské Sydney výzkum [12], podporovaný australskou vládou, který měl za cíl zkoumat únosnost T-styčnicku uzavřených hranatých průřezů se shodnou šířkou průřezu pásu a mezipásového prutu. Výzkum se zaměřil na ověření vztahů pro únosnost v tahu pro takový styčnick. Ověřované vztahy byly odvozeny *Packerem* [25] a *Syammem* [27][28], autoři těchto vztahů vycházeli z experimentů, které provedli *Davies a kol.* [29] pro uzavřené hranaté průřezy tvarované za tepla z oceli s mezí kluzu 255 MPa. Tyto vztahy v principu odpovídají vztahům pro únosnost takového styčnicku, které jsou uvedeny v *EN 1993-1-8* [1], viz tab. 3.

Tab. 3 – Vztahy pro únosnost styčnicku prutů hranatých uzavřených průřezů se shodnou šířkou průřezu pásu a mezipásového prutu podle EN 1993-1-8

Vybočení boční stěny pásu <sup>1)</sup> $\beta = 1,0$ <sup>2)</sup>
$N_{i,Rd} = \frac{f_b t_0}{\sin \theta_1} \left( \frac{2h_1}{\sin \theta_1} + 10,1 t_0 \right) / \gamma_{M5}$
Porušení mezipásového prutu $\beta \geq 0,85$
$N_{i,Rd} = f_{yt} t_1 (2h_1 - 4t_1 + 2b_{eff}) / \gamma_{M5}$

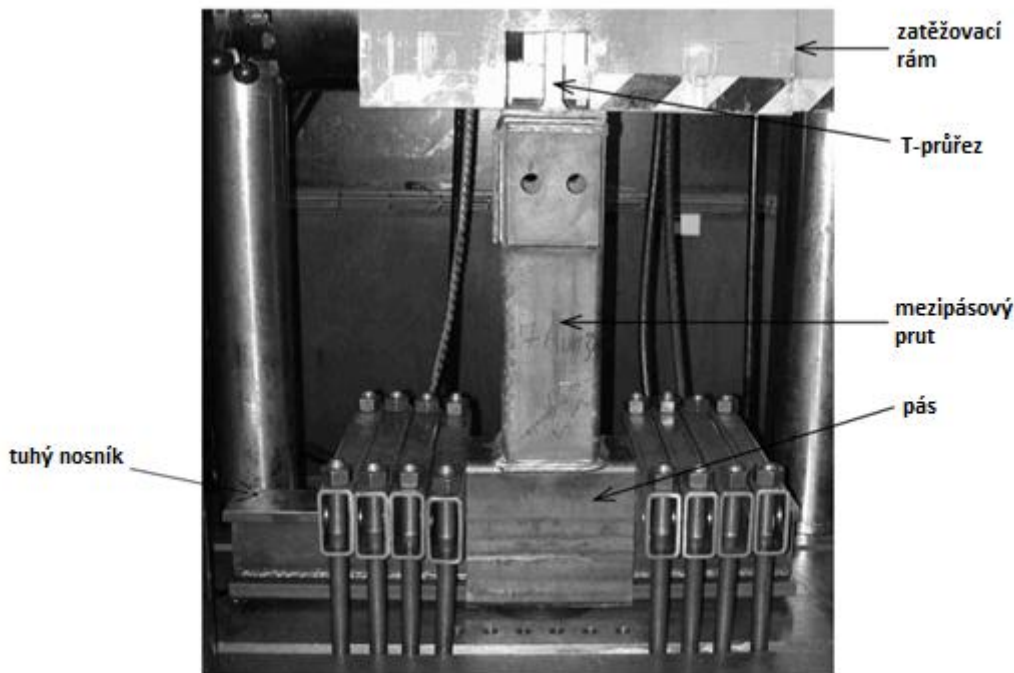
Uvedené vztahy byly porovnány s výsledky experimentů, ve kterých byly testovány vzorky T-styčnicků hranatých za studena tvarovaných uzavřených průřezů se shodnou šířkou průřezů, které byly vyrobeny z oceli s nominální mezí kluzu 350 MPa. K testování byly použity dvě rozdílné sestavy. Dimenze spojovaných prutů každé sestavy jsou voleny tak, aby v sestavě označované v článku jako „A“ došlo k porušení styčnicku vybočením boční stěny pásu, a v sestavě označované jako „B“ k porušení mezipásového prutu styčnicku. Jednotlivé testované styčnicki obou sestav byly svařeny pomocí různých technologií svařování, a to buď ručním svařováním tavnou elektrodou (v publikaci značeno podle anglického názvosloví: MMAW – „Manual Metal Arc Welding“) nebo svařováním v ochranné atmosféře (v publikaci značeno podle anglického názvosloví: GMAW - „Gas Metal Arc Welding“). Před samotným procesem svařování byly také styčnicki různě upraveny, kořeny svarů byly podloženy pásky z plechu, ocelovými dráty, nebo kořen podložen nebyl vůbec, u svařování GMAW byl také u jednoho vzorku přiváděn plyn pro ochranu svarové lázně, viz obr. 12.



a) podložení pásky    b) podložení drátem    c) s ochranným plynem

Obr. 12 – Příprava styčnicku před svařováním

Vzorky byly během testování namáhány tahovou osovou silou. Samotná zkouška byla řízena deformací, rychlost byla nastavena na 2 mm/min. Nastavení vzorku při testu je zobrazeno na obr. 13.



Obr. 13 – Nastavení vzorku sestavy „B“ během zkoušky

Závěry výzkumu ukazují, že návrhová únosnost vypočtená pomocí vztahů uvedených v EN 1993-1-8 [3], byla v některých případech vyšší než experimentálně zjištěná únosnost styčnicku, a to zejména pro sestavu „B“, kdy rozhodující bylo porušení mezipásového prutu. V těchto případech došlo u styčnicku k porušení svaru nebo k porušení v oblasti, která byla svarem tepelně ovlivněna. Autoři publikace navrhuji v těchto případech ověřovat tento mód porušení pomocí tohoto vztahu pro návrhovou únosnost:

$$V_w = f_{uw} t_b 2h_b \quad (21)$$

kde:  $f_{uw}$  = návrhová smyková pevnost svaru

$t_b$  = tloušťka stěny mezipásového prutu

$h_b$  = rozměr průřezu mezipásového prutu rovnoběžný s pásem

Ve vztahu je zaveden předpoklad, že osová síla je z mezipásového prutu přenášena do pásu pouze přes boční stěny pásu.

Další poznatky se týkají přípravy styčnicku před svařováním. Nejlepších výsledků bylo dosaženo u styčnicku, kde byly svary podloženy plechovými pásky a to bez ohledu na mód porušení styčnicku. Použití těchto pásek vedlo k lepšímu provaření a také se snížilo množství svarového tepla, které bylo vneseno do styčnicku. Naopak použití podložení drátem vedlo k horším výsledkům a nedostatečnému provaření kořene svaru. Použití takovéto přípravy se proto nedoporučuje.



#### 2.4.4 VLIV ŽÁROVÉHO ZINKOVÁNÍ

V roce 2013 byl publikován výzkum [13] probíhající ve Španělsku, který se zabývá K-styčnickem uzavřených hranatých průřezů, které jsou oslabeny vtokovými a výtokovými otvory pro technologii zinkování. Pro správnou aplikaci zinkového povlaku jsou tyto otvory nezbytné k tomu, aby došlo k ponoření konstrukce, aplikaci zinku z vnitřní strany trubky a aby nedošlo k roztržení trubky vlivem rozpínání horkého vzduchu v zinkové lázni. Otvory musí být proto dostatečně veliké, optimálně 25 %, minimálně 20 %, z plochy příčného řezu mezipásového prutu [30]. Postup jakým má být uvážení vliv těchto otvorů není popsán ani v návrhových normách [3], [4] ani v odborných publikacích [1], [2], [25]. Výzkum si dal za cíl stanovit pomocí experimentálních výsledků a numerických modelů vliv těchto otvorů na únosnost tlačeného mezipásového prutu v K-styčnicku a případně stanovit korekční součinitel, pomocí kterého by byly upraveny stávající analytické vztahy pro určení únosnosti takového styčnicku.

Pro výzkum bylo vybráno 16 K-styčnicků (respektive N-styčnicků) různých dimenzí a geometrií viz tab. 4. Laboratorní testy byly provedeny u 14 vzorků a to dvojice styčnicků 01, 04, 12 a 15, vždy s otvorem a bez otvoru a pro ověření vlivu úhlu, pod kterým je připojen mezipásový prut styčnicků 07 a 13 s otvorem a 08 a 14 bez otvoru. Vzorek 13 byl před samotnou zkouškou žárově pozinkován ponorem. Vzorky byly vyrobeny z oceli S275 a pro každý byly provedeny tahové zkoušky pro zjištění skutečných materiálových vlastností. Během tvarování průřezu za studena dochází v rozích průřezu ke zpevnění materiálu. Vliv tohoto zpevnění byl uvážení pomocí semi-empirických vztahů (22), (23), které uvádí ve své publikaci *Abdel-Rahman a Sivakumaran* [31].

$$\Delta F_y(\text{roh}) = \left[ \frac{B_c}{(r/t)^m} - 1,0 \right] F_y \quad (22)$$

$$\Delta F_y(\text{rohová oblast}) = 0,60 \left[ \frac{B_c}{(r/t)^m} - 1,0 \right] F_y \quad (23)$$

$$B_c = 3,69 \left( \frac{F_u}{F_y} \right) - 0,819 \left( \frac{F_u}{F_y} \right)^2 - 1,79 \quad (24)$$

$$m = 0,192 \left( \frac{F_u}{F_y} \right) - 0,068 \quad (25)$$

kde:  $\Delta F_y(\text{roh})$  = navýšení meze kluzu v rohu průřezu

$\Delta F_y(\text{rohová oblast})$  = navýšení meze kluzu v rohu průřezu

$F_y$  = mez kluzu materiálu před zpevněním

$F_u$  = mez pevnosti materiálu před zpevněním

$r$  = vnitřní poloměr zaoblení v rohu průřezu

$t$  = tloušťka ohýbaného plechu

Vztah (22) zvyšuje mez kluzu v oblasti samotného zaoblení, vztah (23) zvyšuje mez kluzu v rovinné oblasti průřezu do vzdálenosti  $0,5\pi r$  od jeho konce. Pro zjednodušení numerického modelu pak byla mez kluzu celého průřezu uvažována průměrnou hodnotou po celé průřezové ploše.

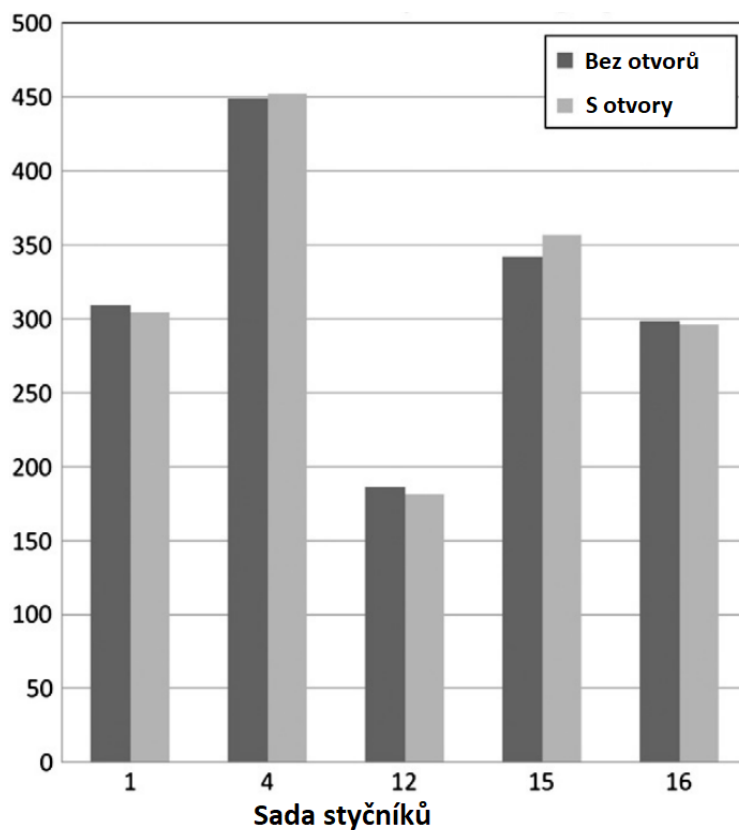




Tab. 5 – Únosnost styčnicku v kN, BF značí porušení v mezipásovém prutu, CF porušení pásu

Styčnick	Experimentální výsledky		Numerické výsledky		Mód porušení
	S otvorem	Bez otvoru	S otvorem	Bez otvoru	
01	325	335	282	282	BF
02	-	-	266	258	BF
03	-	-	234	231	BF
04	447	447	336	336	CF
05	-	-	297	297	CF
06	-	-	292	291	BF
07	320	-	284	285	BF
08	-	285	279	263	BF
09	-	-	227	240	BF
10	-	-	230	241	BF
11	-	-	231	231	BF
12	187	188	149	148	CF
13	303	-	269	251	BF
14	-	201	155	138	BF
15	357	346	256	261	BF
16	314	313	214	214	CF

Z výsledků studie vyplývá, že únosnost styčnicku není otvory výrazně ovlivněna pro všechny zkoumané módy porušení. K lokálnímu boulení mezipásového prutu dochází v dostatečné vzdálenosti od otvorů. Numerické modely vykazují s laboratorními testy dobrou shodu. Porovnání experimentálních výsledků únosnosti styčnicků s otvory a bez nich je zobrazeno na obr. 15.



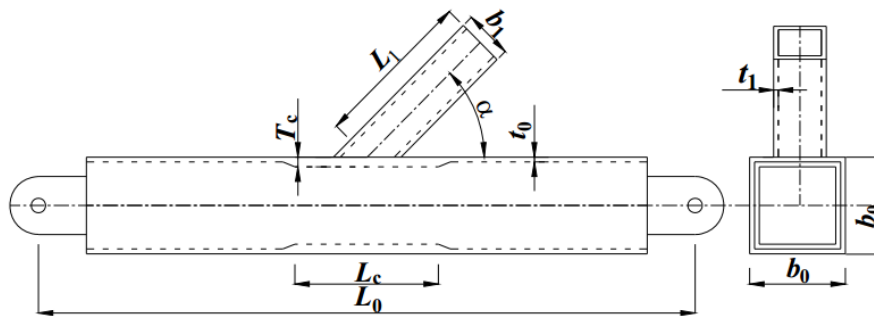
Obr. 15 – Porovnání experimentální únosnosti styčnicků s otvory a bez otvorů



## 2.4.5 ZESÍLENÍ STYČNÍKU

V roce 2016 byl publikován výzkum [14] zaměřený na lokální zesílení pásu příhradového nosníku z hranatých uzavřených průřezů v místě styčnicku. Takové zesílení může značně navýšit únosnost styčnicku, pokud je pro styčnick rozhodující porušení pásu. Cílem výzkumu bylo stanovit zvýšení únosnosti zesíleného styčnicku v porovnání s nezesíleným a doporučit způsob a velikost zesílení tak, aby bylo co nejefektivnější.

V rámci výzkumu byly provedeny laboratorní testy dvou párů styčnicků tvaru Y. V každém páru byl vždy jeden styčnick zesílený a jeden nezesílený. Pruty tvořící jednotlivé styčnicky byly vyrobeny ze zastudena tvarovaných hranatých ocelových průřezů, pouze zesílená místa vznikla svařením čtyř ocelových plechů do tvaru uzavřeného hranatého průřezu. Tato zesílená část pásu byla k nezesílené přivařena pomocí tupých svarů. Geometrie styčnicku je znázorněna na obr. 16, specifikace jednotlivých styčnicků v tab. 6.



Obr. 16 – Geometrie Y-styčnicku

Tab. 6 – Specifikace jednotlivých styčnicků

Č.	$b_0$ [mm]	$b_1$ [mm]	$t_0$ [mm]	$t_1$ [mm]	$L_0$ [mm]	$L_1$ [mm]	$L_c$ [mm]	$T_c$ [mm]	$\beta$ [-]	$\gamma$ [-]	$\alpha$ [°]
Ex-1	180	70	8	8	2437	467	-	-	0,389	22,5	50,5
Ex-2	180	70	8	8	2437	467	200	16	0,389	22,5	50,5
Ex-3	160	100	8	8	1959	550	-	-	0,625	20,0	74,5
Ex-4	160	100	8	8	1959	550	200	16	0,625	20,0	74,5

Jednotlivé vzorky jsou vyrobeny z oceli značené v Číně jako Q235 a která svými vlastnostmi odpovídá oceli podle evropských norem značené jako S235. Pro každý styčnick byly provedeny tahové zkoušky, které určily skutečné materiálové vlastnosti oceli.

Nastavení vzorku během laboratorních zkoušek je zobrazeno na obr. 17, uvažované okrajové podmínky byly kloubové uložení na všech volných koncích. V elastické oblasti byla zkouška řízena silou, po dosažení meze úměrnosti bylo řízení změněno na řízení deformací.

Chování styčnicku bylo ověřeno pomocí numerických modelů v programu ANSYS, použity byly dvacetibodové hexahedral prvky. Platnost numerických výsledků byla ověřena validací výsledků numerického modelu s výsledky z experimentálních zkoušek. Výsledky validační studie jsou zobrazeny v tab. 7.



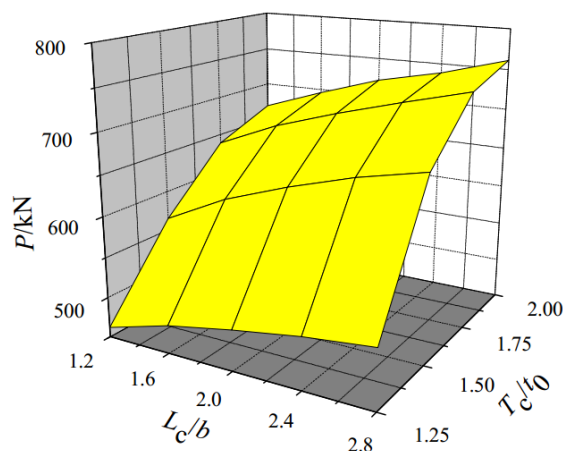
Obr. 17 – Nastavení vzorku během laboratorní zkoušky

Tab. 7 – Výsledky validační studie a únosnost jednotlivých styčnicků

Č.	Únosnost		
	Experiment [kN]	Model [kN]	Experiment / Model
Ex-1	171,75	160,27	1,07
Ex-2	289,44	280,05	1,03
Ex-3	230,01	228,64	1,01
Ex-4	261,26	282,60	0,92

Autoři výzkumu dále provedli parametrickou studii, pomocí které lze určit vliv zesílení styčnicku na jeho únosnost s ohledem na čtyři dané parametry: poměr šířky mezipásového prutu k tloušťce jeho stěny  $2\gamma$ , poměr šířky mezipásového prutu a pásu  $\beta$ , poměr tloušťky zesílené stěny pásu k nezesílené  $T_c/t_o$ , úhel mezi mezipásovým prutem a pásem  $\alpha$ .

Ze závěrů výzkumu vyplývá, že lokálním zesílením pásu lze znatelně zvýšit únosnost Y-styčnicku uzavřených hranatých průřezů, poměr tloušťky zesílené stěny pásu ku nezesílené  $T_c/t_o$ , by neměl být vyšší než 1,5, další zesilování již není efektivní. Zvětšovat délku zesilovaného pásu pod styčnickem nevede ke zvýšení únosnosti styčnicku. Závěry studie jsou zobrazeny ve 3D grafu na obr. 18.

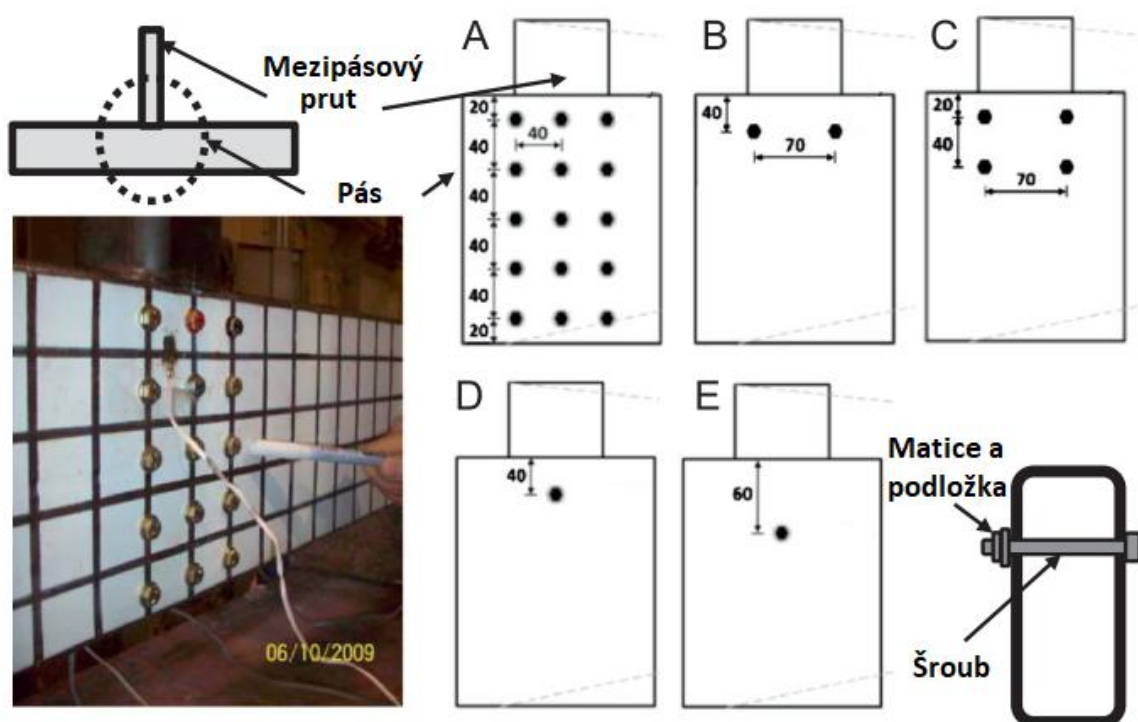


Obr. 18 – Efektivita zesílení styčnicku s ohledem na délku a tloušťku zesilovaného segmentu

## 2.4.6 VYZTUŽENÍ STYČNÍKU ŠVORNÍKY

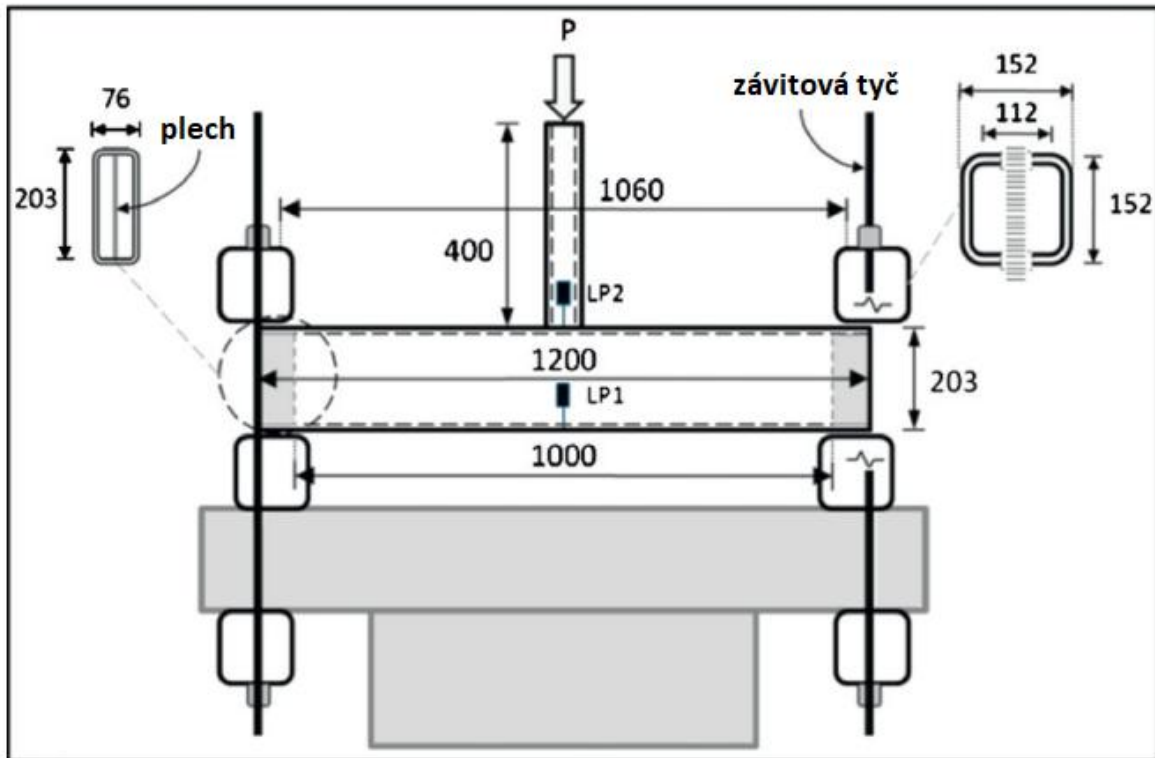
Další výzkum lokálního zesílení styčníku hranatých průřezů probíhal na univerzitě v Kingstonu v Kanadě [15] a byl publikován v roce 2012. Kanadský výzkum se zaměřil na zesilování styčníku pomocí šroubů, které prochází skrz celou šířku pásu z hranatého uzavřeného průřezu a zabraňují vybočení jeho bočních stěn. Cílem výzkumu bylo zjistit vliv zesílení na únosnost styčníku s ohledem na jeho geometrické parametry: a) poměr výšky a šířky pásu, b) poměr šířky mezipásového prutu a výšky pásu, c) poměr vzdálenosti podpor pásu a výšky pásu, dalšími parametry pak byly: d) okrajové podmínky v uložení pásu, e) vliv přivaření šroubů k boční stěně pásu. Tento vliv byl vyjádřen pomocí poměru momentové únosnosti zesíleného a nezesíleného pásu. Výsledků bylo dosaženo pomocí numerických modelů, které byly validovány na laboratorních zkouškách. Z výsledků numerického modelování byla sestavena parametrická studie.

Laboratorní zkoušky byly provedeny na čtrnácti T-styčnicích, délka pásu byla 1220 mm, délka mezipásového prutu 400 mm. Průřez pásu byl 203 mm x 76 mm s různou tloušťkou stěny, a to 3,09 mm, 4,5 mm a 5,92 mm. Průřez mezipásového prutu byl pro všechny vzorky stejný, 76 mm x 76 mm x 8,9 mm. Čtyři vzorky byly zkoušeny nezesílené, pro porovnání výsledků. Další byly zesíleny pomocí šroubů průměru 8 mm, počet šroubů a jejich rozmístění byl dán pěti variantami, viz obr. 19. Na obr. 20 je znázorněno schéma uložení vzorku během zkoušky. Vzorek byl namáhán tlakovou silou aplikovanou na mezipásový prut.



Obr. 19 – Rozmístění šroubů na vzorcích

Všechny styčníky se porušily lokálním boulením stěny pásu, jak autoři výzkumu předpokládali. Konfiguraci jednotlivých vzorků a jejich únosnost je vidět v tab. 8.

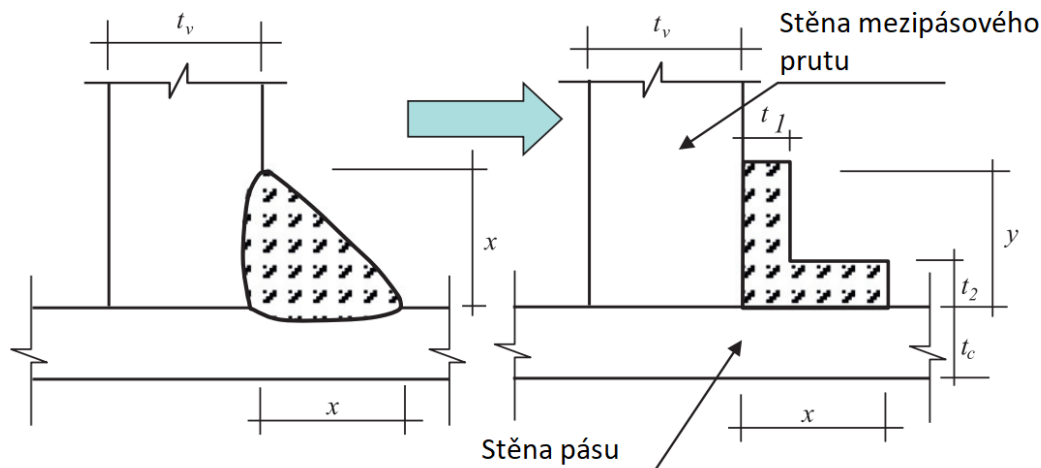


Obr. 20 – Okrajové podmínky experimentu a nastavení vzorku v lisu

Tab. 8 – Specifikace jednotlivých vzorků a experimentální výsledky

Vzorek	Tloušťka stěny mezipásového prutu [mm]	Způsob zesílení	Rozmístění šroubů (Obr. 19)	Únosnost [kN]	Navýšení únosnosti [%]
T1	3,09	- (kontrolní)	-	131	-
T2	3,09	15 šroubů	A	169	29,0
T3	3,09	2 šrouby	B	164	25,2
T4	3,09	4 šrouby	C	162	23,7
T5	3,09	1 šroub	D	164	25,2
T6	3,09	1 šroub	E	165	26,0
T7	4,50	- (kontrolní)	-	271	-
T8	4,50	- (kontrolní)	-	281	-
T9	4,50	- (kontrolní)	-	290	-
T10	4,50	- (kontrolní)	-	299	-
T11	4,50	15 šroubů	A	294	6,2 (průměr)
T12	4,50	15 šroubů	A	301	6,2 (průměr)
T13	5,92	- (kontrolní)	-	448	-
T14	5,92	15 šroubů	A	462	3,1

Materiálově i geometricky nelineární numerické modely pro účely parametrické studie byly vytvořeny v programu ANSYS. Kompletní popis modelů je k dispozici v publikaci, pro účely tohoto shrnutí je dobré zmínit, že je použito skořepinových prvků a dále způsob jakým je namodelován svar mezi připojovanými pruty. Článek udává, že pokud se zanedbala v modelech velikost svaru, byla únosnost styčnicku značně podhodnocena. Z důvodu snadného modelování a síťování prvků, byl koutový svar zjednodušen do tvaru L se stejnými průřezovými charakteristikami. Princip řešení modelu svaru je znázorněn na obr. 21.



Obr. 21 – Numerický model svaru

Provedená parametrická numerická studie zjišťovala vliv parametrů a), b), c) d), e) uvedených výše, na únosnost styčnicku. Vliv dalšího parametru, a to poměr výšky a tloušťky stěny pásu je zřetelný z experimentálních výsledků. Pro účely této studie vytvořili autoři dvacet sedm numerických modelů. Shrnutí výsledků parametrické studie lze nalézt v tab. 9.

Tab. 9 – Výsledky parametrické studie

Vzorek	Tloušťka stěny pásu $t$ [mm] ( $h/t$ )	Šířka pásu $b$ [mm] ( $h/b$ )	Šířka mezip. prutu $B$ [mm] ( $B/h$ )	Rozpětí $L$ [mm] ( $L/h$ )	Únosnost [kN]	Navýšení únosnosti [%]
t1b1B1L1MP	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	130,9	-
t1b1B1L1SP	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	163,0	24,5
t1b1B1L1SPw	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	173,0	32,2
t2b1B1L1MP	4,5 (45)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	272,9	-
t2b1B1L1SP	4,5 (45)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	293,9	7,7
t3b1B1L1MP	5,9 (35)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	427,7	-
t3b1B1L1SP	5,9 (35)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	458,9	7,3
t1b1B1L1MH	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	130,9	-
t1b1B1L1SH	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	166,7	27,3
t1b1B1L1MF	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	156,0	-
t1b1B1L1SF	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	1000 (4,93)	193,0	23,7
t1b2B1L1MP	3,09 (65)	135 (1,5)	76 (0,37)	1000 (4,93)	95,2	-
t1b2B1L1SP	3,09 (65)	135 (1,5)	76 (0,37)	1000 (4,93)	126,2	32,6
t1b3B1L1MP	3,09 (65)	203 (1,0)	76 (0,37)	1000 (4,93)	92,5	-
t1b3B1L1SP	3,09 (65)	203 (1,0)	76 (0,37)	1000 (4,93)	113,5	22,7
t1b4B1L1MP	3,09 (65)	51 (4,0)	76 (0,37)	1000 (4,93)	112,9	-
t1b4B1L1SP	3,09 (65)	51 (4,0)	76 (0,37)	1000 (4,93)	185,2	64,1
t1b1B2L1MP	3,09 (65)	76 (2,67)	135 (0,67)	1000 (4,93)	110,4	-
t1b1B2L1SP	3,09 (65)	76 (2,67)	135 (0,67)	1000 (4,93)	134,3	21,6
t1b1B3L1MP	3,09 (65)	76 (2,67)	203 (1,0)	1000 (4,93)	91,4	-
t1b1B3L1SP	3,09 (65)	76 (2,67)	203 (1,0)	1000 (4,93)	121,8	33,2
t1b1B4L1MP	3,09 (65)	76 (2,67)	51 (0,25)	1000 (4,93)	176,2	-
t1b1B4L1SP	3,09 (65)	76 (2,67)	51 (0,25)	1000 (4,93)	210,1	19,3
t1b1B1L2MP	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	1600 (7,88)	108,5	-
t1b1B1L2SP	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	1600 (7,88)	144,0	32,7
t1b1B1L3MP	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	2200 (10,84)	90,3	-
t1b1B1L3SP	3,09 (65)	76 (2,67)	76 (0,37)	2200 (10,84)	97,6	8,0



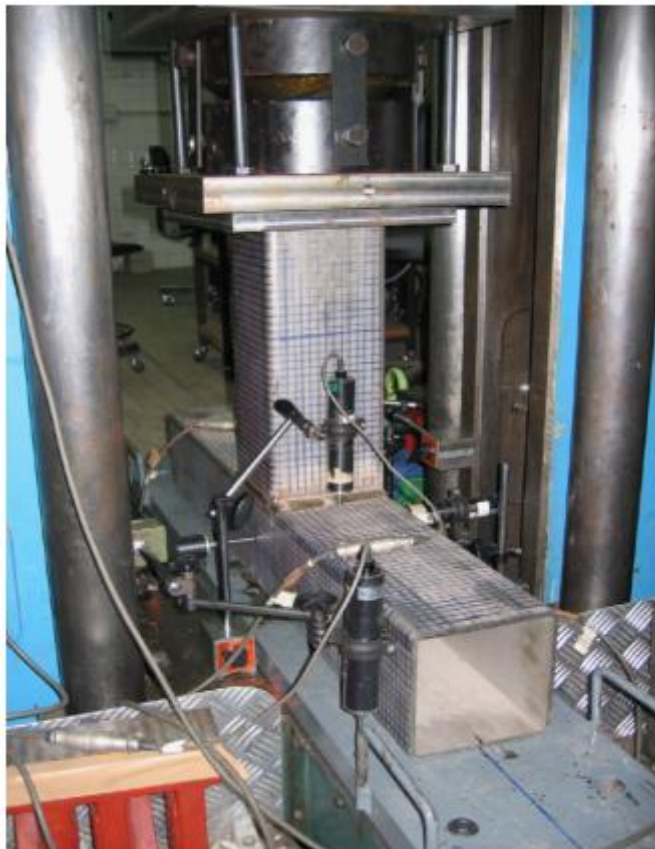
Z výsledků parametrické studie vyplývá několik očekávatelných zjištění. Vliv zesílení styčnicku šrouby značně narůstá pro styčnicku s vysokým poměrem výšky k šířce pásu. Vliv zesílení se nemění s různým poměrem šířky mezipásového prutu ku výšce pásu. V některých případech je možné zesílením dosáhnout plné plastické únosnosti pásu, porušení stěn pásu přestane být pro styčnicku rozhodující, u nezesílených styčnicků k tomuto jevu dochází pouze, pokud je velká vzdálenost podpor pásu a pás je výrazně namáhán momentem v místě připojení mezipásového prutu. Okrajové podmínky v uložení mají na únosnost styčnicku malý vliv, okrajové podmínky byly měněny z vetknutí na polotuhé uložení až po čisté kloubové uložení. Přivaření šroubu ke stěně pásu má vliv na duktilitu přípoje, vliv na celkovou únosnost je malý.

Nejdůležitějším poznatkem pro účely tohoto textu je zjištění, že svary u takového T-styčnicku mají značný vliv na jeho konečnou únosnost a jejich skutečná velikost nemá být zanedbána. Pro účely numerického modelování pomocí deskových prvků je možné použít zjednodušení pomocí převedení trojúhelníkové průřezu koutového svaru na průřez ve tvaru L, který je pro takový model dobře síťovatelný.

#### 2.4.7 STYČNÍKY PRŮŘEZŮ Z NEREZOVÉ OCELI

Výzkum univerzity v Hong Kongu publikovaný v letech 2008-2010 se zaměřil na ověření platnosti stávajících analytických vzorců pro výpočet únosnosti styčnicků uzavřených hranatých průřezů v případě, kdy je místo běžné uhlíkové stavební oceli použito oceli nerezové. V rámci rozsáhlého výzkumu byly provedeny laboratorní zkoušky T-styčnicků uzavřených hranatých průřezů [16] a styčnicků tvaru X (X-styčnicků) [17]. Na základě těchto experimentálních výsledků byla provedena parametrická studie [18], která byla založená na výsledcích numerických modelů validovaných na výsledcích výše zmíněných laboratorních zkoušek. S pomocí výsledků parametrické studie byly upraveny stávající analytické návrhové vztahy pro únosnost styčnicků z uhlíkové oceli tak, aby lépe odpovídaly chování styčnicků vyrobených z ocelí nerezových.

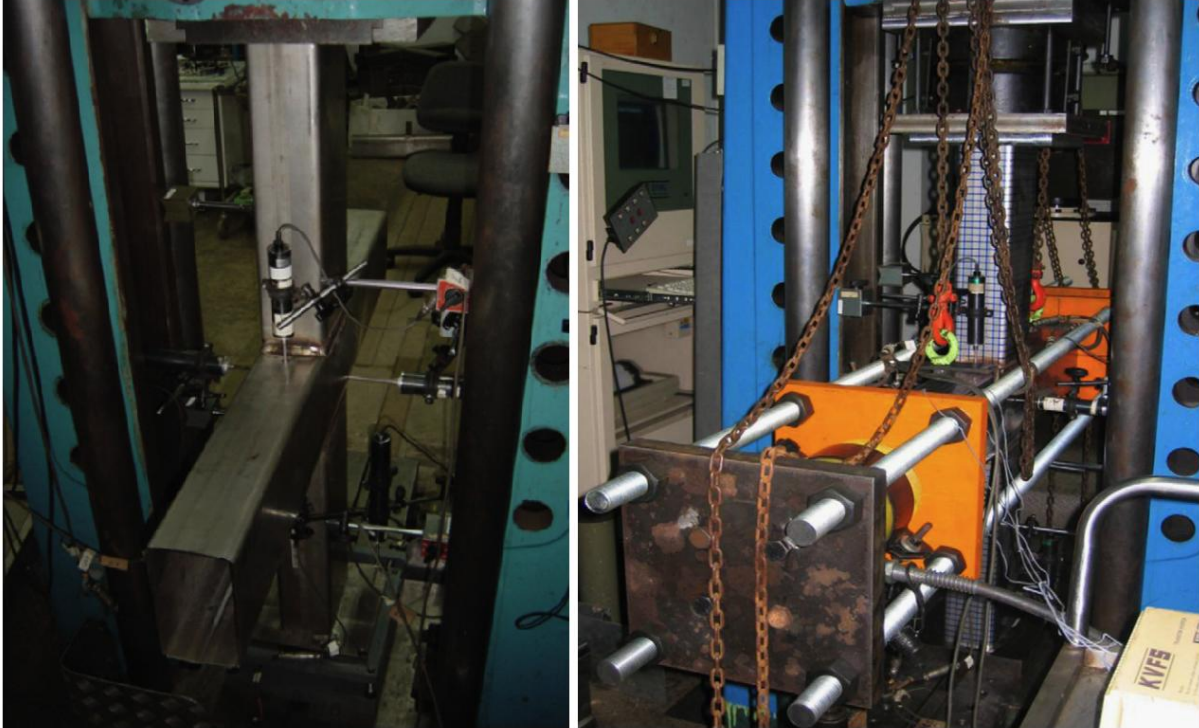
V první části výzkumu [16] byly provedeny laboratorní zkoušky 22 vzorků T-styčnicků z nerezové oceli. Použito bylo za studena tvářených hranatých uzavřených průřezů ze třech druhů nerezové oceli, austenitické nerezové oceli, vysokopevnostní austenitické nerezové oceli a duplexní nerezové oceli. Geometrie styčnicků byla volena tak, aby autoři pokryli širokou škálu parametrů, které mají vliv na celkovou únosnost styčnicku a to: poměr šířek mezipásového prutu a pásu  $\beta$ , poměr tloušťky stěny mezipásového prutu a pásu  $\tau$ , a poměr šířky pásu a tloušťky jeho stěny  $2\gamma$ , přesné rozměry včetně těchto poměrů jsou uvedeny v dané publikaci. Vyšetřována byla experimentální únosnost a únosnost v mezním stavu použitelnosti. Tyto hodnoty jsou dány maximální deformací styčnicku, která je stanovena jako 3 % ze šířky pásu pro mezní stav únosnosti a 1 % pro mezní stav použitelnosti. U vzorků bylo dosaženo různých módů porušení a to: porušení povrchu pásu, porušení boční stěny pásu a porušení místním vybočením mezipásového prutu. Únosnost styčnicku byla vyšetřována v tlaku, pás styčnicku byl plně podepřen a tlaková síla byla aplikována na horní hranu mezipásového prutu, nastavení vzorku v lisu je zobrazeno na obr. 22.



Obr. 22 – T-styčnicku během laboratorních zkoušek

Experimentální únosnost byla porovnána s únosností danou analytickými vztahy pro styčnicku z běžné uhlíkové oceli v *EN 1993-1-8* [3] a mezinárodní normě *ISO 14346:2013* [4], a také s analytickou únosností podle australsko-novo zélandské normy [32] pro konstrukce za studena tvářené z nerezové oceli. Z experimentálního výzkumu vyplynulo, že vztahy pro únosnost T-styčnicku dané normami pro běžné uhlíkové oceli jsou použitelné i pro nerezové oceli, i když hodnoty únosnosti jsou konzervativní. Dále se také ukázalo, že pro zkoušené styčnicku, nehledě na použitou ocel, byl většinou rozhodující mezní stav únosnosti. Za poznámku také stojí, že ne vždy došlo k módu porušení, ke kterému mělo na základě parametru  $\beta$  dojít.

Na výzkum T-styčnicku navázali autoři výzkumem zaměřeným na únosnost X-styčnicku. Zkoumány byly také styčnicku za studena tvarovaných uzavřených průřezů ze stejných druhů nerezových ocelí. Geometrie styčnicku byla volena tak, aby mohl být vyšetřen vliv parametrů  $\beta$ ,  $\tau$ ,  $2\gamma$ , obdobně jako u T-styčnicku. U některých styčnicků byla hodnota parametru  $2\gamma < 35$ , tyto hodnoty jsou mimo rozsah platnosti analytických vztahů daných v normě [4]. Mimo těchto parametrů, a na rozdíl od předchozího výzkumu T-styčnicku, autoři vyšetřovali ještě vliv tlakové síly v pásu na celkovou únosnost styčnicku. Autoři zkoušeli celkem 32 styčnicků, které byly zatíženy tlakovou osovou silou, 21 z těchto styčnicků bylo navíc zatíženo tlakovou silou v průběžném pásu. Vyšetřována byla experimentální únosnost a únosnost v mezním stavu použitelnosti. U vzorků bylo dosaženo stejných módů porušení jako při zkoušení T-styčnicku. Přesná specifikace vzorků a nastavení při zkoušce je uvedena v [17]. Vzorky během laboratorních zkoušek jsou zobrazeny na obr. 23.



Obr. 23 – Vlevo X-styčnick s pásem nezatíženým tlakovou silou, vpravo se zatíženým pásem

Experimentální únosnosti byly stejně jako v případě T-styčnicků porovnány s analytickou únosností podle norem [3] a [4]. Stejně tak závěr plynoucí ze zkoušek je obdobný. Analytická únosnost byla v porovnání s experimentální konzervativní, až na některé vzorky, které se porušily plastizací povrchu pásu. Stejně jako u T-styčnicků se ukázalo, že mezní stav použitelnosti není u těchto styčnicků rozhodující. Kvůli nedokonalé shodě a přílišné konzervativnosti normových únosností pro tyto styčnický z nerezové oceli, se autoři rozhodli současné návrhové vztahy upravit, proto na výzkum navázali parametrickou studií.

Pro účely parametrické studie bylo použito numerických modelů z programu ABAQUS, modely využívají trojrozměrné osmi-uzlové objemové prvky. Modely obsahují i model samotných svarů, protože zanedbání jejich velikosti vede k nepřesným výsledkům. Validace je provedena proti experimentálním výsledkům ze zkoušek popsanych výše. Vyšetřovanými parametry jsou bezrozměrné geometrické veličiny  $\beta$ ,  $\tau$ ,  $2\gamma$  a také velikost tlakové osové síly v pásu. Pro účely studie bylo vytvořeno 122 modelů T-styčnicků a 50 modelů X-styčnicků, z toho 30 s tlakovou silou v pásu. Numerické modely vykazovaly dobrou shodu s experimentálními výsledky. Studie také potvrdila předpoklad, že při porovnání numerických výsledků s normovými únosnostmi pro uhlíkovou ocel není shoda v některých módech porušení dostatečně přesná. Při porušení styčnicku porušením povrchu pásu jsou hodnoty z analytických vzorců pro uhlíkovou ocel nebezpečně nadhodnocené, při porušení vybočením bočních stěn pásu naopak příliš konzervativní. Na základě výsledků parametrické studie byly autory navrženy součinitele  $\alpha_A$ ,  $\alpha_B$ , které upravují vzorce pro únosnost styčnicků z uhlíkové oceli z normy [4] tak, aby lépe odpovídaly únosnostem styčnicků z oceli nerezové. Tyto součinitele zahrnují vliv rozdílného materiálu, protože nerezové oceli nemají znatelnou mez kluzu, používá se smluvní hodnota, a vliv osové tlakové síly v dolním pásu. Výsledky studie také umožňují rozšířit oblast normové platnosti těchto vztahů, danou bezrozměrnými parametry  $\beta$ ,  $\tau$ ,  $2\gamma$ . Přesné vztahy pro výpočet únosnosti styčnicků uzavřených hranatých průřezů z nerezové oceli jsou uvedeny v publikaci [18].



## 2.4.8 REDUKCE VELIKOSTI SVARU

Výpočtem únosnosti koutových svarů a redukcí jejich velikosti se zabývá výzkum [19], který provedli v roce 2011 v Německu v kompetenčním centru pro trubky a uzavřené průřezy (COROH) ve spolupráci s výrobcem trubek Vallourec & Mannesmann. Zadavatelem výzkumu byl mezinárodní výbor pro výzkum trubek CIDECT. Minimální velikost svarů styčnicků uzavřených průřezů není definována v normách [3], [4]. Pro ocel s mezí kluzu do 355 MPa doporučoval *CIDECT design guide 3* [25] volit velikost koutového svaru minimálně stejnou jako tloušťku stěny mezipásového prutu. Současná evropská norma [3], však umožňuje použít ocel s mezí kluzu do 460 MPa, proto aktuální druhé vydání *CIDECT design guide 3* [34] obsahuje doporučení pro volbu velikosti koutového svaru pro oceli s vyšší mezí kluzu. Nicméně norma *EN 1993-1-12* [33] umožňuje použití oceli s mezí kluzu až do 700 MPa. Pro styčnický z ocelí takových pevností doporučení, jak velké svary mají být použity, v literatuře nebylo. Protože svary nadměrné velikosti mohou značně prodražovat konstrukci tím spíše u prvků z vysokopevnostních ocelí, vznikl tento výzkum, který má projektantům usnadnit navrhování takových svarů ve styčnicku uzavřených průřezů. V rámci výzkumu vznikly návrhové diagramy, které udávají doporučené velikosti svarů pro styčnický uzavřených průřezů na základě jejich geometrie a použité třídy oceli.

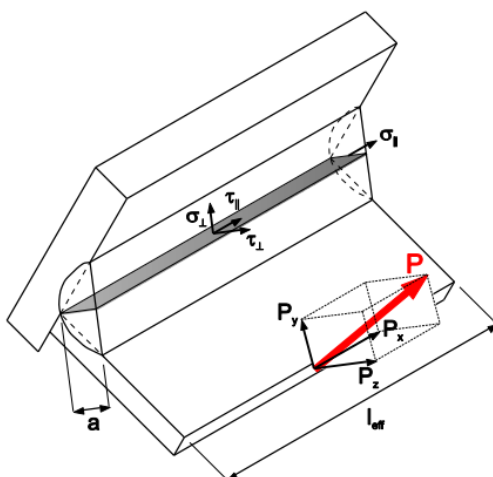
Doporučení pro určení velikosti svaru, uvedená v publikacích [25] a [34], vychází ze vztahů pro výpočet únosnosti svaru, které jsou uvedeny v normě [3]. Výpočet spočívá v rozložení sil působících na normálovou rovinu svaru, tzv. nebezpečný průřez, do jednotlivých složek napětí po délce svaru. Stanovují se tato napětí, viz obr. 24:

$\sigma_{\perp}$  = normálové napětí kolmé k nebezpečnému průřezu

$\sigma_{\parallel}$  = normálové rovnoběžné s osou svaru (*zanedbává se*)

$\tau_{\perp}$  = smykové napětí kolmé k ose svaru

$\tau_{\parallel}$  = smykové napětí rovnoběžné s osou svaru



Obr. 24 – Napětí v koutovém svaru

Účinná plocha svaru  $A_w$  se určí jako:

$$A_w = a \cdot l_{eff} \quad (26)$$

kde:  $a$  = tloušťka koutového svaru

$l_{eff}$  = účinná délka koutového svaru

Únosnost koutového svaru je dána současným splněním následujících podmínek:

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \leq f_u / (\beta_w \gamma_{M2}) \quad (27)$$

$$\sigma_{\perp} \leq 0,9 \cdot f_u / \gamma_{M2} \quad (28)$$

kde:  $f_u$  = minimální pevnost v tahu pásu nebo mezipásového prutu

$\beta_w$  = korelační faktor

$\gamma_{M2}$  = součinitel spolehlivosti pro únosnost svarů

Korelační faktor  $\beta$  pro jednotlivé třídy ocelí a součinitel spolehlivosti  $\gamma_{M2}$  jsou uvedeny v normě [3].

Aby bylo možné doporučit velikost svaru pomocí určení velikosti poměru tloušťky připojovaného prutu  $t_i$  a tloušťky svaru  $a$ , byly ustanoveny zjednodušující předpoklady. Uvažuje se, že svar bude mít nejkratší možnou délku v případě, že pruty jsou na sebe přivařeny kolmo a délka svaru se proto bere jako obvod připojovaného průřezu. V případě přípoje kruhových uzavřených průřezů, se také zanedbává prodloužení svaru vlivem trojrozměrné křivky dané průnikem dvou válcových ploch. Aby bylo možné zanedbat redistribuci napětí ve svaru vlivem různé tuhosti v různých částech přípoje, uvažuje se, že svar musí mít dostatečnou kapacitu  $P$ , aby byl schopen přenést sílu danou plastickou únosností připojovaného prutu v tahu  $N_{i,pl,Rd}$ . Síla  $P$  je vyjádřena jako:

$$P = \frac{f_{yi} \cdot t_i \cdot l}{\gamma_{M0}} \quad (29)$$

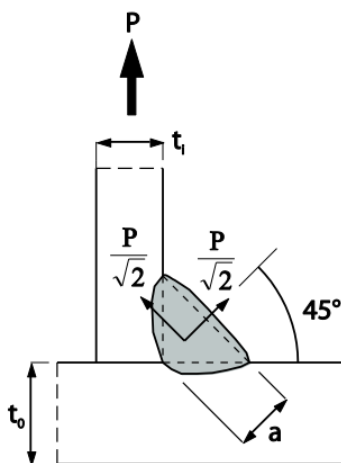
kde:  $f_{yi}$  = mez kluzu mezipásového prutu

$t_i$  = tloušťka stěny mezipásového prutu

$l$  = délka svaru

$\gamma_{M0}$  = součinitel spolehlivosti materiálu

Na základě těchto předpokladů, lze určit rozložení sil do směrů hlavních napětí ve svaru, viz obr. 25, odvodit jednotlivé složky napětí, rovnice (30), (31), (32) a určit potřebnou tloušťku svaru vztaženou k tloušťce stěny mezipásového prutu, rovnice (33).



Obr. 25 – Napětí v koutovém svaru



$$\sigma_{\perp} = \tau_{\perp} = \frac{P/\sqrt{2}}{A_w} = \frac{f_{yi} \cdot t_i \cdot l}{\sqrt{2} \cdot a \cdot l_{eff} \cdot \gamma_{M0}} \quad (30)$$

$$\sigma_{\parallel} = \tau_{\parallel} = 0 \quad (31)$$

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} = \sqrt{2} \frac{f_{yi} \cdot t_i}{\gamma_{M0} \cdot a} \quad (32)$$

$$a \geq \begin{cases} \sqrt{2} \cdot \beta_w \cdot \frac{f_{yi}}{f_u} \cdot \frac{\gamma_{M2}}{\gamma_{M0}} \cdot t_i \\ \frac{5}{9} \cdot \sqrt{2} \cdot \frac{f_{yi}}{f_u} \cdot \frac{\gamma_{M2}}{\gamma_{M0}} \cdot t_i \end{cases} \quad (33)$$

Vypočtené hodnoty potřebné tloušťky koutového svaru pro oceli do meze kluzu 690 MPa, jsou uvedeny v tab. 10, v porovnání s hodnotami doporučenými v publikaci *CIDECT design guide 3* [33].

Tab. 10 – Potřebná tloušťka koutového svaru

Třída oceli	Mez kluzu $f_{yi}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Mez pevnosti $f_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$f_{yi} / f_u$	Korelační faktor $\beta_w$	Velikost svaru	
					Výpočet	CIDECT
S235	235	360	0,65	0,80	0,92 $t_i$	0,92 $t_i$
S275	275	430	0,64	0,85	0,96 $t_i$	0,96 $t_i$
S355	355	510 (490)	0,70	0,90	1,11 $t_i$ (1,15 $t_i$ )	1,10 $t_i$
S420	420	540	0,78	1,00 (0,85)	1,37 $t_i$ (1,21 $t_i$ )	1,42 $t_i$
S460	460	560	0,82	1,00 (0,85)	1,45 $t_i$ (1,23 $t_i$ )	1,48 $t_i$
S690	690	770	0,90	1,00	1,58 $t_i$	-

Protože maximální síla, kterou bude styčnick namáhán, musí být vždy menší než únosnost připojovaného prutu v tahu  $N_{i,pl,Rd}$ , je zřejmé, že pokud budou splněny požadavky na tloušťku svaru uvedené v tab. 10, nemusí být svar více staticky posuzován. Z tab. 10, je také zřetelné, že tloušťka svaru narůstá zároveň se zvyšujícím se poměrem meze kluzu ku mezi pevnosti oceli.

Jak bylo uvedeno výše *CIDECT design guide 3* [33] uvažuje zjednodušeně efektivní délku svaru  $l_{eff}$ , jako obvod příčného řezu mezipásového prutu. Zanedbává se tak vliv prodloužení délky svaru, pokud je úhel připojení jiný než 90 °, a u kruhových uzavřených průřezů navíc prodloužení délky svaru vznikem trojrozměrné křivky dané průnikem dvou válcových ploch. Výzkum proto uvažuje délku svaru pro styčnick uzavřených průřezů tak, jak je uvedeno v normovém předpisu americké svářečské společnosti *AWS D1.1/D1.1M: 2004* [35]. Tento předpis započítává pro styčnick uzavřených hranatých průřezů vliv úhlu, pod kterým jsou připojeny a u styčnick uzavřených kruhových průřezů i vliv trojrozměrné křivky průniku válcových ploch. Ten je započítán pomocí faktoru  $K$  (34). Délky svarů v závislosti na úhlu připojení mezipásového prutu jsou zobrazeny v tab. 11.

$$K = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sin(\theta)} + \frac{1}{3 \cdot \pi} \cdot \frac{3 - \beta^2}{2 - \beta^2} + 3 \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sin(\theta)}\right)^2 + \left(\frac{1}{3 \cdot \pi} \cdot \frac{3 - \beta^2}{2 - \beta^2}\right)^2} \quad (34)$$

$$\beta = d_i / d_0 \quad (35)$$

kde:  $\theta$  = úhel připojení mezipásového prutu

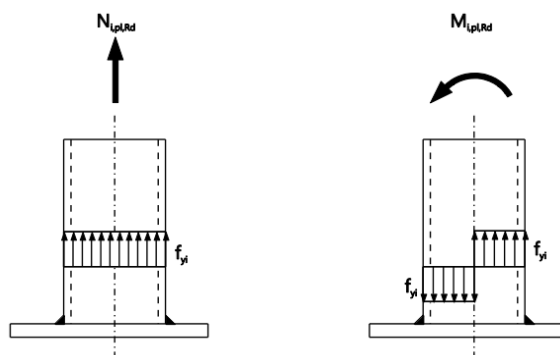
$d_i$  = průměr mezipásového prutu

$d_0$  = průměr pásu

Tab. 11 – Efektivní délky svarů styčnicků uzavřených průřezů

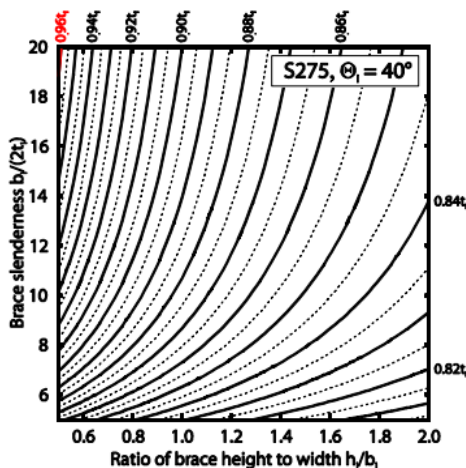
Průřez	Geometrie styčnicku	$\theta \leq 50^\circ$	$50^\circ < \theta < 60^\circ$	$\theta \geq 60^\circ$
CHS	T, Y a K nebo N styčnický s mezerou	$2\pi r K$		
RHS	T, Y, X styčnický	$2h / \sin(\theta) + 2b$	interpolace	$2h / \sin(\theta) + b$
	K, N styčnický s mezerou	$2h / \sin(\theta) + b$	interpolace	$2h / \sin(\theta)$

Na základě těchto předpokladů vytvořili autoři návrhové diagramy, z kterých lze podle daných parametrů odečíst tloušťku koutového svaru. Protože základním předpokladem je plně plastické rozložení napětí ve svařovaném přípoji, je možné tyto grafy aplikovat jak na styčnický namáhané osovou silou, tak na styčnický namáhané ohybovým momentem, viz obr. 26.



Obr. 26 – Plastické rozdělení napětí ve styčnicku namáhaném osovou silou a ohybovým momentem

Příklad jednoho vrstevnicového grafu je na obr. 27. Tloušťka koutového svaru je daná násobkem tloušťky stěny mezipásového prutu. Grafy jsou rozděleny podle třídy oceli a úhlu, pod kterým je mezipásový prut připojen. Tloušťku svaru je pak možné odečíst na základě geometrických parametrů, v případě styčnicků RHS to je štíhlost mezipásového prutu daná poměrem šířky prutu  $b_i$  a dvojnásobku tloušťky  $t_i$ , a poměrem výšky  $h_i$  a šířky  $b_i$  mezipásového prutu. Všechny vyvinuté grafy jsou k dohledání v publikaci [19], jejich použitím lze především u ocelí vyšších pevností tloušťku koutového svaru významně redukovat.



Obr. 27 – Příklad vrstevnicového grafu pro určení tloušťky koutového svaru

## 2.4.9 VLIV KOUTOVÉHO SVARU NA MOMENTOVOU ÚNOSNOST

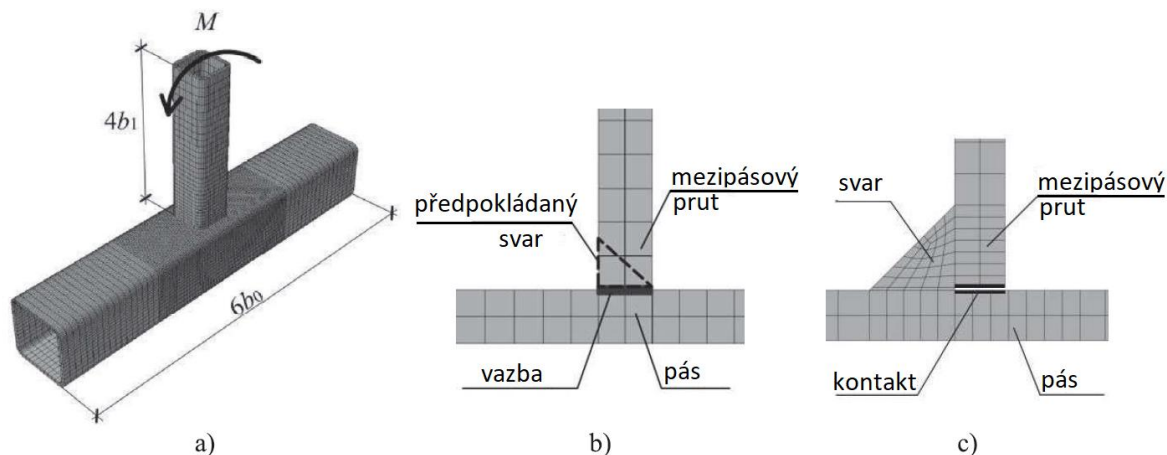
Vlivem velikosti svaru na chování styčnicku hranatých uzavřených průřezů se v poslední době zabývala Bronzova [20] z technické univerzity v Mnichově. Tento výzkum vychází, stejně jako autor této disertační práce, z předpokladu, že přidaný materiál pro koutový svar musí mít příznivý vliv na únosnost a tuhost styčnicku.

Pro potvrzení předpokladu byla vypracována numerická studie v programu ABAQUS. Studie na vyšetřovaných geometriích, zobrazených v tab. 12, zkoumá vliv svaru na únosnost a tuhost styčnicku tvaru T zatíženého momentem v rovině spoje. Analyzované styčnicku byly spojeny tupými svary nebo koutovými svary, jejichž velikost  $a_w$  odpovídala  $0,5 a_{fs}$ ,  $0,75 a_{fs}$ ,  $1,0 a_{fs}$ , kde svar pro plnou únosnost připojovaného průřezu má velikost  $a_{fs} = 1,2t_1$  ( $t_1$  je tloušťka stěny připojovaného prutu).

Tab. 12 – Parametry styčnicků pro numerickou studii

Styčnick	Mezipásový prut	$2\gamma$ [-]	Pás	$\beta$ [-]
150x5-40	150x150x5	30,0	40x40x4	0,27
150x8-40	150x150x8	18,8	40x40x4	0,27
150x5-80	150x150x5	30,0	80x80x5	0,53
150x8-80	150x150x8	18,8	80x80x8	0,53
150x10-80	150x150x10	15,0	80x80x8	0,53
150x5-100	150x150x5	30,0	100x100x5	0,67
150x8-100	150x150x8	18,8	100x100x8	0,67
150x10-100	150x150x10	15,0	100x100x10	0,67

Numerický model byl sestaven pomocí kvadratických prostorových konečně prvkových elementů s redukovanou integrací s použitím dvou elementů po tloušťce stěny průřezu. Délka pásu odpovídala šestinásobku šířky průřezu a délka připojovaného prutu čtyřnásobku šířky průřezu. Délky prutů a nastavení sítě společně se způsobem namáhání styčnicku a způsobem modelování svarů jsou zobrazeny na obr. 28.

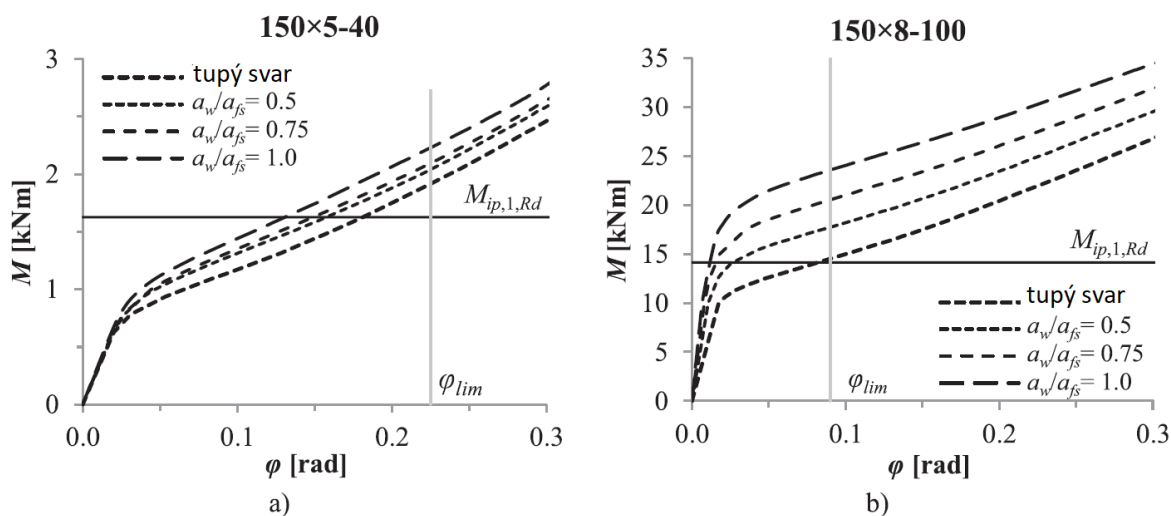


Obr. 28 – a) nastavení sítě; b) model tupého svaru; c) model koutového svaru

Model využívá bilineární elasticko-plastický materiálový model s lineárním zpevněním odpovídajícím  $E/100$ , kde  $E$  je Youngův modul pružnosti oceli. Poissonovo číslo má hodnotu 0,3 a mez kluzu odpovídá oceli S355, to je 355 MPa.

Výsledky numerické studie ukázaly výrazný nárůst únosnosti i tuhosti styčnicků, které byly připojeny pomocí koutových svarů proti styčnickům připojeným tupým

svarem. Rozdíly na dvou příkladech jsou zobrazeny na grafu závislosti momentu na pootočení na obr. 29.



Obr. 29 – Závislost momentu na pootočení styčnicků: a) 150x5-40-355; b) 150x8-100-355

Na základě dat z numerické parametrické studie byla navržena úprava analytických vztahů, které jsou pro momentovou únosnost styčnicku v normě [3]. U styčnicků připojených koutovými svary je navrženo počítat ekvivalentní šířku připojovaného průřezu  $b_{eq}$  a ekvivalentní výšku připojovaného průřezu  $h_{eq}$  s uvažováním velikosti koutového svaru:

$$b_{eq} = b_1 + 1,13a_w \quad (36)$$

$$h_{eq} = h_1 + 1,13a_w \quad (37)$$

kde:  $b_1$  = šířka průřezu mezipásového prutu  
 $h_1$  = výška průřezu mezipásového prutu  
 $a_w$  = výška koutového svaru

Navrhované řešení je validováno na 18 styčnicích tvaru T s různou geometrií a materiálovými vlastnostmi. Všechny styčnický měly pás průřezu 150x150x8 a mezipásový prut buď 100x100x8 nebo 120x120x8. Pruty byly vyrobeny ze tří druhů oceli S420, S500 a S700. Styčnický využívaly tři typy svarů: tupé svary a koutové svary o velikosti 6 mm a 10 mm. Účinnost navržené metody pro únosnost je patrná z tab. 13, kde jsou spoje pojmenovány způsobem [třída oceli pásu]\_[třída oceli mezipásového prutu]\_[typ svaru],  $M_{ip,1,Rd}$  je únosnost vypočtená podle normy EN 1993-1-8 [3],  $M_{ip,1,Rd}^*$  je tatáž únosnost vypočtená podle navržené analytické úpravy,  $M_{exp}$  je únosnost stanovená experimentálně. Jak je vidět, navrhované řešení lépe odpovídá experimentálním výsledkům a zlepšuje průměrný poměr  $M_{ip,1,Rd} / M_{exp}$  z 0,70 na 0,84 pro spoje „a6“ a z 0,50 na 0,69 pro spoje „a10“. U všech styčnicků navržená upravená únosnost nepřevyšuje experimentální hodnotu. Výzkum také řešil úpravu výpočtu počáteční tuhosti, kde jsou výsledky obdobné.

Validace provedená na základě experimentálních dat ukázala, že navržený přístup vede k přesnějšímu určení únosnosti styčnicku v ohybu v rovině spoje. Studie se zaměřuje pouze na toto namáhání. Tato disertační práce má za cíl prozkoumat tento fenomén i v osovém namáhání styčnicku a na širším spektru geometrií styčnicku.



Tab. 13 – Validace navržené úpravy analytických vztahů pro únosnost

Styčnick	$\beta$ [-]	$a_w$ [mm]	$a_w / a_{fs}$ [-]	$M_{ip,1,Rd}$ [kNm]	$M^*_{ip,1,Rd}$ [kNm]	$M_{exp}$ [kNm]	$M_{ip,1,Rd} / M_{exp}$ [kNm]	$M^*_{ip,1,Rd} / M_{exp}$ [kNm]
S420_S420_a6	0,67	6	0,51	15,0	17,8	21,2	0,71	0,84
S500_S420_a6	0,67	6	0,51	15,9	18,9	24,3	0,65	0,78
S500_S500_a6	0,67	6	0,47	15,9	18,9	25,0	0,64	0,75
S700_S420_a6	0,67	6	0,51	22,3	26,4	27,7	0,81	0,95
S700_S500_a6	0,67	6	0,47	22,3	26,4	29,4	0,76	0,90
S700_S700_a6	0,80	6	0,45	39,1	50,6	61,2	0,64	0,83
Průměr							0,70	0,84
S420_S420_a10	0,67	10	0,84	15,0	20,2	31,6	0,47	0,64
S500_S420_a10	0,67	10	0,84	15,9	21,3	35,1	0,45	0,61
S500_S500_a10	0,67	10	0,78	15,9	21,3	37,2	0,43	0,57
S700_S420_a10	0,67	10	0,84	22,3	29,9	8,5	0,58	0,78
S700_S500_a10	0,67	10	0,78	22,3	29,9	45,5	0,49	0,66
S700_S700_a10	0,80	10	0,76	39,1	62,4	70,1	0,56	0,89
Průměr							0,50	0,69
S420_S420_1/2v	0,67	tupý	-	15,0	15,0	18,5	0,81	0,81
S500_S420_1/2v	0,67	tupý	-	15,9	15,9	21,1	0,75	0,75
S500_S500_1/2v	0,67	tupý	-	15,9	15,9	21,0	0,76	0,76
S700_S420_1/2v	0,67	tupý	-	22,3	22,3	24,2	0,92	0,92
S700_S500_1/2v	0,67	tupý	-	22,3	22,3	26,4	0,84	0,84
S700_S700_a1/2v	0,80	tupý	-	39,1	39,1	46,8	0,84	0,84
Průměr							0,82	0,82

## 2.5 NÁVRH STYČNÍKŮ METODOU KOMPONENT

Návrhový přístup založený na metodě komponent umožňuje vyhodnotit mechanické vlastnosti styčnicku, jako je únosnost, tuhost nebo duktilita, pomocí převedení celého styčnicku na jednotlivé části, komponenty, prezentované jednoduchými mechanickými modely. Původně byla tato metoda vytvořena pro styčnicku otevřených průřezů, a její použití v tomto případě je zakotvené i v normovém návrhovém přístupu podle *Eurokódu* [3]. Návrhový přístup, který tato norma využívá pro určení únosnosti styčnicků uzavřených průřezů, však využívá jiný, komplexní přístup. Celý styčnick (či oblast styčnicku, kde se setkávají dva nebo více prutů) je uvažován jako jeden mechanický model. Návrhové vztahy, pro výpočet únosnosti, jsou založeny na tomto mechanickém modelu a upraveny tak, aby odpovídaly experimentálním výsledkům. V důsledku tohoto přístupu je rozsah použití těchto vztahů omezen na takové konfigurace styčnicků, pro které existují data pro jejich validaci. *Jaspart a Weynand* ve svém výzkumu [21], [22] vytvořili jednotný přístup k ocelovým styčnickům založený na metodě komponent, který není závislý na typu připojovaných nosníků.

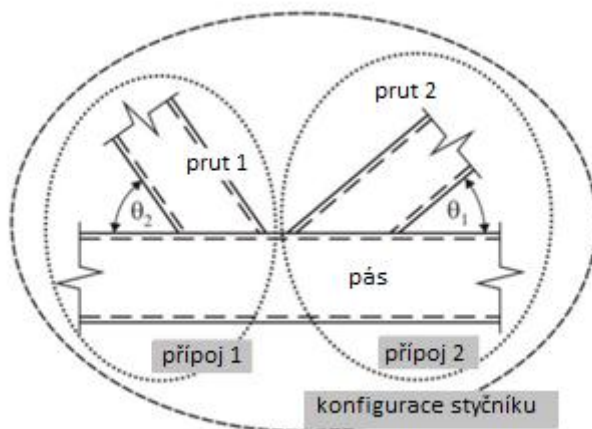
Metoda komponent vyžaduje aplikaci tří kroků:

- identifikace jednotlivých komponent styčnicku
- stanovení únosnosti, případně tuhosti, všech těchto komponent pomocí vhodných jednoduchých návrhových vztahů
- kombinaci nebo sestavení jednotlivých komponent, tak aby bylo možné stanovit únosnost, případně tuhost, celého vyšetřovaného styčnicku

Aby bylo možné tuto metodu použít pro styčnicku uzavřených průřezů, bylo potřeba vytvořit vhodné komponenty a ověřit, že proces sestavení jednotlivých komponent (který je založen na obecných principech jako je rovnováha sil nebo srovnatelnost

deformací) je dostatečně obecný, a tedy nezávislý na vlastnostech sestavovaných komponent. Pro vytvoření jednotlivých komponent byly zásadní geometrické vlastnosti styčnicku a síly, kterým musí styčník odolávat. Pro sestavení jednotlivých komponent dohromady je důležité, aby síly v jednotlivých komponentech byly v rovnováze se silami působícími na celý styčník a aby nebyla překročena únosnost ani deformační kapacita žádné z nich. Pokud jsou tyto podmínky splněny, je zaručeno, že únosnost stanovená sestavením jednotlivých komponent je nižší než skutečná únosnost styčnicku.

Styčníkem se v normovém návrhovém přístupu podle *Eurokódu* [3] rozumí spojení dvou nebo více prutů v jedné posuzované oblasti. Metodu komponent je však možné aplikovat pouze v případě, že styčník rozdělíme na jednotlivé přípoje dvou prutů, tak jak je znázorněno na obr. 30.



Obr. 30 – Příklad styčnicku obsahujícího dva přípoje

Únosnost jednotlivých přípojů je pak možné zkontrolovat pomocí následujícího vztahu, který je uveden v kapitole 7 normy [3].

$$\frac{N_{i,Ed}}{N_{i,Rd}} + \frac{M_{ip,i,Ed}}{M_{ip,i,Rd}} + \frac{M_{op,i,Ed}}{M_{op,i,Rd}} \leq 1,0 \quad (38)$$

kde:  $N_{i,Ed}$ ,  $M_{ip,i,Ed}$ ,  $M_{op,i,Ed}$  = vnitřní síly působící na připojovaný prut v přípoji  $i$

$N_{i,Rd}$ ,  $M_{ip,i,Rd}$ ,  $M_{op,i,Rd}$  = návrhové únosnosti přípoje  $i$

V případě, že styčník obsahuje více přípojů, tak jako na obr. 30, je nutné dále ověřit spolupůsobení těchto přípojů pomocí dalších návrhových vztahů.

*Jaspart* a *Weynand* ve svém výzkumu [21], [22] definovali pět základních komponent, které odpovídají pěti způsobům porušení, které jsou definovány v *Eurokódu* [3]:

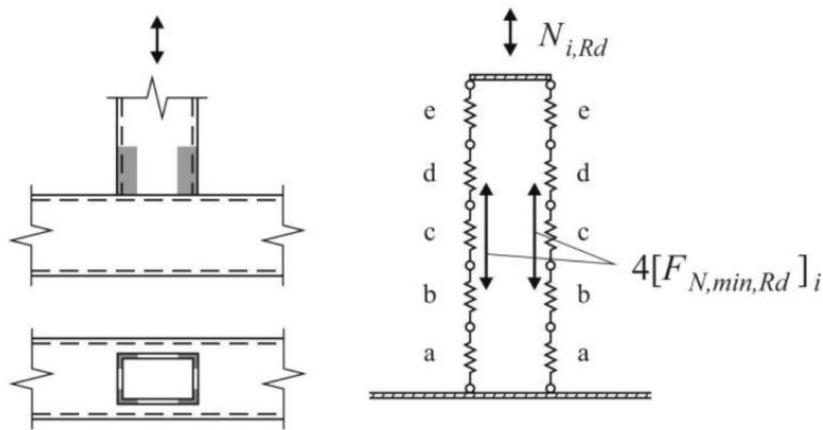
- Porušení povrchu pásu – komponenta povrch pásu v ohybu
- Porušení boční stěny pásu – komponenta boční stěna pásu v tahu/tlaku
- Porušení pásu smykem – komponenta boční stěna pásu ve smyku
- Prolomení smykem – komponenta povrch pásu v prolomení smykem
- Porušení mezipásového prutu – komponenta stěny mezipásového prutu v tahu/tlaku

Komponenta pro porušení místním vybočením není v publikovaném výzkumu zatím definována.



## 2.5.1 METODA KOMPONENT PRO STYČNÍK TVARU T

Metoda komponent umožňuje nahlížet na jakýkoliv styčnick jako na soustavu pružin, ve které každá pružina reprezentuje specifickou komponentu. Na obr. 31 je tento model schematicky znázorněn pro svařovaný styčnick dvou prvků s uzavřeným hranatým průřezem ve tvaru T, který je zatížen osovou silou. V schématu značí písmena „a“ až „e“ jednotlivé komponenty, které byly definovány v předchozí kapitole pod stejným označením. Na obr. 31 jsou také vyznačeny čtyři oblasti v rozích připojovaného prutu, model zavádí předpoklad, že osová síla se ve styčnicku přenáší z mezipásového prutu do pásu právě pouze přes tyto oblasti. Během celého návrhového procesu je nutné s tímto zavedeným předpokladem počítat. Počet a pozice oblastí pro přenos zatížení musí být pečlivě definován pro všechny typy průřezů připojovaných prutů.



Obr. 31 – Model styčnicku tvaru T, který využívá metodu komponent

Pro styčnick dvou prvků hranatých uzavřených průřezů tvaru T je únosnost definována následovně:

$$N_{i,Rd} = 4 \cdot [F_{N,min,Rd}]_i \quad (39)$$

Kde je minimální únosnost aktivní komponenty pro styčnick  $i$  zatížený prut osovou silou  $[F_{N,min,Rd}]_i$  vyjádřena jako:

$$[F_{N,min,Rd}]_i = \min[F_{a,N,Rd}; F_{b,N,Rd}; F_{c,N,Rd}; F_{d,N,Rd}; F_{e,N,Rd}]_i \quad (40)$$

Tento postup je možné analogicky rozšířit na všechny silové účinky na posuzovaném styčnicku a stanovit únosnost pro styčnick namáhaný osovou silou  $N_{i,Ed}$ , momentem v rovině styčnicku  $M_{ip,Ed}$ , i momentem z roviny styčnicku  $M_{op,Ed}$ .

$$N_{i,Rd} = 4 \cdot [F_{N,min,Rd}]_i \quad (41)$$

$$M_{ip,i,Rd} = 2 \cdot [F_{Mip,min,Rd}]_i \cdot z_{ip} \quad (42)$$

$$M_{op,i,Rd} = 2 \cdot [F_{Mop,min,Rd}]_i \cdot z_{op} \quad (43)$$

kde:

$[F_{N,min,Rd}]_i$  = minimální únosnost aktivní komponenty styčnicku  $i$  zatíženého osovou silou



$[F_{Mip,min,Rd}]_i$  = minimální únosnost aktivní komponenty styčnicku i zatíženého ohybem v rovině

$[F_{Mop,min,Rd}]_i$  = minimální únosnost aktivní komponenty styčnicku i zatíženého ohybem z roviny

$z_{op}$  = rameno sil pro moment z roviny styčnicku

$$[F_{N,min,Rd}]_i = \min[F_{a,N,Rd}; F_{b,N,Rd}; F_{c,N,Rd}; F_{d,N,Rd}; F_{e,N,Rd}]_i \quad (44)$$

$$[F_{Mip,min,Rd}]_i = \min[F_{a,Mip,Rd}; F_{b,Mip,Rd}; F_{c,Mip,Rd}; F_{d,Mip,Rd}; F_{e,Mip,Rd}]_i \quad (45)$$

$$[F_{Mop,min,Rd}]_i = \min[F_{a,Mop,Rd}; F_{b,Mop,Rd}; F_{c,Mop,Rd}; F_{d,Mop,Rd}; F_{e,Mop,Rd}]_i \quad (46)$$

Jednotlivé složky pro výpočet minimální únosnosti aktivní komponenty pro všechny tři případy zatížení únosnost v komponentě „a“ až „e“, podle toho jaký mají první dolní index. Odvození velikosti ramene sil závisí na umístění a velikosti oblastí pro přenos sil z připojovaného prutu do pásu.

## 2.5.2 KOMPONENTA POVRCH PÁSU V OHYBU

Jak byla odvozena komponenta pro povrch pásu v ohybu, je možné demonstrovat pomocí modelu založeného na liniovém porušení plastickými klouby, který je popsán v kapitole 2.3. Únosnost je podle tohoto modelu možné definovat tímto návrhovým vztahem:

$$N_1 = \frac{8}{(1-\beta) \sin \theta_1} \left( \frac{\eta}{\sin \theta_1} + 2\sqrt{1-\beta} \right) k_n m_{pl,Rd} \quad (47)$$

$$m_{pl,Rd} = \frac{f_y o t_0^2}{4} \quad (48)$$

kde:  $m_{pl,Rd}$  = plastický moment únosnosti povrchu pásu

$k_n$  = součinitel zohledňující vliv napětí od osově síly v povrchu pásu

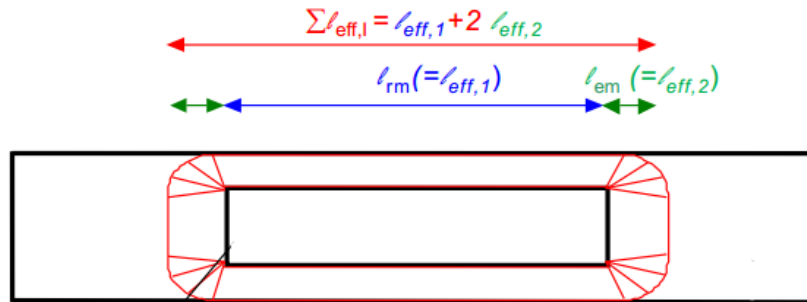
Pro potřebu metody komponent je tedy možné únosnost zapsat jako:

$$N_{1,Rd} = (\bar{l}_{eff,1} + 2 \bar{l}_{eff,2}) k_n m_{pl,Rd} \quad (49)$$

kde:  $\bar{l}_{eff,1}$  a  $\bar{l}_{eff,2}$  = efektivní délky plastického mechanismu

V kapitole 2.5 je popsán zavedený předpoklad, že únosnost při výpočtu metodou komponent je řízená únosností čtyř komponent, které jsou umístěny v rozích připojovaného prutu. Na základě tohoto předpokladu a vztahu (47), je možné definovat únosnost jedné komponenty „povrch pásu v ohybu“ jako:

$$F_{C1,1,Rd} = \frac{N_{1,Rd}}{4} = (0,5 \bar{l}_{eff,1} + \bar{l}_{eff,2}) k_n m_{pl,Rd} \quad (50)$$



Obr. 32 - Efektivní délky plastického mechanismu pro povrch pásu v ohybu

Pomocí postupu pro skládání jednotlivých komponent, který je uveden v kapitole 2.5, je následně možné stanovit únosnost styčnicku v osovém tlaku  $N_{1,Rd}$  nebo při působení momentu v rovině styčnicku  $M_{1,Rd}$ .

$$N_{1,Rd} = 4 F_{C1,1,Rd} \quad (51)$$

$$M_{1,Rd} = 2 F_{C1,1,Rd} \cdot z \quad (52)$$

## 2.6 OMEZENÍ ÚNOSNOSTI PŘETVOŘENÍM

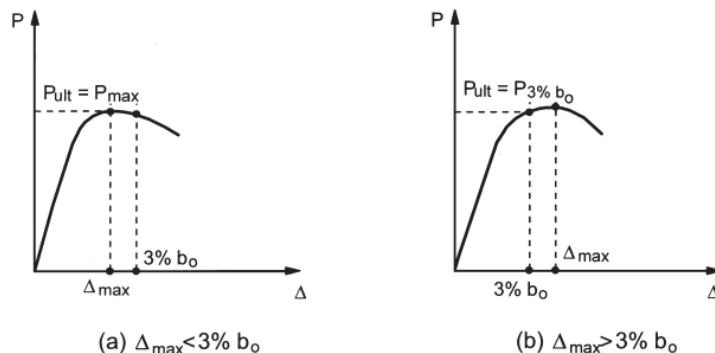
U většiny styčnicků uzavřených průřezů není v grafu síla-deformace nebo moment-pootočení zřetelný vrchol, ze kterého by bylo možné odečíst jeho únosnost – maximální přenesené zatížení. Síla v takovém grafu s rostoucí deformací stále narůstá z důvodu nárůstu membránových napětí a plastického zpevnění při větších deformacích. Určením, jak z těchto grafů odečíst únosnost styčnicku tak, aby tento postup byl univerzálně použitelný, se zabýval ve svém výzkumu *Lu* [23] a na něj navazující *Zhao* [24]. Tento výzkum je důležitý s ohledem na jednotnost určení únosnosti pro všechny případy styčnicků uzavřených průřezů. Před publikováním tohoto výzkumu se totiž pro určení únosnosti různých typů styčnicků uzavřených průřezů uvažoval jinak definovaný deformační limit. Například pro T-styčnick namáhaný osovou silou je postup popsán v publikaci [36]. Z předchozích výzkumů bylo známo, že chování styčnicku je značně závislé na lokální plastifikaci povrchu pásu. Proto je vhodné únosnost vztáhnout k maximální deformaci povrchu pásu v místě připojení mezipásového prutu a určit deformační limit, ve kterém bude možno odečíst únosnost styčnicku.

Ve výše uvedených výzkumech autoři pomocí experimentálních a numerických modelů různých typů styčnicků uzavřených průřezů hledali obecně použitelný deformační limit, který posléze porovnávali s dostupnými analytickými vztahy pro určení únosnosti styčnicku. Postup verifikace deformačního limitu je popsán v uvedených publikacích, pro účely tohoto shrnutí jsou důležité závěry a stanovení hodnoty deformačního limitu.

*Lu* [23] ve svém výzkumu stanovuje jako deformační limit pro styčnicku, u kterých není v grafu síla-deformace jasně zřetelný vrchol, 3 % ze šířky pásu  $b_o$ , v případě kruhových uzavřených průřezů 3 % z průměru pásu  $d_o$ . Tato hodnota dává dobrou shodu s analyticky zjištěnými únosnostmi styčnicků a odpovídá deformaci, ve které se nachází maximální zatížení u styčnicků, kde tuto hodnotu v grafu síla-deformace nalézt lze. U kruhových uzavřených styčnicků je tato hodnota rozhodující vždy. U styčnicků hranatých uzavřených průřezů se štíhlým pásem, může být rozhodující mezní stav použitelnosti. Únosnost styčnicku je pak dána 1,5 násobkem únosností na mezi použitelnosti. Deformační limit pro mez použitelnosti je dán jako 1 % ze šířky pásu  $b_o$ , v případě kruhových uzavřených průřezů 1 % z průměru pásu  $d_o$ .

Zhao [24] ověřil poznatky z výzkumu, který provedl Lu [23], pro styčnicku uzavřených za studena tvarovaných hranatých průřezů a dále upřesnil deformační limity a meze platnosti. U styčnicků, u kterých dochází k porušení mezipásového prutu, je jejich únosnost jasně daná únosností tohoto prutu. U styčnicků, kde dochází k porušení v pásu, lze určení deformačního limitu rozdělit na dva případy: kdy dochází k porušení vybočením bočních stěn pásu a během zatěžování je možné v grafu síla-deformace nalézt vrchol (maximální dosaženou sílu) a kdy dochází k porušení povrchu pásu a během zatěžování na grafu síla - deformace vrchol není zobrazen.

Deformační limit pro styčnicku, které se porušují vybočením bočních stěn pásu, je zobrazen na obr. 33.



Obr. 33 – Křivky síla - deformace pro porušení vybočením boční stěny pásu

Jak je z křivek patrné, mohou nastat dva případy určení únosnosti  $P_{ult}$ :

$$P_{ult} = P_{max} \quad (53)$$

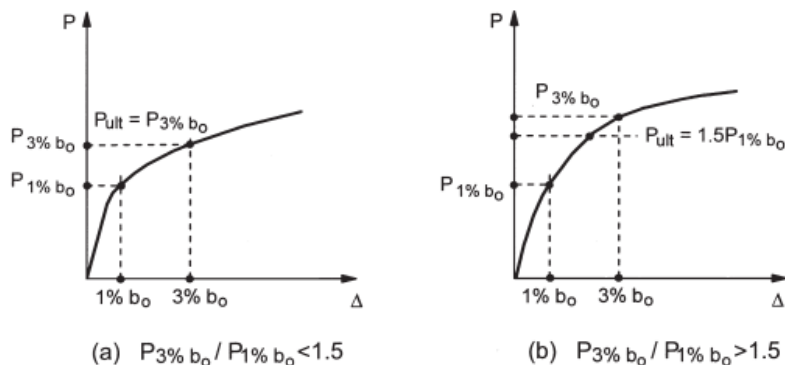
$$P_{ult} = P_{3\%b_0} \quad (54)$$

pro  $0,8 \leq \beta \leq 1,0$

kde  $\beta = b_1/b_0$  poměr šířky mezipásového prutu a pásu (55)

Pokud je dosaženo maxima v grafu síla-deformace před dosažením deformace odpovídající 3 %  $b_0$ , bere se tato hodnota jako únosnost styčnicku. Pokud je maximální hodnoty dosaženo až po dosažení deformačního limitu, uvažuje se jako únosnost styčnicku hodnota síly odpovídající deformačnímu limitu.

Deformační limit pro styčnicku, kdy dochází k porušení povrchu pásu, je zobrazen na obr. 34.



Obr. 34 – Křivky síla - deformace pro porušení povrchu pásu



Jak je z křivek patrné, mohou znovu nastat dva případy určení únosnosti  $P_{ult}$ :

$$\begin{array}{lll} \textit{pro} & 0,6 \leq \beta \leq 0,8 \text{ nebo } 2\gamma \leq 15 & \text{rozhoduje mezní stav únosnosti} \\ & P_{ult} = P_{3\%b0} & (56) \end{array}$$

$$\begin{array}{lll} \textit{pro} & 0,3 \leq \beta \leq 0,6 \text{ a } 2\gamma > 15 & \text{rozhoduje mezní stav použitelnosti} \\ & P_{ult} = 1,5 \cdot P_{3\%b0} & (57) \end{array}$$

$$\begin{array}{lll} \textit{kde} & \beta = b_1/b_0 & \text{poměr šířky mezipásového prutu a pásu} \\ & \gamma = b_0/t_0 & \text{poměr šířky a tloušťky stěny pásu} \end{array}$$

Zda rozhoduje mezní stav únosnosti (MSÚ) nebo použitelnosti (MSP), je dáno poměrem sil na jejích limitech. Pokud je poměr  $P_{3\%b0} / P_{1\%b0} < 1,5$ , rozhoduje MSÚ, pokud ne, rozhoduje MSP.



### **3. CÍLE PRÁCE**

Hlavním cílem práce je kvantifikovat vliv typu a velikosti svaru na únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů tvaru T, který je namáhán osovou silou nebo ohybem v rovině styčnicku. K dosažení tohoto cíle byl použit numerický model, validovaný pomocí dat z provedených experimentů. Pomocí numerických modelů byla provedena parametrická studie. Pomocí výsledků této studie byla verifikována úprava analytického návrhového postupu, který zahrnuje vliv velikosti a typu svaru.

#### **3.1 SHRUTÍ PROBLEMATIKY**

Disertační práce shrnuje současný stav znalostí v oblasti styčnicků hranatých uzavřených průřezů. Obsahuje odvození analytických návrhových modelů pro určení únosnosti styčnicků hranatých uzavřených průřezů, způsob určení únosnosti styčnicků z experimentálních dat a směry současného výzkumu v této oblasti.

#### **3.2 EXPERIMENTY**

V této práci byly provedeny experimenty celých styčnicků namáhaných centrickým tlakem a ohybem v rovině styčnicku. Tyto experimenty byly doplněny materiálovými zkouškami všech použitých průřezů.

#### **3.3 NUMERICKÉ MODELY**

Pro potvrzení hypotézy o vlivu svaru na únosnost styčnicku byly vytvořeny numerické modely. Byl vytvořen numerický model v programu ABAQUS, pomocí trojrozměrných objemových prvků a numerický model v programu RFEM6, pomocí skořepinových prvků. Numerické modely byly validovány pomocí provedených experimentů. Skořepinové modely byly využity k vytvoření parametrické studie pro potvrzení výsledků na širším spektru styčnicků.

#### **3.4 ANALYTICKÝ MODEL**

Vliv typu a velikosti svaru byl zaveden do analytických návrhových vztahů pro určení únosnosti osově namáhaných styčnicků. Výsledky získané z upravených vztahů byly porovnány s výsledky z parametrické studie a upravený návrhový postup byl verifikován.



## 4. EXPERIMENTY

Pomocí níže popsaných experimentů byl zkoumán vliv velikosti a typu svaru v případě, kdy dochází k porušení styčnicku v módu porušení povrchu pásu. Vliv velikosti a typu svaru na únosnost styčnicků uzavřených hranatých průřezů je jeden z faktorů, který není zohledněn v návrhovém přístupu podle stávající platné normy *EN 1993-1-8:2005* [3] nebo *ISO 14346:2013* [4] ani v návrhovém přístupu podle připravované normy prEN 1993-1-8:2021 [37].

Při analytickém vyhodnocení únosnosti podle [3] nebo [37], závisí únosnost na poměru šířky průřezu pásu a šířky průřezu mezipásového prutu v místě styčnicku  $\beta$ . Teoreticky je šířka průřezu mezipásového prutu větší o velikost svaru, v případě, že je přivařen koutovým svarem, než když je mezipásový prut přivařen půl-v tupým svarem. Svar nesmí být slabým místem styčnicku a musí být tedy navržený tak, aby jeho únosnost byla stejná nebo vyšší než únosnost připojovaného prutu.

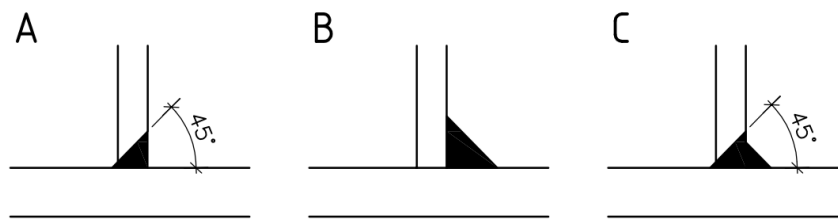
Vzorec pro určení únosnosti při porušení povrchu pásu je založen na analytickém modelu pro desky, který původně odvodil Dán Johansen, jeho použití v tomto případě bylo potvrzeno například *Packerem* [5] a *Wardenierem* [6]. Model dává dobré výsledky pro styčnický s hodnotami  $\beta$ , které nejsou moc vysoké (únosnost se začne blížit nekonečnu) ani moc nízké (deformace jsou moc vysoké). Hodnoty únosnosti, definované v [3] a [4], odpovídají přenesenému zatížení, které způsobí deformaci pásu velikosti 3 % jeho šířky ( $b_0$ ).

### 4.1 VZORKY

Experimenty byly provedeny na vzorcích svařovaných styčnicků uzavřených hranatých průřezů tvaru T. Průřez průběžného prutu je za studena tvarovaná hranatá trubka HTR 200/200/8 nebo HTR 100/100/8, připojovaný mezipásový prut pak za studena tvarovaná hranatá trubka HTR 150/150/5 nebo HTR 60/60/6. Materiál vzorků je ocel třídy S355. Jednotlivé vzorky se liší typem svaru, kterým jsou spojeny. Je použito tří typů svarů, viz obr. 35:

- A – 1/2-V tupý svar
- B – koutový svar
- C – kombinace, tzn. 1/2-V tupý svar překrytý menším svarem koutovým

Vzorky typu A, B, C, dle typu svaru, byly zatěžovány centrickou tlakovou silou anebo momentem v rovině styčnicku. Průřezy, typ použitých svarů a způsob namáhání jednotlivých vzorků jsou uvedeny v tab. 14. Vliv velikosti svaru na únosnost je do analytických vzorců uvedených ve [3] nebo [37] zaveden pomocí parametru  $\beta$ . Nominální šířka mezipásového prutu  $b_{1,w}$  je uvážena včetně velikosti použitého svaru. Ostatní nominální geometrické parametry: šířky průřezu prutů  $b_1$ ,  $b_0$  a tloušťky jejich stěn  $t_1$ ,  $t_0$ , účinná tloušťka svaru  $a$ , rozdíl ve velikosti parametru  $\beta = b_{1,w} / b_0$  a analytické únosnosti vzorků přivařených různým typem svaru jsou uvedeny v tab. 15. Rozměry typických vzorků jsou vidět na obr. 36, obr. 37, obr. 38. a obr. 39. Od zobrazených typických vzorků se ostatní vzorky lišily pouze typem svaru, kterým je mezipásový prut připojen k pásu.



Obr. 35 - Typy použitých svarů:  
A – 1/2-V svar, B – koutový svar, C – 1/2-V svar s překrytím

## 4.2 ZNAČENÍ

V této části textu je vysvětlen význam jednotlivých znaků v označení laboratorních vzorků. Písmeno T na začátku označení všech vzorků určuje, že se jedná o styčnicku tvaru T. Druhé písmeno označuje způsob namáhání vzorků, C pro osový tlak a B pro ohyb v rovině styčnicku. Po tečce následuje číslice, 1 značí průřez pásu HTR 200x200x8 a mezipásového prutu HTR 150x150x5, 2 značí průřez pásu HTR 100x100x8 a mezipásového prutu HTR 60x60x6. Po druhé tečce kód obsahuje poslední písmeno, které reprezentuje použitý svar, A – 1/2-V tupý svar, B – koutový svar, C – kombinace svarů předchozích, tzn. 1/2-V tupý svar s překrytím.

Tab. 14 – Vzorky – použité průřezy, svary a způsob namáhání

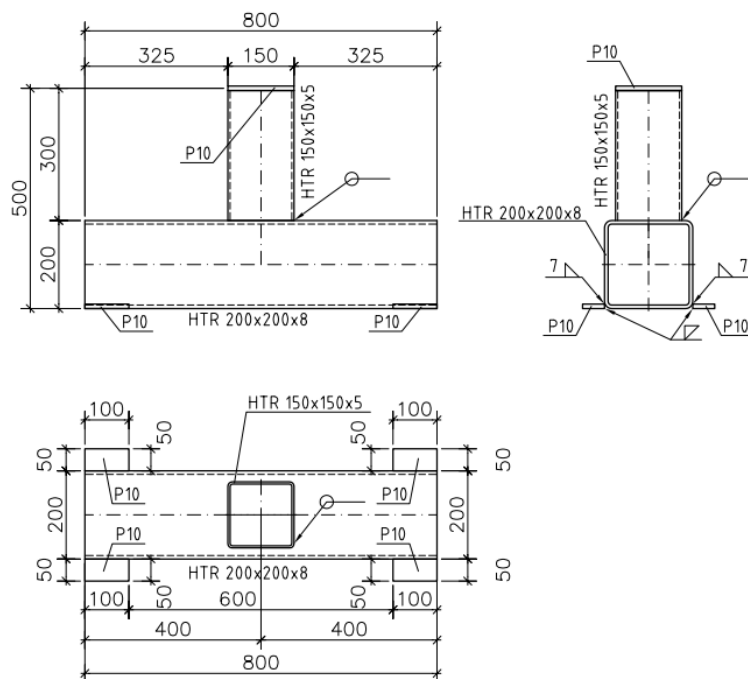
Označení	Průřez pásu	Průřez mezipásového prutu	Svar	Namáhání
TC.1.A	HTR 200/200/8	HTR 150/150/5	1/2-V tupý svar	Centrický tlak
TC.1.B	HTR 200/200/8	HTR 150/150/5	Koutový svar a = 6 mm	Centrický tlak
TC.1.C	HTR 200/200/8	HTR 150/150/5	1/2-V s překrytím a = 3 mm	Centrický tlak
TB.1.A	HTR 200/200/8	HTR 150/150/5	1/2-V tupý svar	Ohyb v rovině styčnicku
TB.1.B	HTR 200/200/8	HTR 150/150/5	Koutový svar a = 6 mm	Ohyb v rovině styčnicku
TB.1.C	HTR 200/200/8	HTR 150/150/5	1/2-V s překrytím a = 3 mm	Ohyb v rovině styčnicku
TC.2.A	HTR 100/100/8	HTR 60/60/6	1/2-V tupý svar	Centrický tlak
TC.2.B	HTR 100/100/8	HTR 60/60/6	Koutový svar a = 6 mm	Centrický tlak
TC.2.C	HTR 100/100/8	HTR 60/60/6	1/2-V s překrytím a = 3 mm	Centrický tlak
TB.2.A	HTR 100/100/8	HTR 60/60/6	1/2-V tupý svar	Ohyb v rovině styčnicku
TB.2.B	HTR 100/100/8	HTR 60/60/6	Koutový svar a = 6 mm	Ohyb v rovině styčnicku
TB.2.C	HTR 100/100/8	HTR 60/60/6	1/2-V s překrytím a = 3 mm	Ohyb v rovině styčnicku



Tab. 15 – Nominální rozměry vzorků a analyticky určená únosnost podle prEN 1993-1-8:2021

Označení	Šířka pásu	Tloušťka stěny pásu	Šířka mezip. prutu	Tloušťka stěny mezip. prutu	Účinná tloušťka svaru	Šířka mezip. prutu se svarem	Poměr	Únosnost
	$b_0$ [mm]	$t_0$ [mm]	$b_1$ [mm]	$t_1$ [mm]	$a$ [mm]	$b_{1,w}$ [mm]	$\beta$ [-]	$N_{Rd} / M_{Rd}$ [kN / kNm]
TC.1.A	200	8,0	150	5,0	-	150	0,750	318,1
TC.1.B	200	8,0	150	5,0	6,0	167	0,835	453,3
TC.1.C	200	8,0	150	5,0	3,0	158	0,792	372,3
TB.1.A	200	8,0	150	5,0	-	150	0,750	26,1
TB.1.B	200	8,0	150	5,0	6,0	167	0,835	36,0
TB.1.C	200	8,0	150	5,0	3,0	158	0,792	30,1
TC.2.A	100	8,0	60	6,0	-	60	0,600	211,9
TC.2.B	100	8,0	60	6,0	6,0	77	0,770	341,6
TC.2.C	100	8,0	60	6,0	3,0	68	0,685	260,7
TB.2.A	100	8,0	60	6,0	-	60	0,600	7,5
TB.2.B	100	8,0	60	6,0	6,0	77	0,770	11,1
TB.2.C	100	8,0	60	6,0	3,0	68	0,685	8,8

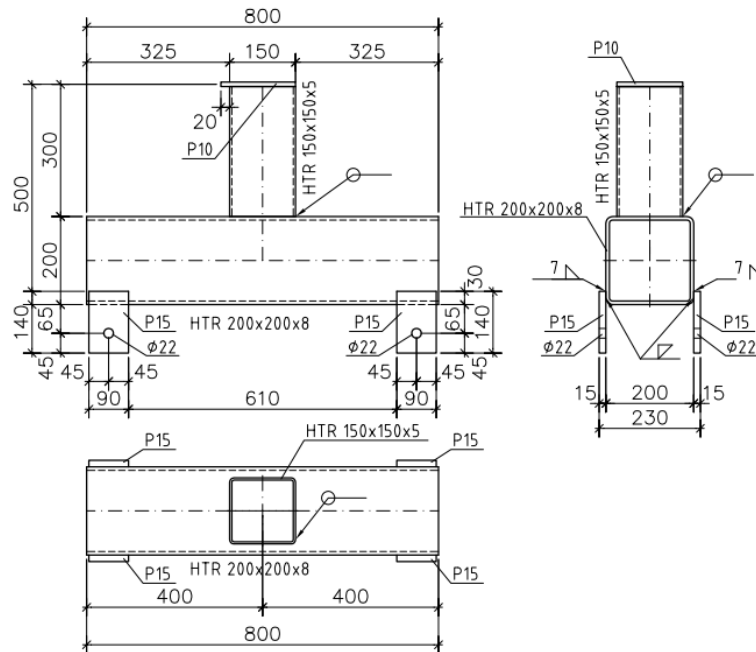
VZOREK - TC.1.-



Obr. 36 - Rozměry vzorků TC.1.-

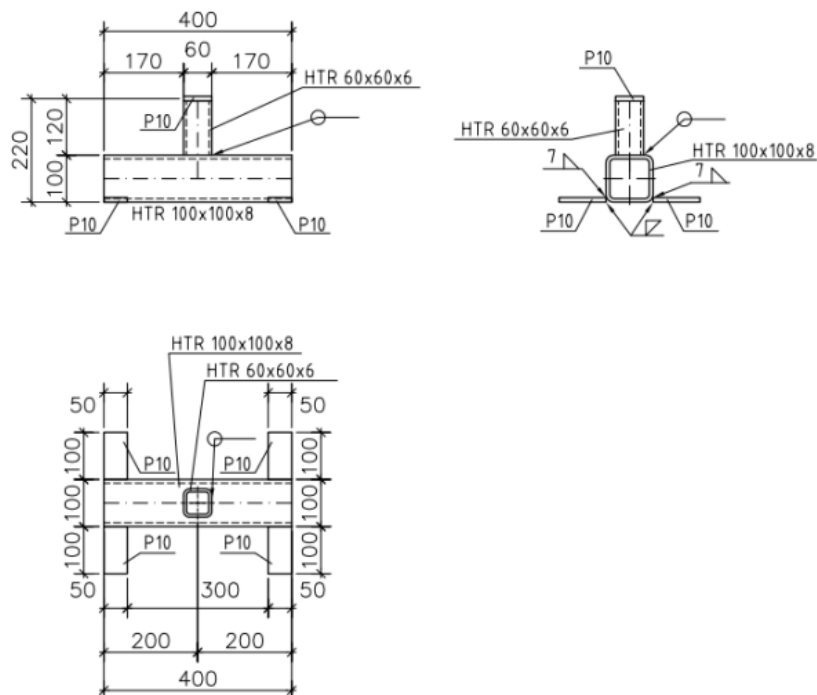


### VZOREK - TB.1.-



Obr. 37 - Rozměry vzorků TB.1.-

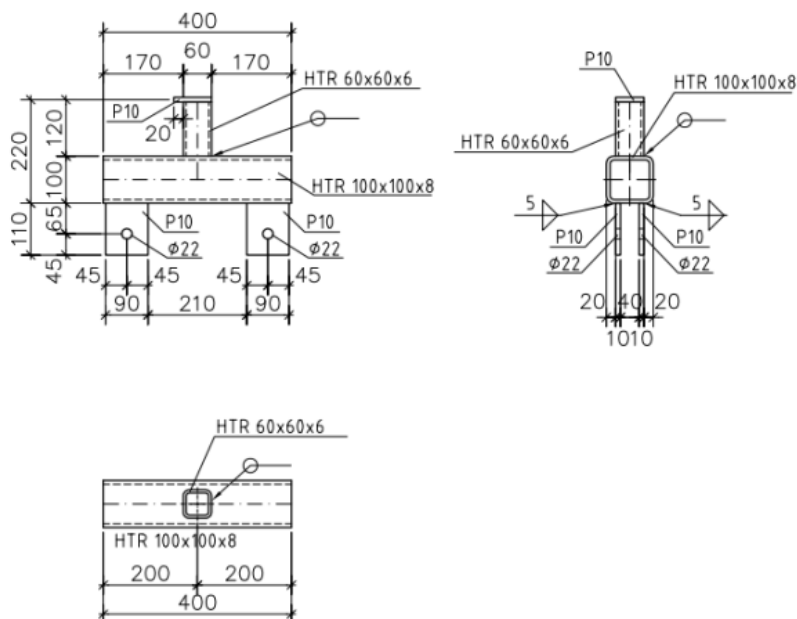
### VZOREK - TC.2.-



Obr. 38 - Rozměry vzorků TB.2.-



### VZOREK - TB.2.-

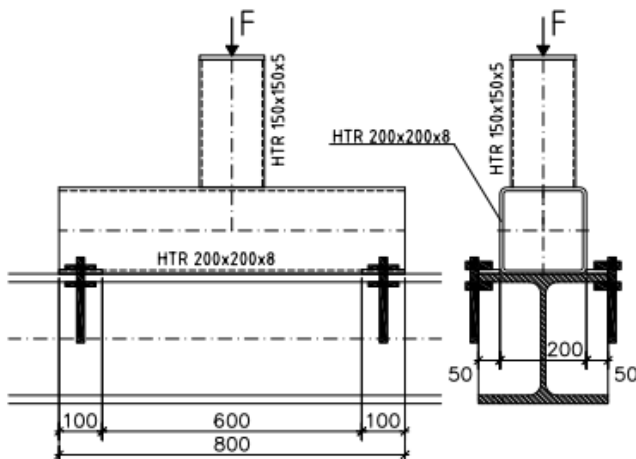


Obr. 39 - Rozměry vzorků TC.2.-

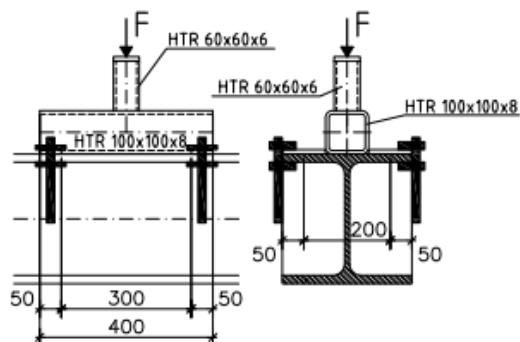
## 4.3 PŘÍPRAVA ZKOUŠEK

Způsob uložení jednotlivých vzorků v zatěžovacím hydraulickém lisu během zkoušky je zobrazen na obr. 40 a obr. 41. Vzorky namáhané osovou silou (TC) byly podloženy po celé délce pásu a zajištěny ve své poloze pomocí svorek. Síla byla aplikována na horní povrch mezipásového prutu, který byl uzavřen víčkem. Vzorky namáhané ohybem v rovině styčnicku (TB) byly ve dvou místech připojeny šrouby ke svislému sloupu, nižší hrana pásu byla v celé své ploše podložena. Síla byla aplikována na plech, který zároveň tvořil víčko mezipásového prutu.

### VZORKY - TC.1.A; TC.1.B; TC.1.C

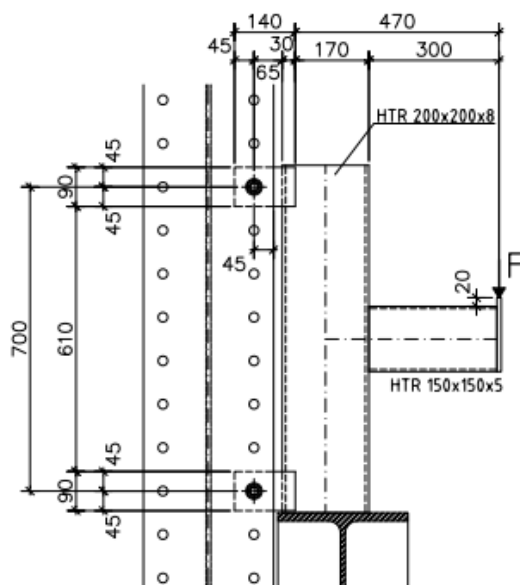


### VZOREK - TC.2.A; TC.2.B, TC.2.C

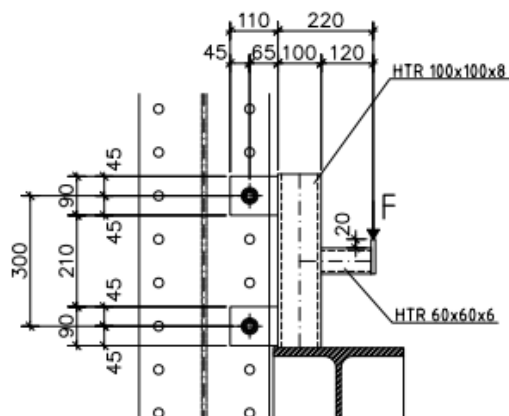


Obr. 40 – Uložení tlačných vzorků během zkoušky

VZORKY – TB.1.A; TB.1.B; TB.1.C



VZOREK – TB.2.A; TB.2.B, TB.2.C

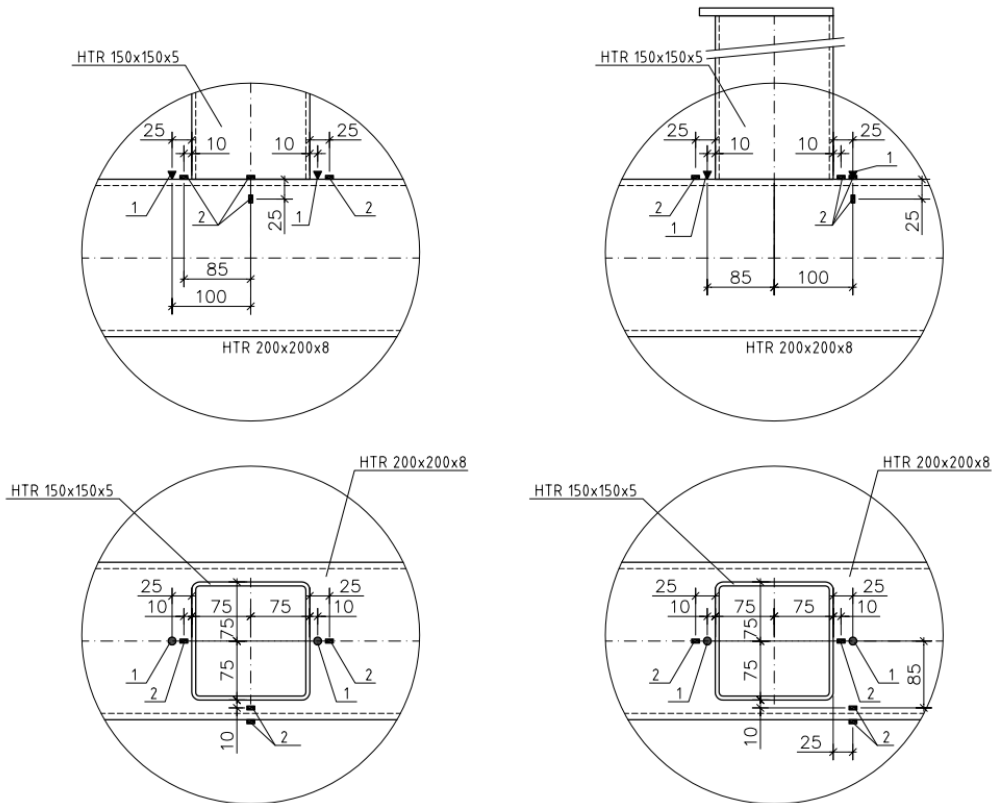


Obr. 41 – Uložení ohýbaných vzorků během zkoušky

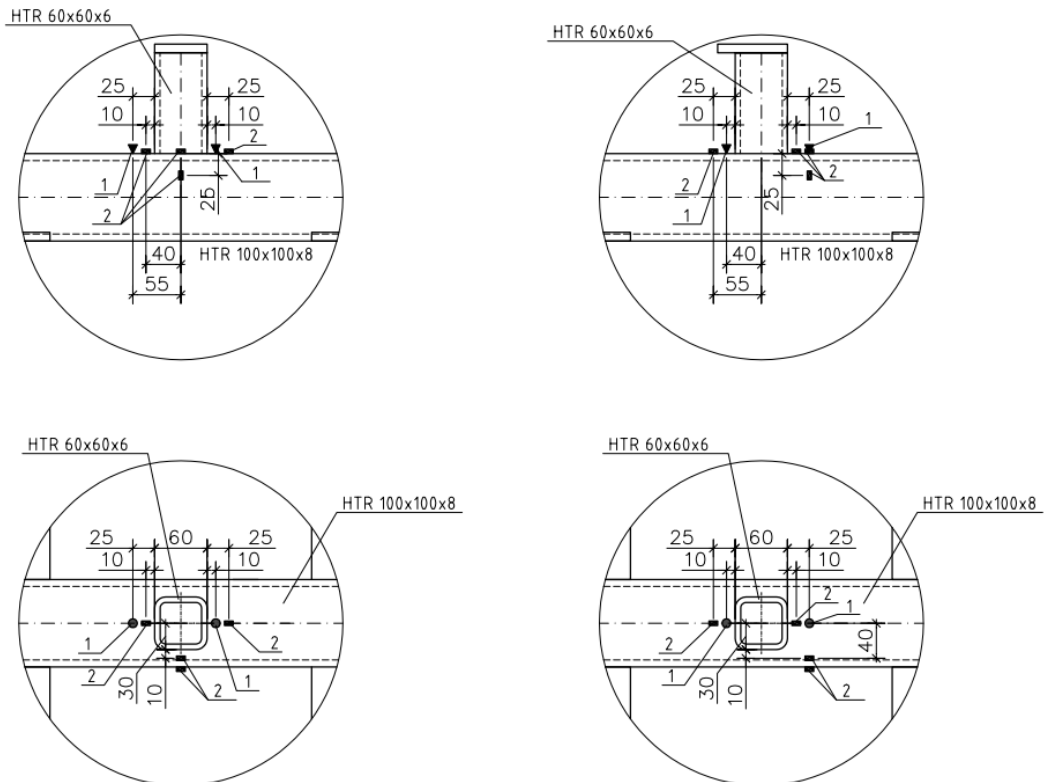
Zatěžování bylo u všech vzorků řízeno deformací. Rychlost byla pro jednotlivé vzorky různá a bude popsána u výsledků jednotlivých zkoušek.

Napětí ve vybraných bodech, bylo měřeno pomocí odporových tenzometrů, využito bylo tenzometrů HBM 1-LY11\_10/120 a HBM 1-LY-11-10/120. Na každý vzorek byly připojeny čtyři tenzometry. Umístění tenzometru bylo voleno tak, aby naměřené hodnoty co nejvíce vypovídaly chování styčnicku při zatížení. U některých pozic bylo využito symetrického chování styčnicku. Pro měření deformací bylo využito u každého vzorku dvou měřidel lineárního posunu (LVDT), pouze u ohýbaných vzorků TB.2.- bylo kvůli rozměrům vzorku použito pouze jedno měřidlo. Rozmístění tenzometrů a měřidel pro jednotlivé typy vzorků je zobrazeno na obr. 42 a obr. 43.

Laboratorní zkoušky proběhly v prosinci 2017 a lednu 2018 v experimentálním centru FSv ČVUT. Na obr. 44 a obr. 45 je zobrazeno realizované uložení vzorků během zkoušky.



Obr. 42 – Rozmístění tenzometrů a LVDT na vzorcích TC.1.- a TB.1.-,  
 1 – značí LVDT, 2 – značí tenzometr



Obr. 43 – Rozmístění tenzometrů a LVDT na vzorcích TC.2.- a TB.2.-,  
 1 – značí LVDT, 2 – značí tenzometr



Obr. 44 - Vzorek TC.2.C před zkouškou



Obr. 45 - Vzorek TB.1.A během zkoušky



## 4.4 ZMĚŘENÉ ROZMĚRY VZORKŮ

Vzorky, přesněji jejich průřezy byly změřeny. Zároveň s tím byla provedena jejich kontrola. Měření probíhalo v experimentálním centru před provedením zkoušek. K zjištění rozměrů bylo použito kalibrované posuvné měřidlo. Každá měřená hodnota, šířka pásu  $b_0$ , výška pásu  $h_0$ , tloušťka stěny pásu  $t_0$ , šířka mezipásového prutu  $b_1$  a výška mezipásového prutu  $h_1$  byla změřena šestkrát na různých místech vzorku. U pásu na obou jeho koncích, šířka a výška také uprostřed vzorku v místě připojovaného mezipásového prutu. Mezipásový prut byl měřen na jeho konci, a v místě přípoje nad svarem. Vzorky byly dodány s přivařeným plechem, který uzavíral mezipásový prut. Z tohoto důvodu nebylo možné před zkouškou změřit skutečnou tloušťku stěny mezipásového prutu. V tomto případě je vždy uvažována její nominální hodnota. Výsledné průměrné hodnoty měřených rozměrů jsou zobrazeny v tab. 16.

Tab. 16 – Skutečné změřené rozměry průřezů použitých vzorků

Označení	Šířka pásu	Výška pásu	Tloušťka stěny pásu	Šířka mezip. prutu	Výška mezip. prutu
	$b_0$ [mm]	$h_0$ [mm]	$t_0$ [mm]	$b_1$ [mm]	$h_1$ [mm]
TC.1.A	201,80	201,15	7,750	150,10	150,05
TC.1.B	201,58	201,20	7,725	150,13	150,05
TC.1.C	202,10	201,25	7,763	150,08	150,08
TB.1.A	200,98	201,90	7,763	150,08	150,08
TB.1.B	200,97	201,20	7,813	150,13	150,10
TB.1.C	201,05	201,60	7,763	150,08	150,08
TC.2.A	100,30	100,15	7,825	60,43	60,43
TC.2.B	100,30	100,05	7,850	60,43	60,43
TC.2.C	100,30	100,05	7,850	60,45	60,33
TB.2.A	100,23	99,95	7,875	60,45	60,43
TB.2.B	100,20	99,95	7,913	60,45	60,35
TB.2.C	100,33	99,95	7,913	60,48	60,43

Tupé a koutové svary byly změřeny pomocí digitální měřky tupých a koutových svarů. Svary byly změřeny z každé strany připojovaného prutu na třech místech, na obou krajích a uprostřed. Průměrné hodnoty účinné tloušťky svaru jsou shrnuty v tab. 17.

Tab. 17 – Skutečné změřené rozměry koutových a tupých svarů

Označení	Účinná tloušťka svaru $a$ [mm]			
	Strana 1	Strana 2	Strana 3	Strana 4
TC.1.A	1,12	0,96	1,14	0,97
TC.1.B	5,76	5,86	5,89	5,68
TC.1.C	3,26	3,04	3,31	3,42
TB.1.A	1,22	1,18	1,21	1,32
TB.1.B	5,59	5,96	5,88	5,79
TB.1.C	3,42	3,37	3,21	3,05
TC.2.A	0,97	1,23	1,22	1,11
TC.2.B	5,97	6,05	5,78	5,83
TC.2.C	3,02	3,17	3,15	3,11
TB.2.A	1,22	1,26	1,36	1,11
TB.2.B	5,48	5,56	5,72	5,66
TB.2.C	3,36	3,24	3,22	3,36

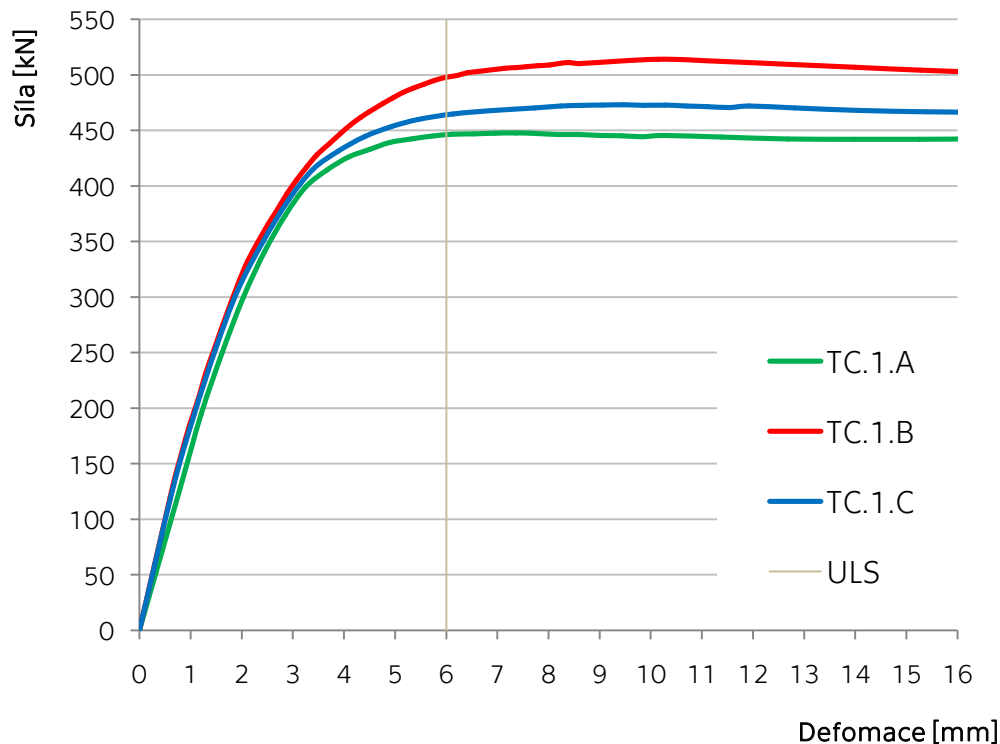
## 4.5 VÝSLEDKY

### 4.5.1 CENTRICKY TLAČENÉ VZORKY

Všechny vzorky byly zkoušeny v elektrohydraulickém zatěžovacím stroji se silovým válcem, který je schopen vyvinout maximální sílu 2000 kN. Vzorky byly od počátku zatíženy kvazistatickým centrickým tlakem na horní části výztužných prvků. Zatížení bylo řízeno deformací. Rychlost zatěžování začínala na 0,5 mm/min až do dosažení meze použitelnosti styčnicku. Tato mez byla očekávána při deformaci povrchu pásu odpovídající 1 % jeho šířky. Poté byly vzorky stejnou rychlostí odlehčovány až do bodu, kdy hodnota zatěžovací síly činila přibližně 20 kN. Následně byly vzorky opět zatěžovány stejnou rychlostí, dokud nebylo dosaženo experimentální únosnosti styčnicku. Po překročení únosnosti styčnicku byla rychlost zatěžování zvýšena na 3 mm/min. Mez únosnosti byla očekávána při deformaci povrchu pásu odpovídající 3 % jeho šířky. Mez únosnosti a mez použitelnosti zavedl *Lu* [23] pro spoje uzavřených průřezů, které nedosahují jasně patrného vrcholu v diagramu síla-deformace.

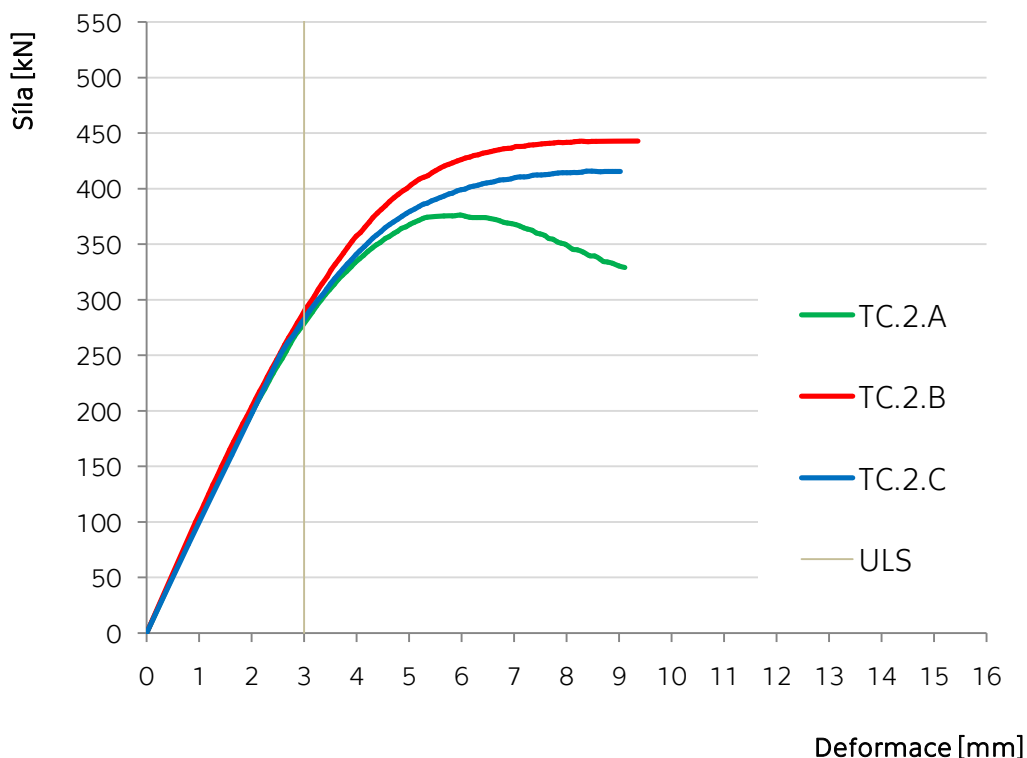
Pracovní diagram větších styčnicků, TC.1.A, TC.1.B a TC.1.C je zobrazen na obr. 46, pracovní diagram menších styčnicků TC.2.A, TC.2.B, TC.2.C je zobrazen na obr. 47. Diagramy byly očištěny o první část zkoušky, kdy byly styčnický zatíženy na mez použitelnosti a následně odtíženy. Na diagramech je také označena hodnota 3 % deformace povrchu pásu (ULS), tato hodnota odpovídá experimentální únosnosti styčnicku.

Hodnoty zatěžovací síly jsou získané z elektrohydraulického lisu, hodnoty deformací jsou hodnoty průměrné ze dvou měřidel lineárního posunu (LVDT).



Obr. 46 – Pracovní diagram centricky tlačených styčnicků TC.1.A, TC.1.B, TC.1.C





Obr. 47 – Pracovní diagram centricky tlačných styčnicků TC.2.A, TC.2.B, TC.2.C

Experimenty proběhly podle plánu. Drobná komplikace se objevila u styčnicku TC.2.A, který se po dosažení únosnosti začal deformovat excentricky. Důsledek, pokles zatěžovací síly, je vidět i na pracovním diagramu. Hodnota únosnosti ovlivněna nebyla. U všech styčnicků nastal očekávaný způsob porušení, porušení povrchu pásu. Aby vynikl deformovaný tvar, pokračovalo zatěžování i po dosažení meze únosnosti. V postkritické fázi byl již celý průřez pásu deformován, stav jednoho ze styčnicků po ukončení experimentu je na obr. 48.



Obr. 48 – Deformovaný vzorek TC.1.B po provedení experimentu

Experimentální výsledky tlačných styčnicků potvrzují vliv typu a velikosti svaru na únosnost spoje hranatých uzavřených průřezů v porušení povrchu pásu. Čím více svar přesahuje původní rozměr mezipásového prutu, tím větší je únosnost styčnicku. Rozdíl mezi různě svařenými vzorky je patrný spíše po začátku plastifikace pásů než během pružné části zatěžování. Na počáteční tuhost volba svaru významný vliv nemá. Hodnoty experimentálně stanovené únosnosti tlačných styčnicků jsou shrnuty v tab. 18.

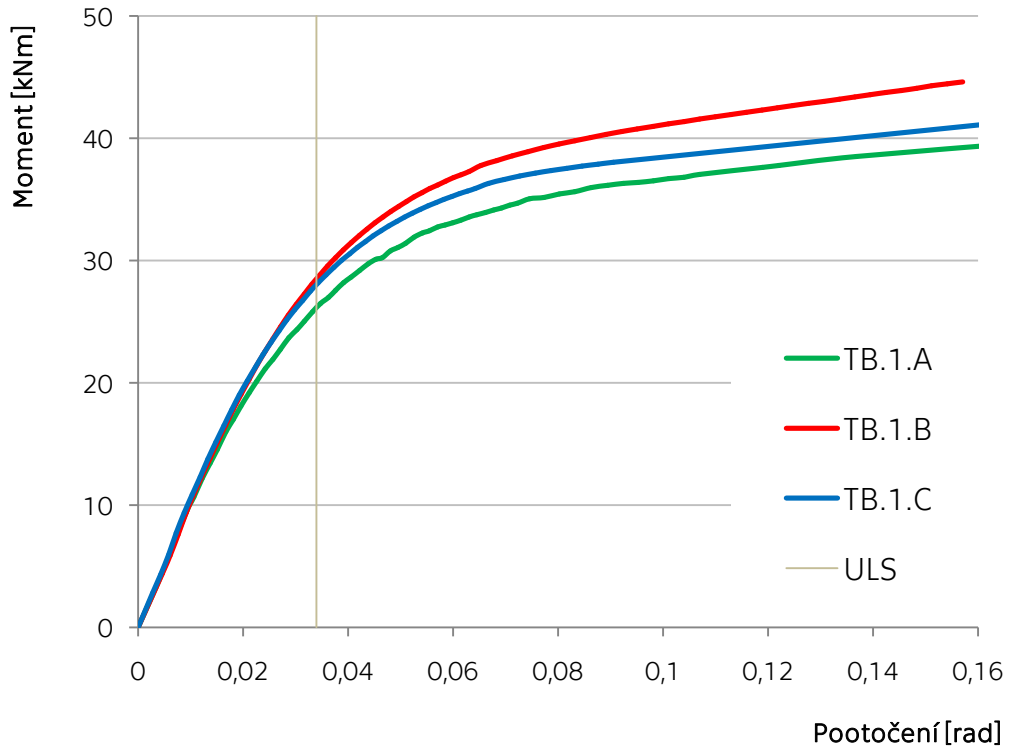
Tab. 18 - Experimentálně stanovená únosnost

Označení	Účinná tloušťka svaru	Šířka mezip. prutu se svarem	Poměr	Únosnost
	$a$ [mm]	$b_{1,w}$ [mm]	$\beta$ [-]	$N_{Rd,exp}$ [kN]
TC.1.A	-	150	0,750	445,9
TC.1.B	6,0	167	0,835	497,8
TC.1.C	3,0	158	0,792	463,9
TC.2.A	-	60	0,600	278,8
TC.2.B	6,0	77	0,770	289,3
TC.2.C	3,0	68	0,685	282,5

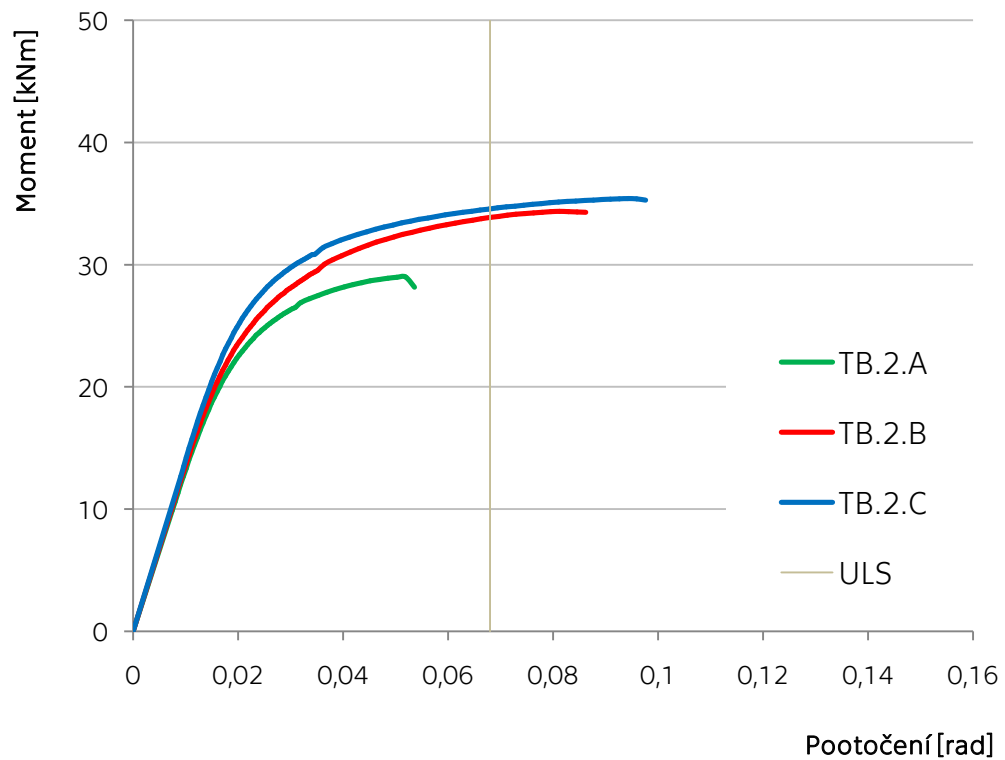
#### 4.5.2 VZORKY OHÝBANÉ V ROVINĚ STYČNÍKU

Všechny vzorky byly zkoušeny v elektrohydraulickém zatěžovacím stroji se silovým válcem, který je schopen vyvinout maximální sílu 200 kN. Vzorky byly od počátku zatíženy kvazistatickým centrickým tlakem na horní části mezipásového prutu. Zatížení bylo řízeno deformací. Rychlost zatěžování začínala na 1,0 mm/min až do dosažení meze použitelnosti styčnicku. Tato mez byla očekávána při deformaci povrchu pásu odpovídající 1 % jeho šířky. Poté byly vzorky stejnou rychlostí odlehčovány až do bodu, kdy hodnota zatěžovací síly činila přibližně 20 kN. Následně byly vzorky opět zatěžovány stejnou rychlostí, dokud nebylo dosaženo experimentální únosnosti styčnicku. Po překročení únosnosti styčnicku byla rychlost zatěžování zvýšena na 2 mm/min. Mez únosnosti byla očekávána při deformaci povrchu pásu odpovídající 3 % jeho šířky. Mez únosnosti a mez použitelnosti zavedl *Lu* [23] pro spoje uzavřených průřezů, které nedosahují jasně patrného vrcholu v diagramu síla-deformace.

Pracovní diagram větších styčnicků, TB.1.A, TB.1.B a TB.1.C je zobrazen na obr. 49, pracovní diagram menších styčnicků TB.2.A, TB.2.B, a TB.2.C je zobrazen na obr. 50. Diagramy byly očištěny o první část zkoušky, kdy byly styčnicku zatíženy na mez použitelnosti a následně odtíženy. Na diagramech je také označena hodnota 3 % deformaci povrchu pásu, tato hodnota odpovídá experimentální únosnosti styčnicku (ULS) a nastává při pootočení 0,034 rad pro vzorky TB.1.A, TB.1.B a TB.1.C a 0,068 rad pro vzorky TB.2.A, TB.2.B a TB.2.C. Hodnoty zatěžovací síly jsou získané z elektrohydraulického lisu, hodnoty pootočení styčnicku jsou dopočítány z posunu válce zatěžovacího lisu a délky připojeného prutu.



Obr. 49 – Pracovní diagram styčnicků ohýbaných ve své rovině TB.1.A, TB.1.B, TB.1.C



Obr. 50 – Pracovní diagram styčnicků ohýbaných ve své rovině TB.2.A, TB.2.B, TB.2.C

Experimenty proběhly podle plánu, až na styčnick TB.2.A, který nedosáhl limitní hodnoty pootočení. V tomto případě je jako experimentální hodnota únosnosti uvažována nejvyšší hodnota zatížení, styčnick se porušil v místě svaru, kde se začala rozvíjet tahová trhlinka. U všech ostatních styčnicků nastal očekávaný způsob porušení, porušení povrchu pásu. Aby vynikl deformovaný tvar, pokračovalo zatěžování i po dosažení meze únosnosti. Ke kolapsu styčnicků docházelo v oblasti svarů, styčnický po ukončení experimentu a porušení svaru byly vyfotografovány, viz obr. 51.



Obr. 51 – Deformované vzorky zatížené ohybem ve své rovině po provedení experimentu

Experimentální výsledky styčnicků namáhaných ohybem ve své rovině potvrzují vliv typu a velikosti svaru na únosnost spoje hranatých uzavřených průřezů v porušení povrchu pásu. Rozdíl mezi různě svařenými vzorky je patrný spíše po začátku plastifikace pásů než během pružné části zatížení. Na počáteční tuhost volba svaru významný vliv nemá. U menších styčnicků se nepotvrdila přímá úměra, čím větší svar, tím větší únosnost, ale trend vyšší únosnosti koutových svarů než svaru tupého je jednoznačně znatelný. Hodnoty experimentálně stanovené únosnosti styčnicků ohýbaných ve své rovině jsou shrnuty v tab. 19.

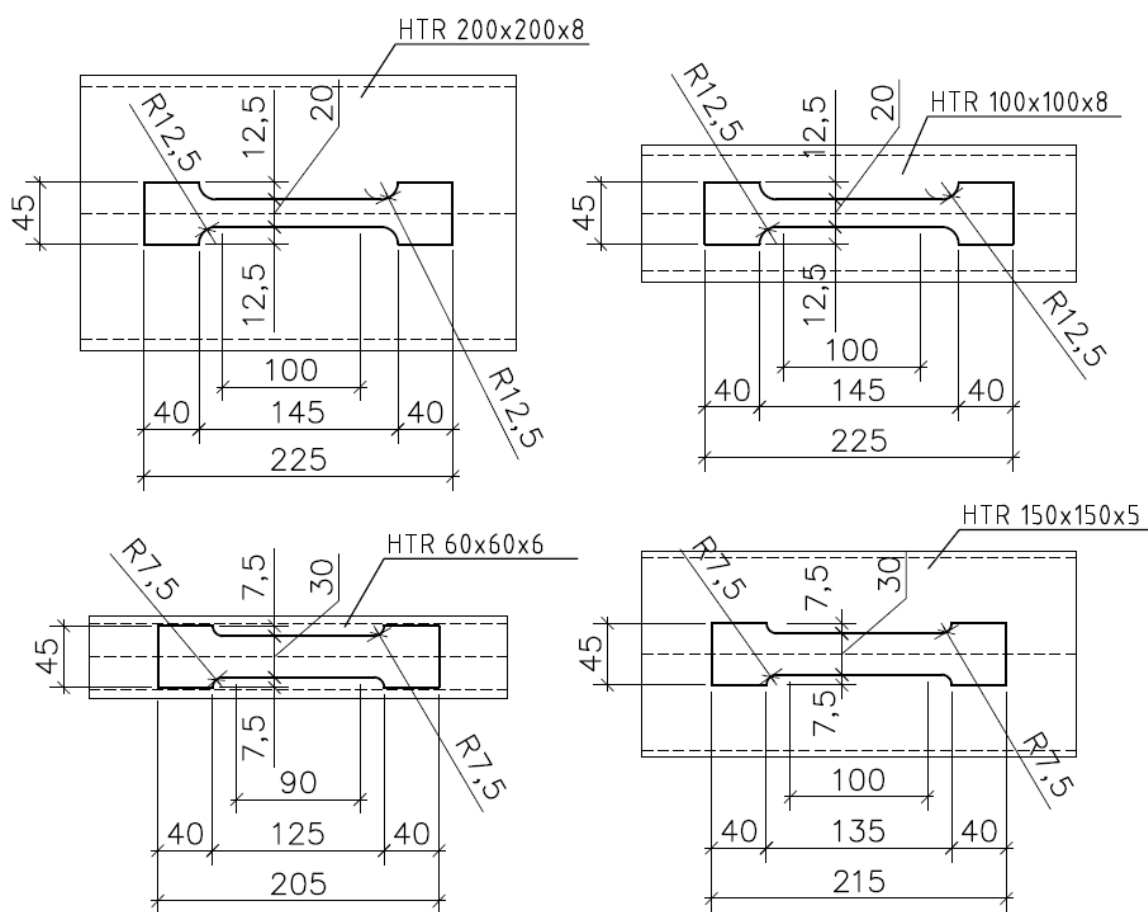
Tab. 19 - Experimentálně stanovená únosnost

Označení	Účinná tloušťka svaru	Šířka mezip. prutu se svarem	Poměr	Únosnost
	$a$ [mm]	$b_{1,w}$ [mm]	$\beta$ [-]	$M_{Rd,exp}$ [kNm]
TB.1.A	-	150	0,750	26,1
TB.1.B	6,0	167	0,835	28,4
TB.1.C	3,0	158	0,792	27,6
TB.2.A	-	60	0,600	29,0
TB.2.B	6,0	77	0,770	34,0
TB.2.C	3,0	68	0,685	34,6

## 4.6 MATERIÁLOVÉ ZKOUŠKY

Pro zjištění materiálových charakteristik ocelových prutů, ze kterých byly svařeny zkoušené styčnický, byly provedeny zkoušky materiálových vlastností oceli. Styčnický jsou svařeny z prutů čtyř různých průřezů. Z prutů, které byly použity pro výrobu styčnicků, byly vyříznuty vzorky pro tahovou zkoušku. Z každého průřezu byly vyříznuty minimálně tři vzorky, každý z jiné stěny hranatého uzavřeného průřezu. Strana, kde se na prutu nachází podélný konstrukční svar, nebyla využita. Rozměry vzorků byly změřeny digitálním posuvným měřidlem. Všechny pruty byly vyrobeny z oceli třídy S355 J0. Pracovní diagram oceli byl ovlivněn tvářením hranatých průřezů za studena.

Tvar zkušebních těles je zobrazen na obr. 52. Zkoušky byly provedeny v souladu s normou ČSN EN ISO 6892-1 [38] v laboratoři Katedry ocelových a dřevěných konstrukcí na Fakultně stavební ČVUT v Praze.

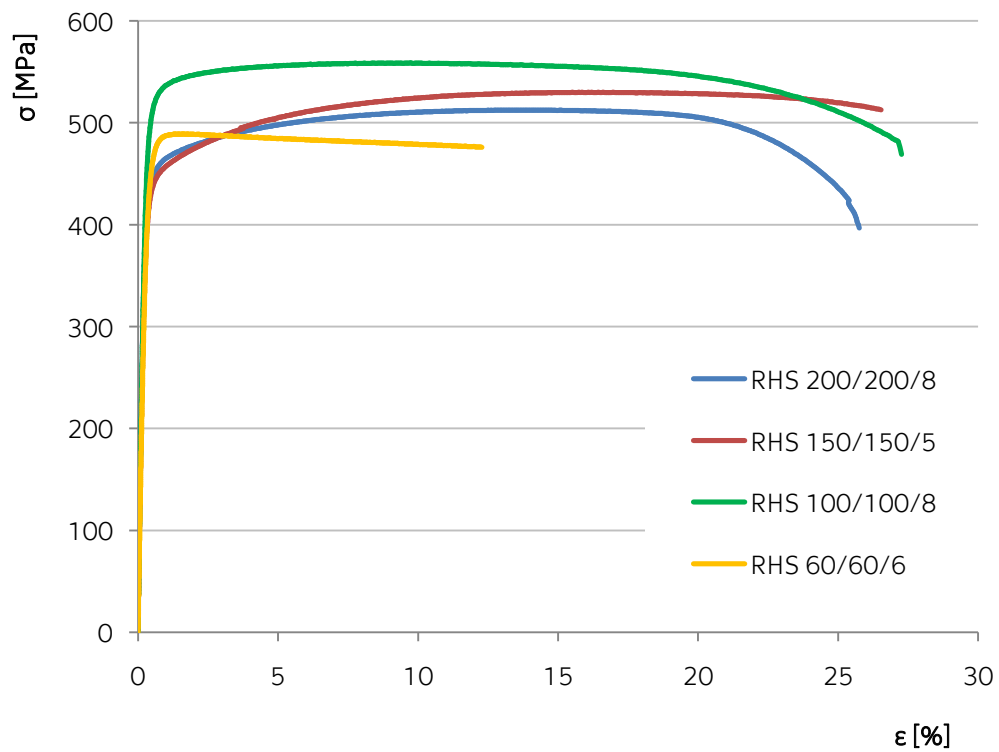


Obr. 52 – Vzorky pro tahovou zkoušku

Materiálové charakteristiky jednotlivých průřezů jsou shrnuty v tab. 20. Tabulka obsahuje průměrné hodnoty meze kluzu  $R_e$ , meze pevnosti  $R_m$ , modulu pružnosti  $E$  a tažnosti  $A$ . Pracovní diagram vyhodnocených tahových zkoušek je vyobrazen na obr. 53. Diagram zobrazuje zprůměrovaný průběh závislosti napětí na poměrném přetvoření pro všechny vyšetřované průřezy. Pracovní diagramy jednotlivých vzorků jsou v příloze 1 této práce.

Tab. 20 – Materiálové charakteristiky použitých průřezů

Průřez	$R_e$ [MPa]	$R_m$ [MPa]	$A$ [-]	$E$ [GPa]
HTR 200/200/8	429	513	0,24	215
HTR 150/150/5	420	530	0,26	205
HTR 100/100/8	499	558	0,21	203
HTR 60/60/6	434	489	0,19	208



Obr. 53 – Pracovní diagramy tahových zkoušek



## 5. NUMERICKÉ MODEL Y

Vliv typu a velikosti svaru na únosnost styčnicků hranatých uzavřených průřezů, u kterých dochází k porušení povrchu pásu, byl zkoumán pomocí numerických simulací. Komplexnější objemový model, který využívá trojrozměrných objemových prvků, je vymodelován v softwaru ABAQUS. Vytvořené modely odpovídají sadě experimentů v centrickém tlaku a polovině provedených experimentů v ohybu v rovině styčnicku. Pro vytvoření materiálového modelu je využito dat z materiálových zkoušek. Výsledky těchto numerických simulací jsou validovány pomocí provedených experimentů.

Na objemové modely navazují skořepinové numerické modely, využívající dvourozměrné skořepinové prvky. Tyto modely, vytvořené v programu RFEM6, využívají pro plechy výhodné kondenzace objemu do plochy. Skořepinové modely jsou validovány. Výsledky materiálových zkoušek byly využity pro definici materiálového modelu.

Skořepinové modely jsou využity pro tvorbu numerické parametrické studie. Studie umožňuje zkoumat problematiku na větším počtu styčnicků, které se liší geometrií a použitým svarem.

### 5.1 OBJEMOVÝ MODEL S 3D PRVKY

K vytvoření objemového numerického modelu byl použit software ABAQUS, který k výpočtu využívá metodu konečných prvků. Modely kopírují experimentální výzkum, takže bylo vytvořeno šest modelů, dvě sady po třech. V první sadě je pás tvořen průřezem HTR 200/200/8 a mezipásový prut průřezem HTR 150/150/5. V druhé sadě je pás tvořen průřezem HTR 100/100/8, a mezipásový prut průřezem HTR 60/60/6. Jednotlivé modely v sadě se liší typem svaru, kterým jsou spojeny. Je použito tří typů svarů, viz obr. 35: A – 1/2-V tupý svar, B – koutový svar, C – kombinace, tzn. 1/2-V tupý svar překrytý menším svarem koutovým. Modely využívají stejné značení jako experimentální vzorky.

Všechny modely byly zatíženy centrickým tlakem, ohybem byla zatížena pouze sada větších styčnicků (tj. TB.1.-). Validace ohýbaných styčnicků nedávala tak jednoznačné výsledky, proto se práce dále zaměřuje především na styčnický namáhané centrickým tlakem. Zatížení bylo modelováno pomocí vynuceného posunu konce mezipásového prutu.

Podpěření modelu odpovídá nastavení experimentů. Centricky tlačení model byl plošně podepřen na spodní straně pásu, model ohýbaného styčnicku byl podepřen v ploše průřezu dolního konce pásu a v místech, kde jsou k pásu přivařeny plechy, kterými byl přišroubován k podpůrnému rámu.

Trojrozměrný model styčnicku tvaru T je tvořen trojrozměrnými objemovými prvky. Stěna je rozdělena po tloušťce do tří vrstev prvků a v místech s největším gradientem napětí, tj. v oblasti svaru, je síť prvků ještě více zahuštěna.

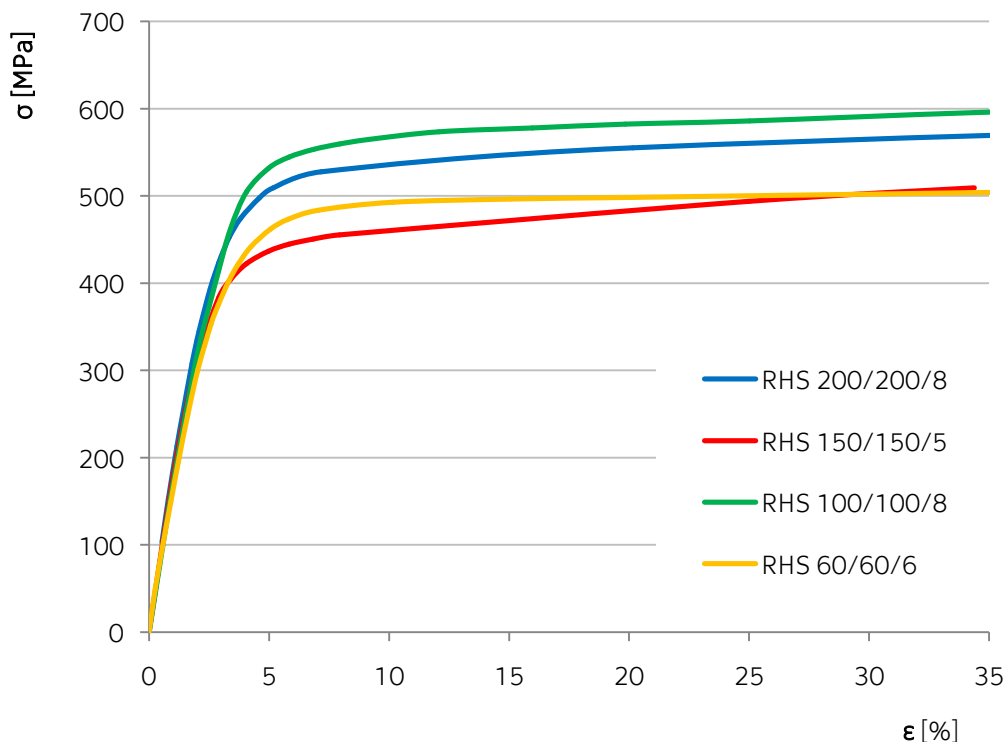
U spojů s typy svarů A a C, kde se předpokládá, že svar je plně provařený, je celý spoj modelován jako jedna část. U spoje s koutovými svary typu B jsou pás a mezipásový prut přímo spojeny samotným koutovým svarem a mezi stěnu mezipásového prutu a povrch pásu je vložen tlakový kontakt. Velikosti svarů jsou uváženy svými jmenovitými rozměry

Výpočet využívá nelineární materiálovou a nelineární geometrická analýzu. Rozměry průřezů a tloušťky jejich stěn jsou uvažovány ve svých skutečných hodnotách, které byly změřeny před provedením experimentů. Pracovní diagram oceli jednotlivých průřezů, který byl získán z materiálových zkoušek, byl převeden na diagram skutečného napětí

a přetvoření. K převodu hodnot bylo použito vzorců (58) a (59). Převedený diagram, zobrazený na obr. 54, byl použit jako materiálový model při tvorbě numerického modelu.

$$\sigma_{true} = \sigma \cdot (1 + \varepsilon) \quad (58)$$

$$\varepsilon_{true} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (59)$$

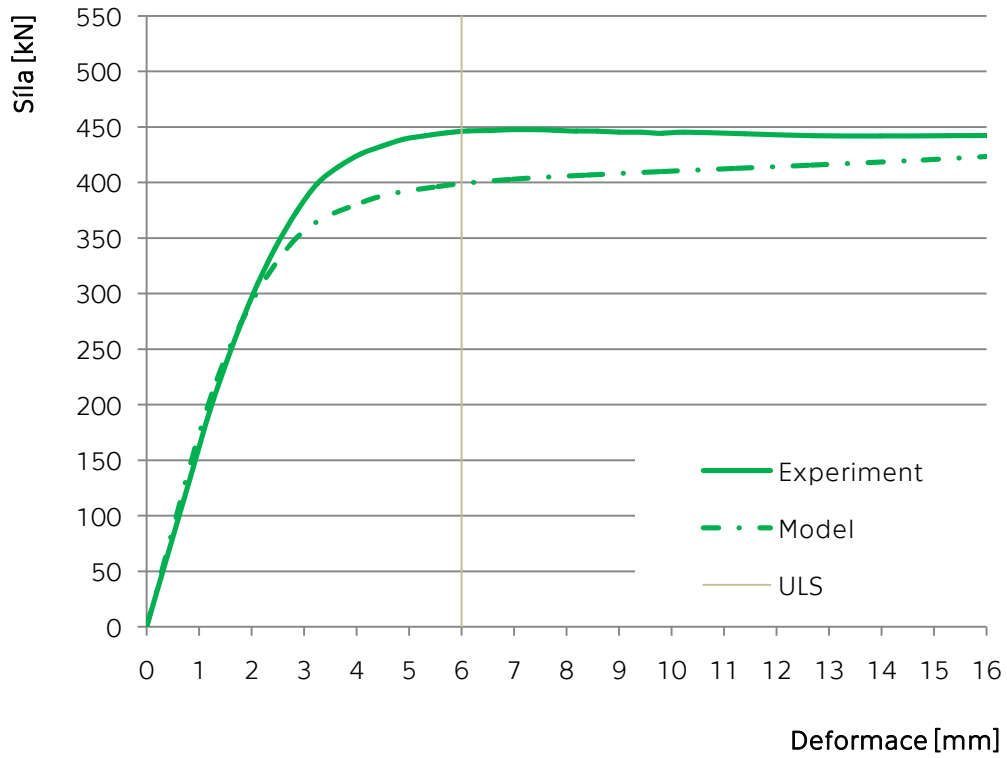


Obr. 54 – Pracovní diagramy použité pro materiálový model styčnicků

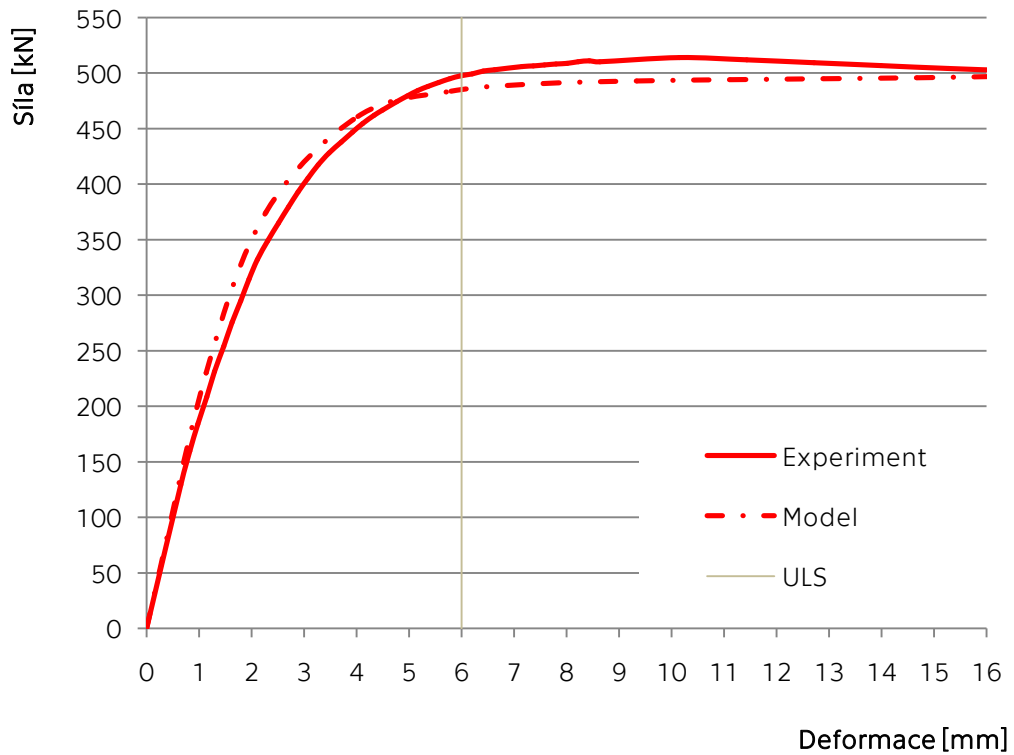
### 5.1.1 VALIDACE CENTRICKY TLAČENÝCH STYČNÍKŮ

Objemové numerické modely styčnicků vystavených centrickému tlaku byly validovány porovnáním závislosti deformace povrchu pásu v místě připojení mezipásového prutu na působící tlakové síle. Závislost je zobrazena pro větší styčnický (TC.1.-) na obr. 55, obr. 56 a obr. 57, a pro menší styčnický (TC.2.-) na obr. 58, obr. 59 a obr. 60. Plné čáry představují výsledky experimentu a čerchované čáry výsledky numerického modelu. Únosnost je definována deformací (ULS), která odpovídá 3% šířky pásu, tzn. 6 mm pro větší styčnický (TC.1.-) a 3 mm pro menší styčnický (TC.2.-).

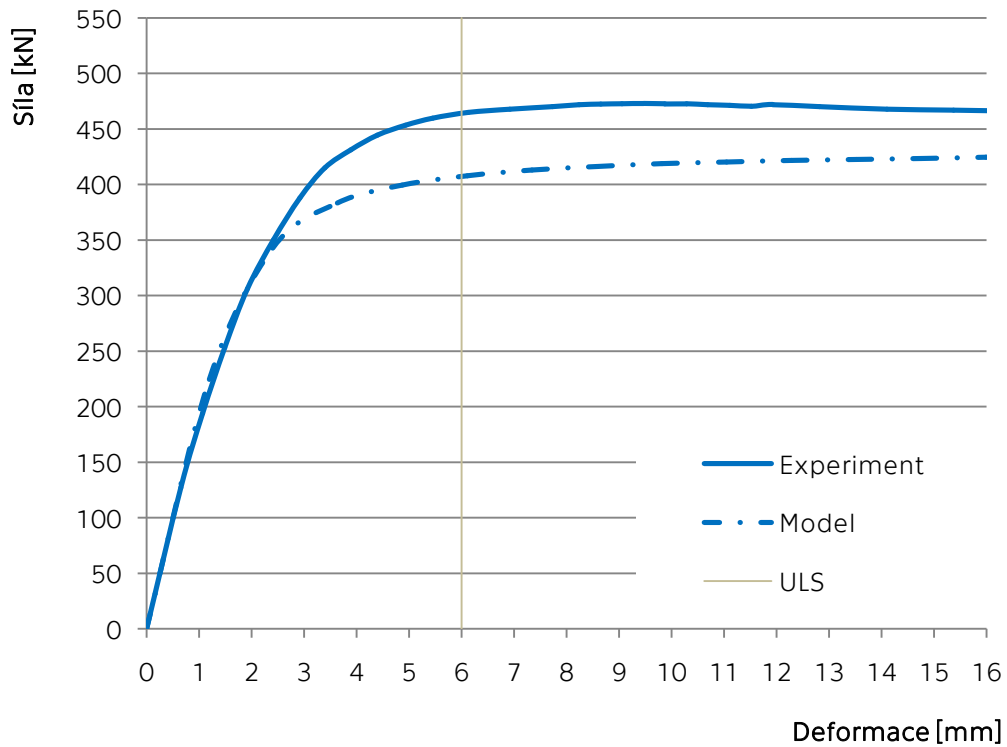




Obr. 55 – Validace styčnicku TC.1.A

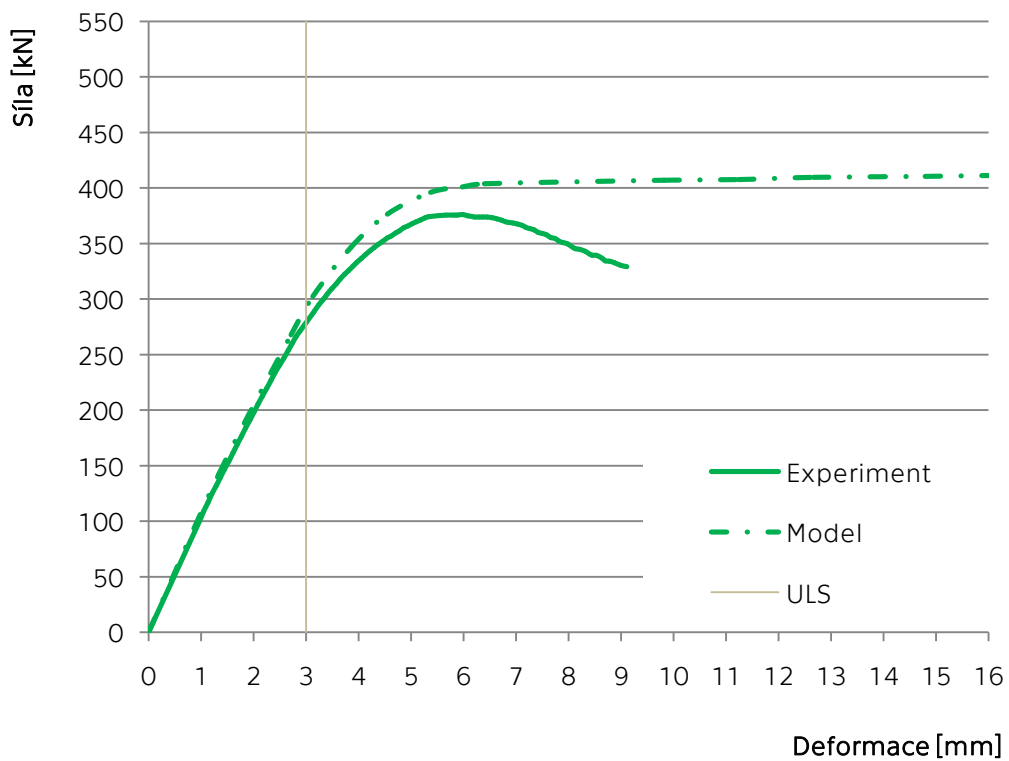


Obr. 56 – Validace styčnicku TC.1.B

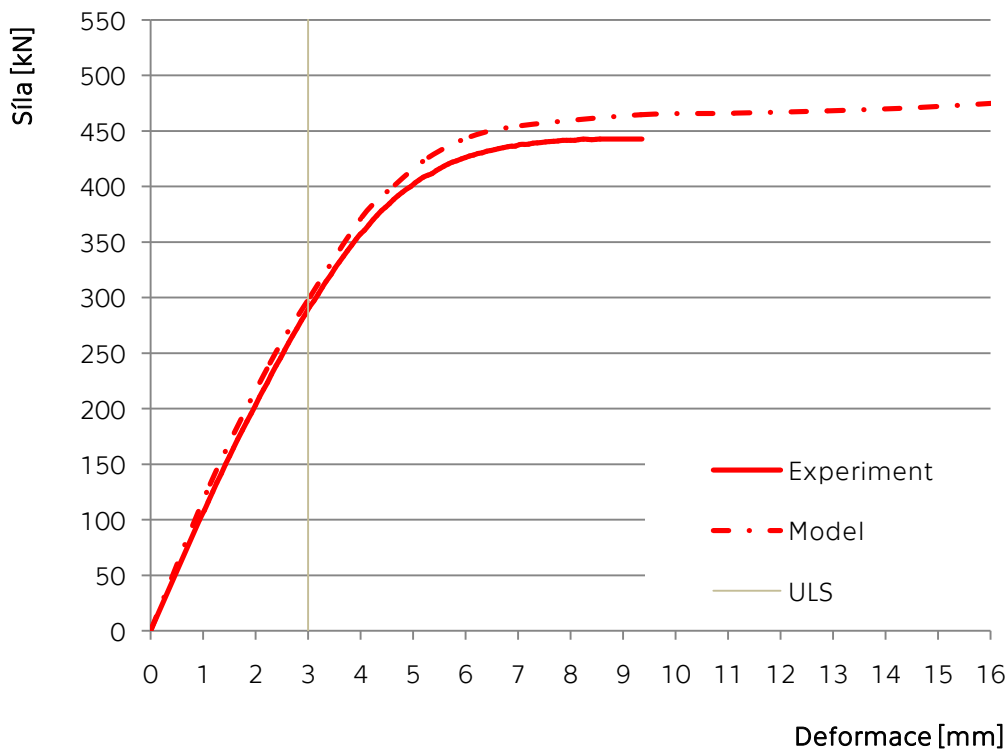


Obr. 57 – Validace styčnicku TC.1.C

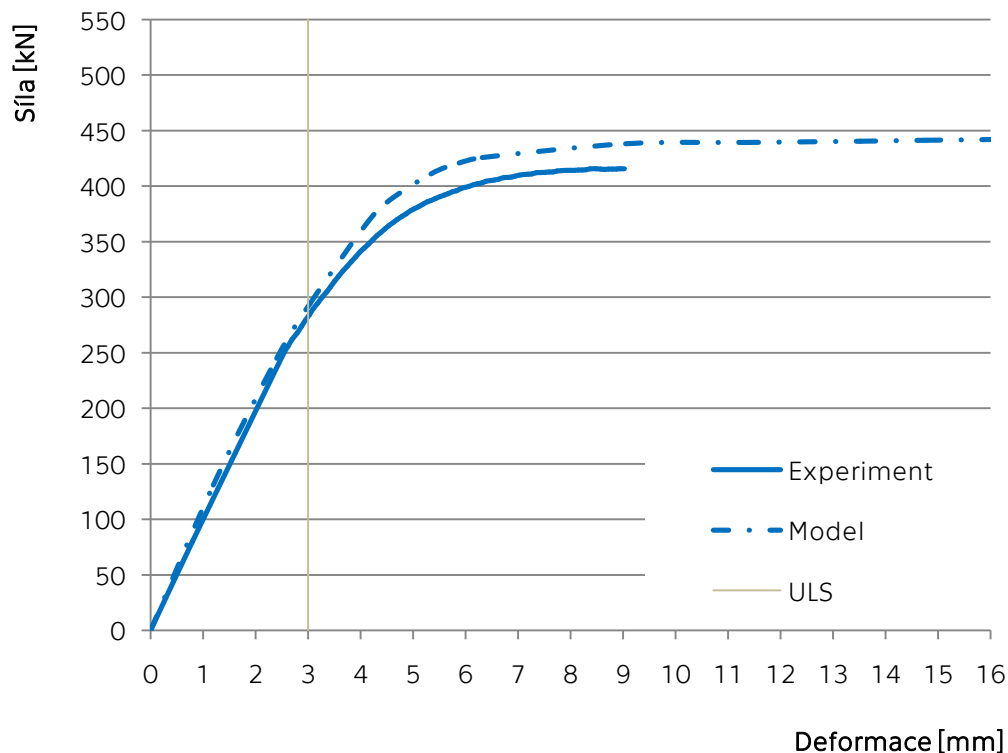
Z grafu na obr. 56 je patrná dobrá shoda křivek pro spoj TC.1.B, který je svařen koutovým svarem. U zbývajících dvou styčnicků, zobrazených na obr. 57 a obr. 58, je patrný větší rozdíl na mezi únosnosti. Počáteční tuhost všech styčnicků vykazuje velmi dobrou shodu mezi experimentem a numerickým modelem.



Obr. 58 – Validace styčnicku TC.2.A



Obr. 59 – Validace styčnicku TC.2.B



Obr. 60 – Validace styčnicku TC.2.C

Z grafů na obr. 58, obr. 59 a obr. 60 je patrná velmi dobrá shoda křivek experimentálních a numerických výsledků. Styčnicku vykazují shodu v počáteční tuhosti i únosnosti. Po dosažení deformačního limitu pro únosnost dosahují numerické modely vyšších hodnot sil při srovnatelných deformacích, rozdíly ale nejsou velké.

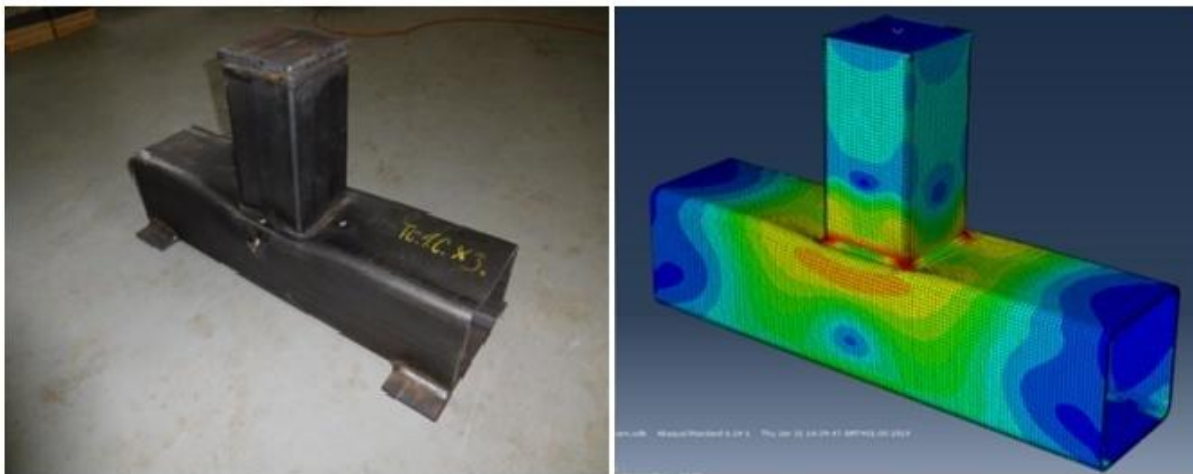
Experimentálně získané únosnosti a únosnosti získané z objemového numerického modelu, lze porovnat v tab. 21.

Tab. 21 – Validace únosností numerického modelu centricky tlačných styčnicků

Styčnick	Únosnost numerického modelu [kN]	Experimentálně stanovená únosnost [kN]	Rozdíl [%]
TC.1.A	387,8	445,9	13,0
TC.1.B	475,6	497,8	4,5
TC.1.C	407,3	463,9	12,2
TC.2.A	291,8	278,8	4,5
TC.2.B	298,0	289,3	2,9
TC.2.C	397,4	282,5	3,2

Rozdíly mezi numericky a experimentálně stanovenou únosností jsou nejvýše 13,0 %, rozdíl vyšší než 10 % je pouze u dvou styčnicků, u ostatních styčnicků je rozdíl v únosnosti nižší než 5 %. Vyšší rozdíl je částečně způsoben nedostatečným zbroušením tupého svaru nebo rozdílnou jmenovitou velikostí koutového svaru a velikostí skutečnou. Všechny styčnický dosahují velmi dobré shody v počáteční tuhosti. Deformovaný tvar styčnicků vykazuje také velmi dobrou shodu, jak je dokumentováno na jednom ze styčnicků na obr. 61.

Numerické modely styčnicků zatížených centrických tlakem prokázaly uspokojivou shodu s experimentálními výsledky. Stejně jako z výsledků experimentálního výzkumu vyplývá i z numerických simulací jednoznačný vliv svaru na únosnost zkoumaných styčnicků. Únosnost styčnicku narůstá s velikostí koutového svaru, kterým je přivařen mezipásový prut k pásu. Styčnický spojené tupým svarem mají únosnost nejnižší.



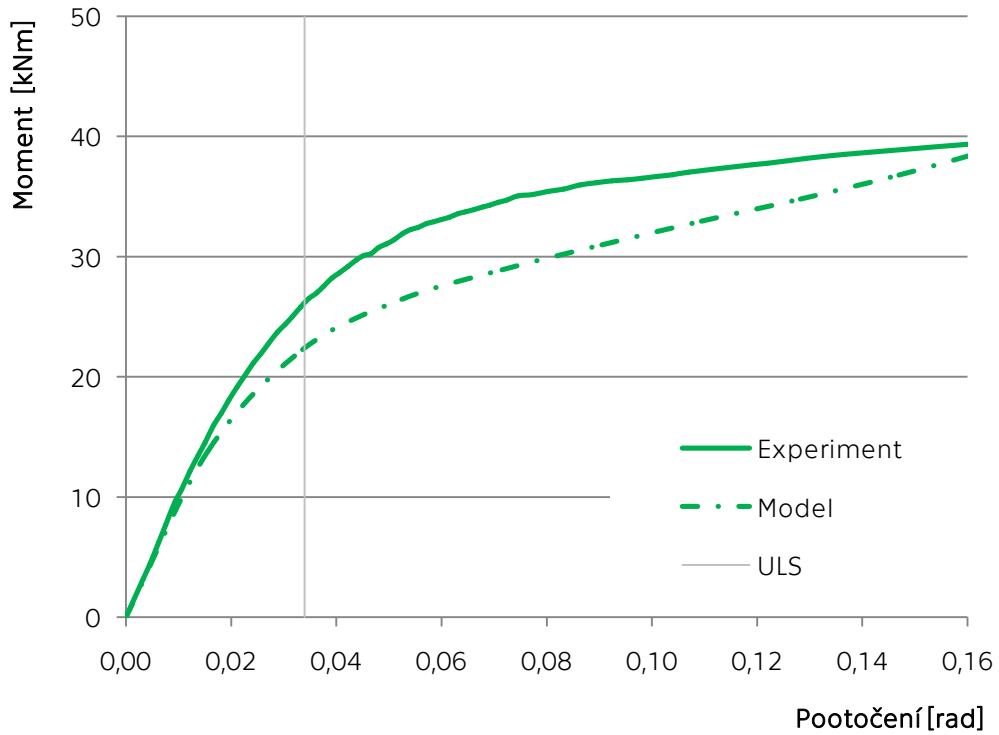
Obr. 61 – Validace deformovaného tvaru styčnicku TC.1.C

### 5.1.2 VALIDACE STYČNÍKŮ OHÝBANÝCH VE SVÉ ROVINĚ

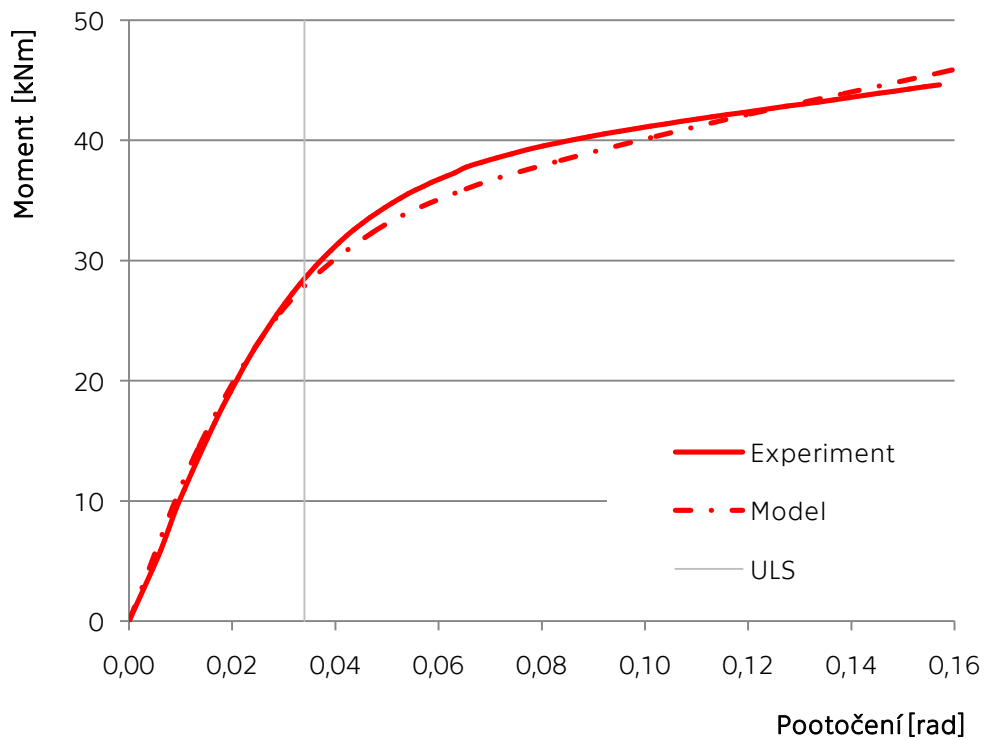
Objemové numerické modely styčnicků vystavených ohybu v rovině byly validovány pomocí výsledků experimentů. Numerický model byl stejný jako pro centricky tlačné styčnický, pouze byly upraveny okrajové podmínky modelu, tj. způsob podepření a zatížení modelu. Modely styčnicků ohýbaných ve své rovině byly porovnány pomocí křivek, které ukazují vztah mezi ohybovým momentem a natočením mezipásového prutu.

Tento vztah je pro každý styčnick zvlášť znázorněn na obr. 62, obr. 63 a obr. 64. Plné čáry představují výsledky experimentů a čerchované čáry výsledky numerického modelu. Únosnost je definována stejnou mezní deformací jako u centricky tlačných

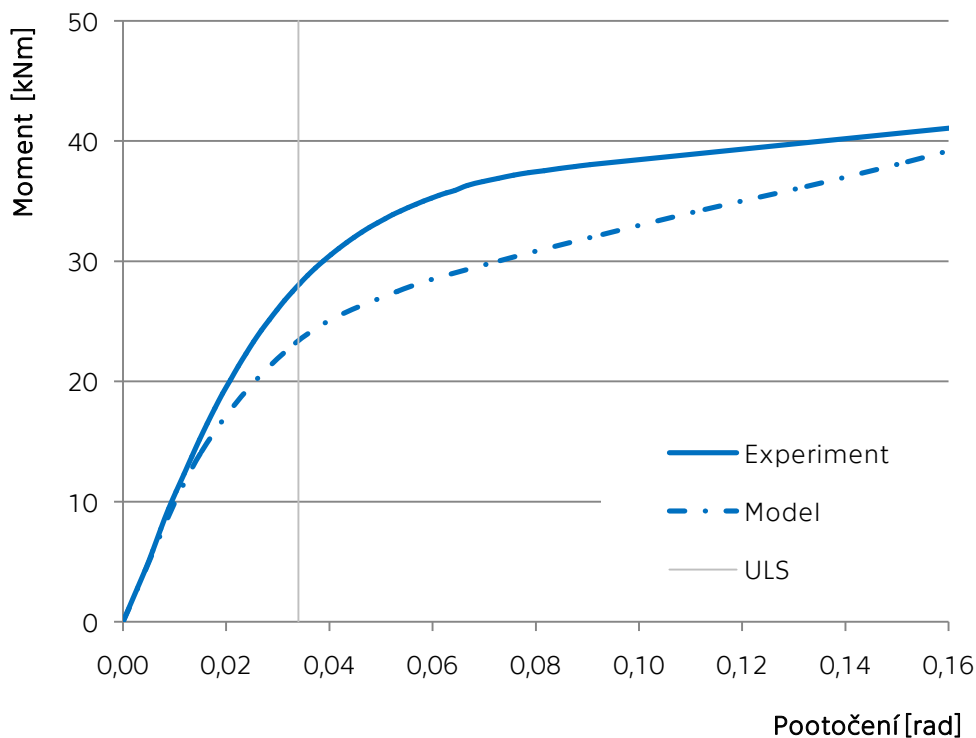
styčnicků (ULS), která v tomto případě odpovídá velikosti pootočení mezipásové prutu v místě spoje rovné 0,034 rad.



Obr. 62 – Validace styčnicku TB.1.A



Obr. 63 – Validace styčnicku TB.1.B



Obr. 64 – Validace styčnicku TB.1.C

Experimentálně získané únosnosti a únosnosti získané z objemového numerického modelu, lze porovnat v tab. 22.

Tab. 22 – Validace únosností numerického modelu styčnicků ohýbaných ve své rovině

Styčnick	Únosnost numerického modelu [kNm]	Experimentálně stanovená únosnost [kNm]	Rozdíl [%]
TB.1.A	22,3	26,1	14,4
TB.1.B	27,4	28,4	3,4
TB.1.C	23,3	27,6	15,5

V případě styčnicků namáhaných ohybem ve své rovině je dosažená shoda mezi únosnostmi menší než u styčnicků namáhaných osovým tlakem. Stejně jako v případě namáhání styčnicku centrickým tlakem dosahuje v této sadě nejlepší shody styčnick TB.1.B, který je svařen koutovým svarem. U zbývajících dvou styčnicků je dosaženo poměrně dobré shody v počáteční tuhosti styčnicků, rozdíly ve velikostech momentu na mezi únosnosti jsou 14 – 16 %. Stejně jako u styčnicků namáhaných tlakem, je tento rozdíl zčásti způsoben nedostatečným zbrošením tupého svaru nebo rozdílem mezi jmenovitou a skutečnou velikostí koutového svaru. V případě ohýbaných styčnicků může hrát roli model podepření styčnicku i složitost experimentu, která je v případě ohýbaných styčnicků vyšší. Deformovaný tvar styčnicků vykazuje velmi dobrou shodu, jak je dokumentováno na jednom ze styčnicků na obr. 65.

Numerické modely styčnicků zatížených ohybem ve své rovině nemají tak dobrou shodu jako styčnický zatížené centrických tlakem. Přesto je z numerických simulací znatelný vliv svaru na únosnost styčnicku. Únosnost styčnicku narůstá s velikostí koutového svaru, kterým je přivařen mezipásový prut k pásu. Styčnický spojené tupým svarem mají únosnost nejnižší.



Obr. 65 – Validace deformovaného tvaru styčnicku TB.1.A

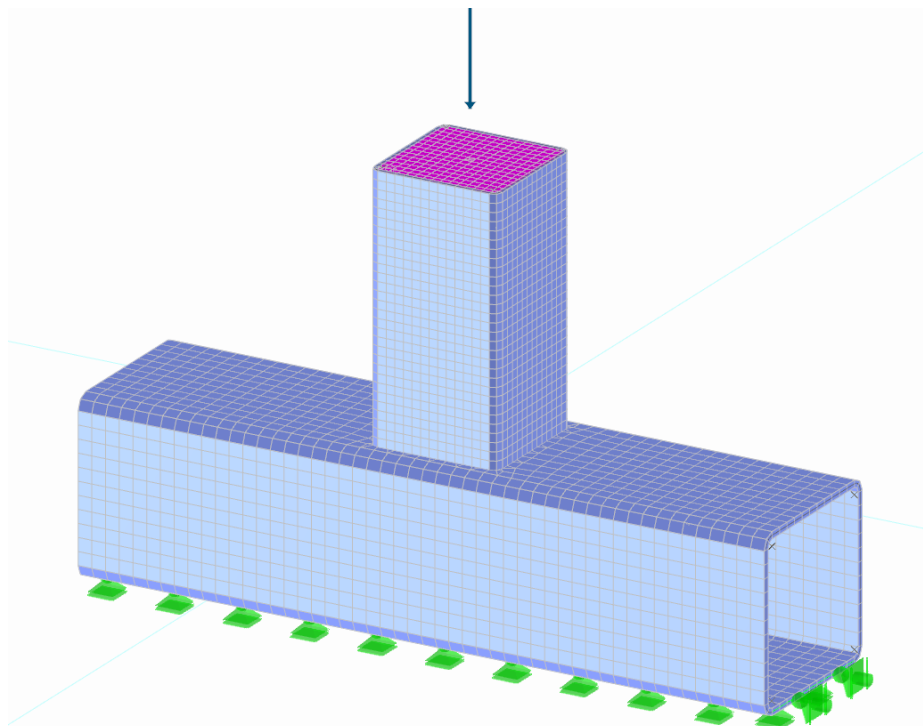
## 5.2 SKOŘEPINOVÝ MODEL S 2D PRVKY

Skořepinový numerický model byl vytvořen v programu pro statickou analýzu metodou konečných prvků RFEM. Statická analýza modelu využívá geometricky nelineární iterační Newton-Raphsonovou metodou výpočtu pomocí druhého řádu. Maximální počet iterací je nastaven na 100 se čtyřmi přírůstkami zatížení. Stěny prutů spojených ve styčnicku jsou modelovány pomocí skořepinových prvků odpovídajících tloušťek, které jsou umístěny v jejich střednicových rovinách. Preferovány jsou čtyřúhelníkové skořepinové prvky. Všude tam, kde nelze použít čtyřúhelníkové prvky, vkládá generátor sítě trojúhelníkové prvky. Model využívá tzv. MITC4 (Mixed Interpolation of Tensorial Components) prvky, MITC3+ pro trojúhelníky, MITC4 pro čtyřúhelníky. Tyto prvky jsou založené na smíšené interpolaci příčných posunů, pootočení průřezu a příčných smykových deformací.

Materiálový model, použitý pro skořepinové prvky, je izotropní nelineárně pružný s materiálovým diagramem skutečného napětí a přetvoření, který je využit i pro objemový model. Diagramy všech použitých průřezů jsou zobrazeny na obr. 54. Pro určení napětí a přetvoření byla použita von Misesova hypotéza.

Validace byla provedena pro dva vybrané styčnicku, které odpovídají experimentálně vyšetřovaným styčnickům TC.1.A a TC.2.A. Model je svisle podepřen na spodní straně pasu a jedna hrana je podepřena i ve vodorovných směrech, aby bylo podepření staticky určité. Prvky reprezentující mezipásový prut jsou ukončeny v rovině, která odpovídá hornímu povrchu horní stěny pásu a ke skořepinovým prvkům reprezentujícím horní stěnu pásu, které jsou umístěny v její střednicové rovině, jsou připojeny pomocí tuhých vazeb (objektem „Rigid Link“). Model je zatížen osovou tlakovou silou ve středu průřezu mezipásového prutu, která je roznesena do jeho stěn pomocí tuhé plochy.

Nezatížený model je zobrazen na obr. 66.



Obr. 66 – Zatížení, okrajové podmínky a síť skořepinového modelu

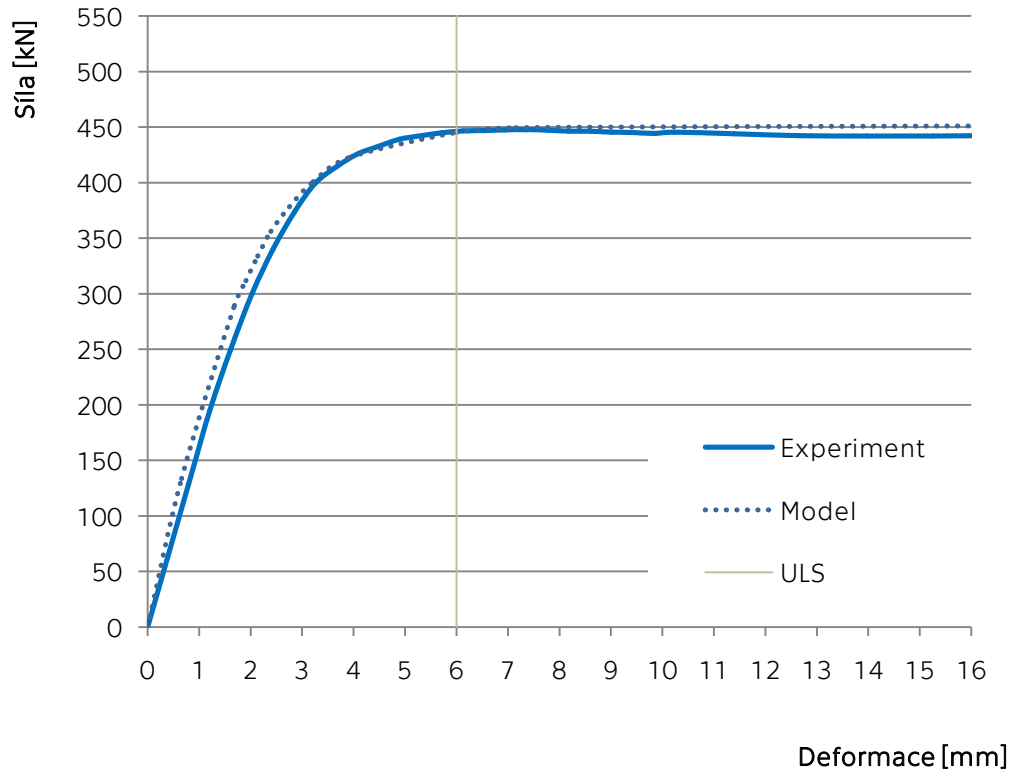
### 5.2.1 VALIDACE

Skořepinové numerické modely styčnicků vystavených centrickému tlaku byly validovány porovnáním závislosti deformace povrchu pásu v místě připojení mezipásového prutu na působící tlakové síle. Závislost je zobrazena pro styčnick TC.1.A na obr. 67 a pro styčnick TC.2.A na obr. 68. Plné čáry představují výsledky experimentu a tečkované čáry výsledky skořepinového numerického modelu. Únosnost je definována deformací (ULS), která odpovídá 3% šířky pásu, tzn. 6 mm pro styčnick TC.1.A a 3 mm pro styčnick TC.2.A.

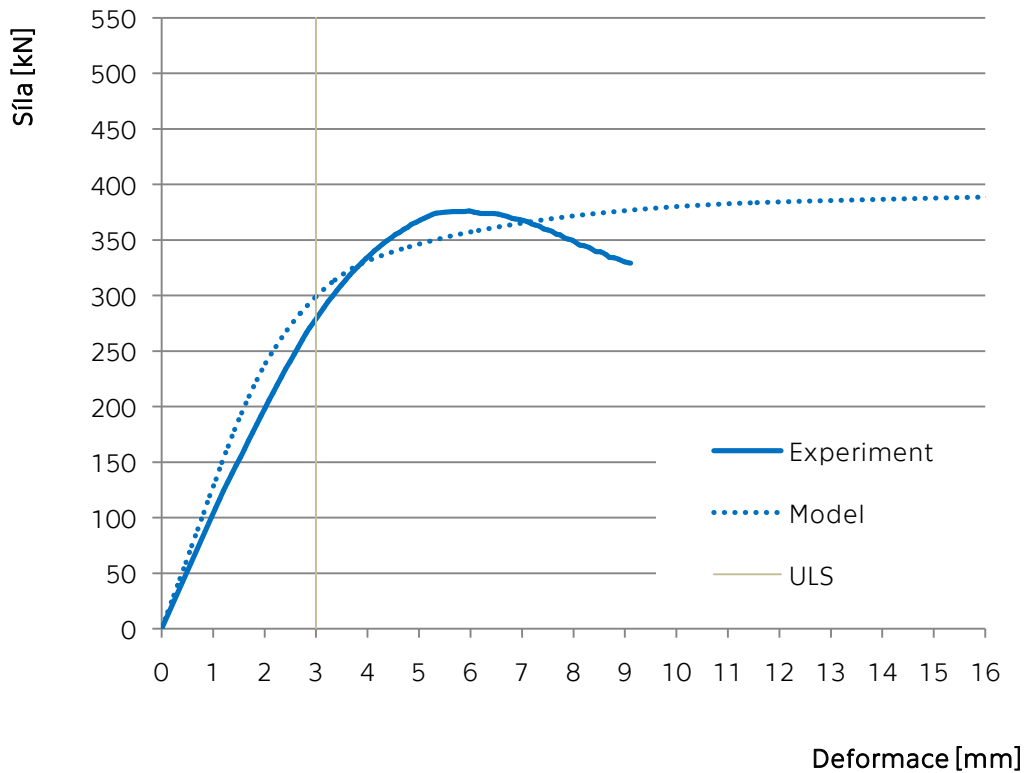
V tab. 23 je kvantifikován rozdíl mezi numerickými skořepinovými modely a experimentálními výsledky na mezi únosnosti styčnicku. Pro styčnick TC.1.A je rozdíl zanedbatelný, pro styčnick TC.2.A je rozdíl 7,2 %. Vizuální shodu deformovaného tvaru styčnicku lze vidět na obr. 69.

Styčnický dosahují velmi dobré shody hodnot sil na mezi únosnosti, shody v počáteční tuhosti i deformovaném tvaru. Tento model je vhodný k vytvoření parametrické studie.





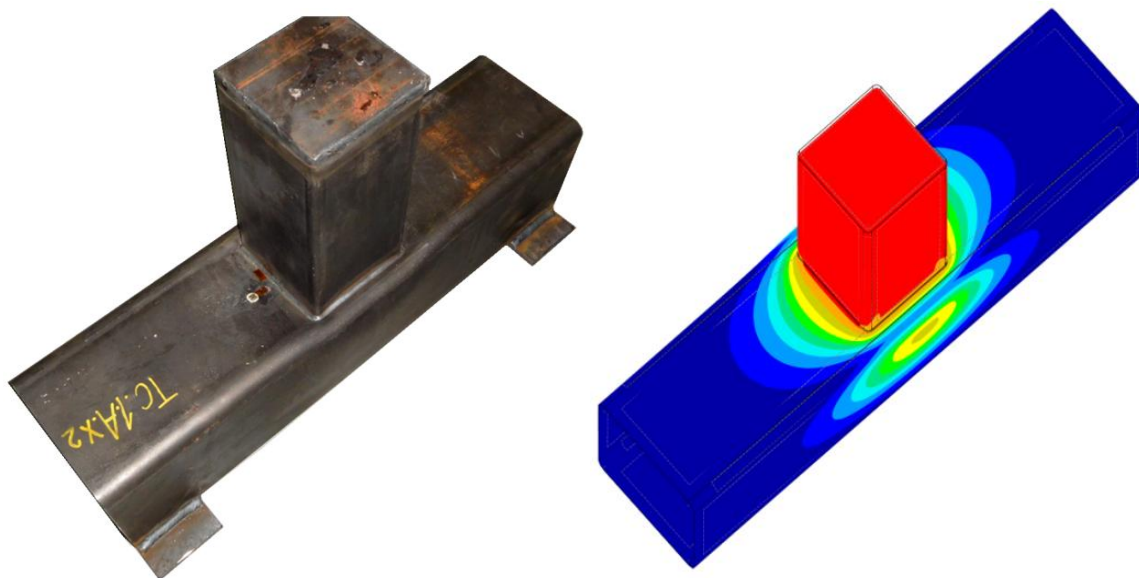
Obr. 67 – Validace skořepinového modelu styčnicku TC.1.A



Obr. 68 – Validace skořepinového modelu styčnicku TC.2.A

Tab. 23 – Validace únosností skořepinového numerického modelu centricky tlačných styčnicků

Styčnick	Únosnost numerického modelu [kN]	Experimentálně stanovená únosnost [kN]	Rozdíl [%]
TC.1.A	445,1	445,9	0,0
TC.2.A	298,9	278,8	7,2

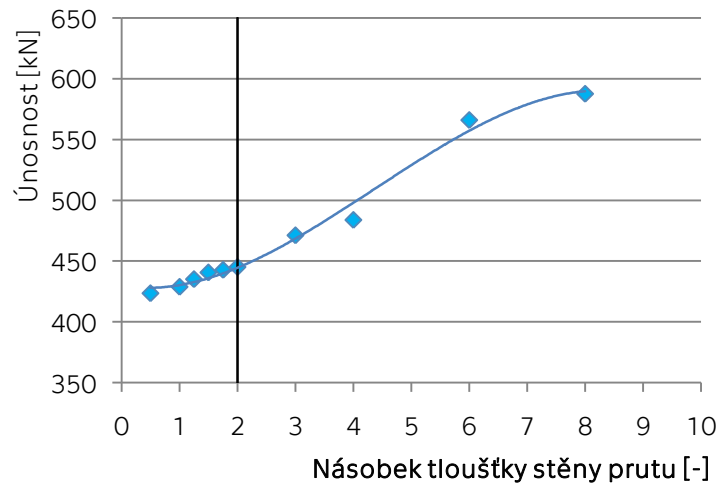


Obr. 69 – Validace deformovaného tvaru skořepinového modelu styčnicku TC.1.A

## 5.2.2 STUDIE CITLIVOSTI SÍŤE

Síť konečných prvků skořepinového modelu je tvořena převážně čtvercovými prvky, které jsou v kritických místech doplněny prvky trojúhelníkovými. Velikost prvků je nastavena zvlášť pro mezipásový prut a zvlášť pro pás, a odpovídá dvojnásobku tloušťky stěny příslušného prutu. V případě modelu vzorku TC.1.A mají prvky sítě velikost 16 mm pro pás a 10 mm pro mezipásový prut, model vzorku TC.2.A má prvky sítě velikost 16 mm pro pás a 12 mm pro mezipásový prut.

Pro model vzorku TC.1.A byla provedena studie citlivosti, aby se určila citlivost modelu na změnu velikosti prvku sítě. Únosnost skořepinového modelu byla stanovena pro modely s prvky sítě v násobcích tloušťky stěny prutu. Nej hustší síť odpovídala 0,5násobku tloušťky stěny prutu, tj. 4 mm pro pás a 2,5 mm pro mezipásový prut a nejjednodušší síť odpovídala 8násobku tloušťky stěny prutu, tj. 64 mm pro pás a 40 mm pro mezipásový prut. Výsledky studie citlivosti jsou zobrazeny v grafu na obr. 70 a v tab. 24.



Obr. 70 – Studie citlivosti sítě styčnicku TC.1.A

Tab. 24 – Studie citlivosti sítě styčnicku TC.1.A

Velikost prvku sítě vyjádřena násobkem tloušťky stěny prutu [-]	Únosnost numerického modelu [kN]	Rozdíl [%]
0,50	423,5	-4,9
1,00	428,5	-3,7
1,25	435,0	-2,3
1,50	440,6	-1,0
1,75	442,8	-0,5
2,00	445,1	0,0
3,00	471,1	5,8
4,00	483,3	8,7
6,00	565,8	27,1
8,00	587,4	32,0

Model nevykazuje velkou citlivost na změny velikosti sítě, velikost prvku sítě použitá pro skořepinový model, 2násobek tloušťky stěny prutu, je vhodně zvolena. Pokud se velikost prvku sítě zvýší až na osminásobek, únosnost styčnicku se výrazně zvýší, zatímco pokud se sníží, únosnost se sníží pomalu, i při 0,25násobku je rozdíl v únosnosti styčnicku menší než 5 %.

### 5.3 PARAMETRICKÁ STUDIE

Pro určení citlivosti modelu na změny geometrie byla provedena numerická parametrická studie. Modelem pro parametrickou studii je tak jako v experimentálním výzkumu styčnick hranatých uzavřených průřezů tvaru T. Model je zatížen centrickým tlakem. Zvoleným parametrem je poměr šířek průřezu mezipásového prutu a průřezu pásu  $\beta$ . Modely v parametrické studii mají tento poměr v rozmezí od 0,33 do 0,75, takže rozhodujícím módem porušení zůstává porušení povrchu pásu. Do studie bylo zahrnuto deset různých geometrií styčnicků s různými poměry  $\beta$ . U devíti z těchto deseti geometrií byly použity tři různé typy svarů, tupý svar (označený "-") a dva koutové svary různých velikostí. U jedné vybrané geometrie byly použity koutové svary šesti velikostí a tupý svar, aby bylo možné posoudit vliv zvětšující se velikosti koutového svaru. Geometrie všech modelů je shrnuta v tab. 25.

Numerické skořepinové modely pro parametrickou studii byly vytvořeny v programu pro statickou analýzu metodou konečných prvků RFEM, tak jak je popsáno v kapitole 5.2,



s tím rozdílem, že byl použit pružnoplastický materiálový diagram se jmenovitým sklonem platů pro ocel S355, jak je popsáno v normě *EN 1993-1-5: 2006* [39]. Mez kluzu oceli byla nastavena na hodnotu 355 MPa, modul pružnosti v pružné části diagramu byla nastaven na hodnotu 210 GPa a modul pružnosti v plastické části diagramu na hodnotu 210 MPa. Rozměry styčnicku byly vztaženy k velikosti průřezu jednotlivých prutů. Délka pásu odpovídá čtyřnásobku jeho šířky a délka připojovaného prutu dvojnásobku jeho šířky.

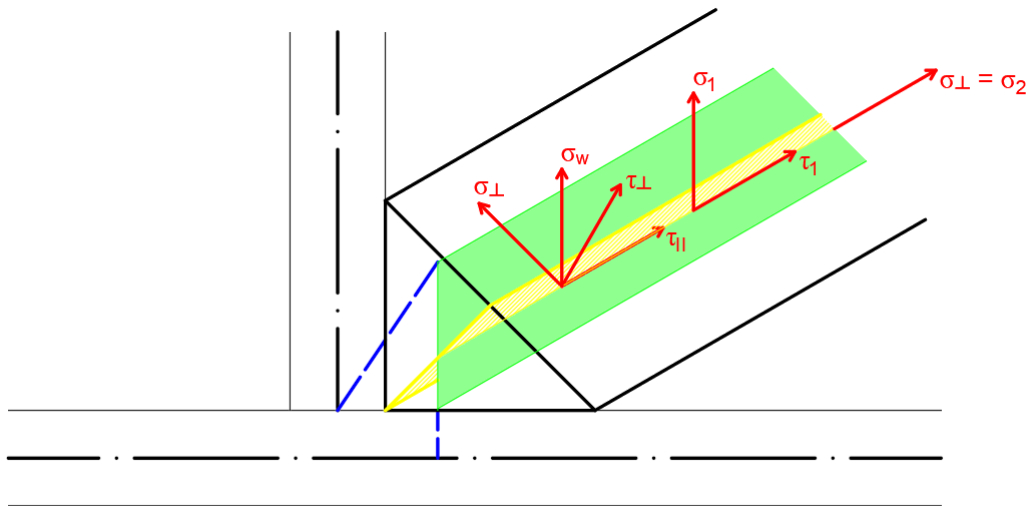
Tab. 25 – Geometrie modelů použitých v parametrické studii

Označení	Šířka pásu	Tloušťka stěny pásu	Šířka mezip. prutu	Tloušťka stěny mezip. prutu	Účinná tloušťka svaru	Poměr
	$b_0$ [mm]	$t_0$ [mm]	$b_1$ [mm]	$t_1$ [mm]	$a$ [mm]	$\beta$ [-]
TC.1.1	200	8,0	150	5,0	-	0,750
TC.1.2	200	8,0	150	5,0	3,0	0,750
TC.1.3	200	8,0	150	5,0	6,0	0,750
TC.2.1	200	8,0	120	6,0	-	0,600
TC.2.2	200	8,0	120	6,0	3,0	0,600
TC.2.3	200	8,0	120	6,0	7,0	0,600
TC.3.1	200	8,0	100	4,0	-	0,500
TC.3.2	200	8,0	100	4,0	3,0	0,500
TC.3.3	200	8,0	100	4,0	5,0	0,500
TC.4.1	200	8,0	70	4,0	-	0,350
TC.4.2	200	8,0	70	4,0	3,0	0,350
TC.4.3	200	8,0	70	4,0	5,0	0,350
TC.5.1	150	5,0	100	4,0	-	0,670
TC.5.2	150	5,0	100	4,0	3,0	0,670
TC.5.3	150	5,0	100	4,0	5,0	0,670
TC.6.1	150	5,0	50	4,0	-	0,330
TC.6.2	150	5,0	50	4,0	3,0	0,330
TC.6.3	150	5,0	50	4,0	5,0	0,330
TC.7.1	120	6,0	50	4,0	-	0,420
TC.7.2	120	6,0	50	4,0	3,0	0,420
TC.7.3	120	6,0	50	4,0	5,0	0,420
TC.8.1	100	4,0	50	4,0	-	0,500
TC.8.2	100	4,0	50	4,0	3,0	0,500
TC.8.3	100	4,0	50	4,0	5,0	0,500
TC.9.1	100	4,0	60	5,0	-	0,600
TC.9.2	100	4,0	60	5,0	3,0	0,600
TC.9.3	100	4,0	60	5,0	5,0	0,600
TC.10.1	120	6,0	80	5,0	-	0,670
TC.10.2	120	6,0	80	5,0	3,0	0,670
TC.10.3	120	6,0	80	5,0	4,0	0,670
TC.10.4	120	6,0	80	5,0	5,0	0,670
TC.10.5	120	6,0	80	5,0	6,0	0,670
TC.10.6	120	6,0	80	5,0	7,0	0,670
TC.10.7	120	6,0	80	5,0	8,0	0,670

### 5.3.1 MODEL SVARU

V případě, že je mezipásový prut připojený k pásu pomocí koutového svaru, je nutné doplnit do numerického modelu popsaného v kapitole 5.2 koutový svar. Skořepinový model koutového svaru se skládá ze skořepinového elementu nahrazujícího materiál koutového svaru a dvou tuhých vazeb (objekt Rigid Link), které jej spojují se skořepinovými prvky představujícími stěny pásu a mezipásového prutu. Jedna tuhá vazba spojuje stěnu mezipásového prutu a skořepinový element nahrazující koutový svar. Druhá tuhá vazba spojuje skořepinový element nahrazující koutový svar a stěnu pásu. Náhradní svarový element, plocha, je natočena ve směru stěny připojovaného mezipásového prutu, takže směry hlavních napětí na náhradní ploše  $\sigma_1$  a  $\tau_1$  odpovídají napětím v koutovém svaru  $\sigma_w$  a  $\tau_{II}$ , která jsou definována v EN 1993-1-8 [3]. Tloušťka náhradní plochy svaru odpovídá účinné tloušťce koutového svaru.

Materiál náhradní plochy svaru je pružnoplastický, odpovídá materiálu použitému pro ostatní skořepinové prvky a je také ortotropní. Normálová tuhost ve směru 1 odpovídá Youngovu modulu pružnosti pro ocel 210 GPa. Smyková tuhost ve směru 1 odpovídá smykovému modulu oceli 80,7 GPa. V ostatních směrech je tuhost nastavena na nulu. Model svaru je znázorněn na obr. 71.



Obr. 71 – Model svaru použitý ve skořepinovém modelu



### 5.3.2 VÝSLEDKY PARAMETRICKÉ STUDIE

Numerická studie potvrdila vliv koutového svaru na únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů tvaru T zatížených centrickým tlakem, u kterých dochází k porušení povrchu pásu. V závislosti na poměru šířky průřezu mezipásového prutu, průřezu pásu  $\beta$  a velikosti koutového svaru se navýšení únosnosti pohybuje v rozmezí od 3,0 % do 39,6 % respektive 52,1%, jak ukazuje tab. 26.

Tab. 26 – Únosnost numerických modelů použitých v parametrické studii

Označení	Účinná tloušťka svaru	Únosnost	Nárůst únosnosti styčnicku vlivem použití koutového svaru
	$a$ [mm]	$N_{Rd,num}$ [kN]	[%]
TC.1.1	-	349,0	-
TC.1.2	3,0	393,0	12,6
TC.1.3	6,0	429,0	22,9
TC.2.1	-	199,8	-
TC.2.2	3,0	218,3	9,3
TC.2.3	7,0	244,5	22,4
TC.3.1	-	152,7	-
TC.3.2	3,0	163,7	7,2
TC.3.3	5,0	164,6	7,8
TC.4.1	-	108,5	-
TC.4.2	3,0	111,8	3,0
TC.4.3	5,0	113,4	4,5
TC.5.1	-	97,1	-
TC.5.2	3,0	118,4	21,9
TC.5.3	5,0	121,5	25,1
TC.6.1	-	38,8	-
TC.6.2	3,0	42,0	8,2
TC.6.3	5,0	44,5	14,6
TC.7.1	-	72,7	-
TC.7.2	3,0	80,0	10,1
TC.7.3	5,0	83,5	14,9
TC.8.1	-	36,6	-
TC.8.2	3,0	43,8	19,7
TC.8.3	5,0	48,2	31,7
TC.9.1	-	48,5	-
TC.9.2	3,0	60,1	23,9
TC.9.3	5,0	67,7	39,6
TC.10.1	-	143,5	-
TC.10.2	3,0	154,2	7,5
TC.10.3	4,0	170,2	18,6
TC.10.4	5,0	186,0	29,6
TC.10.5	6,0	196,4	36,9
TC.10.6	7,0	206,9	44,2
TC.10.7	8,0	218,2	52,1



## 6. ANALYTICKÝ MODEL

Současný přístup k navrhování styčnicků hranatých uzavřených průřezů podle normy EN 1993-1-8:2006 [3] ani podle připravované aktualizované normy *prEN 1993-1-8:2021* [37] nezahrnuje vliv velikosti koutového svaru na jejich osovou únosnost. Vzorce pro stanovení návrhové osovou únosnost těchto styčnicků jsou odvozeny pro tupé svary. Příznivý vliv přidaného materiálu koutového svaru je zanedbán.

Experimentální i numerický výzkum prezentovaný v kapitole 4 a 5 potvrzuje, že velikost a typ svaru, který je použitý pro spojení prutů ve styčnicku má nezanedbatelný pozitivní vliv na jeho únosnost. V této kapitole je navržená úprava analytického vzorce pro návrhovou osovou únosnost svařovaných styčnicků tvaru T, X a Y s mezipásovými pruty z uzavřených hranatých průřezů, který je uveden v normě *prEN 1993-1-8:2021* [37]. Úprava vzorce zahrnuje vliv velikosti svaru na únosnost styčnicku. Platnost navrženého řešení byla verifikována pomocí numerických výsledků parametrické studie.

### 6.1 VLV VELIKOSTI SVARU

Vzorec uvedený v normě *prEN 1993-1-8:2021* [37] definuje návrhovou osovou únosnost svařovaných styčnicků tvaru T, X a Y s mezipásovými pruty z uzavřených hranatých průřezů takto:

$$N_{1,Rd} = C_f \frac{f_{y0} \cdot t_0^2}{\sin \theta_1} \left( \frac{2\eta}{(1-\beta) \sin \theta_1} + \frac{4}{\sqrt{1-\beta}} \right) Q_f / \gamma_{M5} \quad (60)$$

Kde  $C_f$  je materiálový součinitel,  $f_{y0}$  je mez kluzu pásu,  $t_0$  je tloušťka stěny pásu,  $\theta_1$  je úhel mezi svařenými pruty,  $\eta$  je geometrický poměr mezi výškou průřezu mezipásového prutu ( $h_1$ ) a šířkou průřezu pásu ( $b_0$ ) a  $\beta$  je geometrický poměr mezi šířkou průřezu mezipásového prutu ( $b_1$ ) a šířkou průřezu pásu ( $b_0$ ):

$$\eta = h_1 / b_0 \quad (61)$$

$$\beta = b_1 / b_0 \quad (62)$$

$Q_f$  je funkce zohledňující napětí v páse v místě styčnicku, definovaná jako:

$$Q_f = (1 - |n_0|)^{C_1}; Q_f \geq 0.4 \quad (63)$$

Využití průřezu při posouzení napětí, se stanoví jako:

$$n_0 = \frac{N_{0,Ed}}{A_0 \cdot f_{y,0}} \pm \frac{M_{ip,0,Ed}}{W_{ip,pl} \cdot f_{y,0}} \quad (64)$$

kde  $N_{0,Ed}$  je návrhová osová síla v páse a  $M_{ip,0,Ed}$  je návrhový moment v páse působící v rovině styčnicku,  $A_0$  je průřezová plocha pásu a  $W_{ip,pl}$  plastický průřezový modul pásu v rovině styčnicku,  $f_{y0}$  je mez kluzu pásu. Tlakové napětí v páse se uvažuje jako záporné a tahové napětí jako kladné. V závislosti na tom, jestli je výsledné maximální napětí v páse tahové nebo tlakové, stanoví se velikost součinitele  $C_1$ :

$$\text{pro } n_0 < 0; C_1 = 0,45 - 0,25\beta \quad (65)$$

$$\text{pro } n_0 \geq 0; C_1 = 0,20 \quad (66)$$



Hodnota únosnosti je podělena dílčím součinitelem spolehlivosti pro styčnický z prutů uzavřených průřezů  $\gamma_{M5}$ .

Navržený způsob zavedení vlivu velikosti a typu svaru do vzorce pro stanovení návrhové osově únosnosti je dán úpravou výpočtu geometrického poměru  $\beta$ . V navrženém řešení se účinná tloušťka koutového svaru  $a_w$ , kterým jsou pruty spojeny, částečně započítává do šířky mezipásového prutu  $b_1$ . Nová veličina, šířka průřezu mezipásového prutu včetně vlivu koutového svaru  $b_{1,w}$ , se stanoví jako:

$$b_{1,w} = b_1 + 2 \cdot 0.65a_w \quad (67)$$

geometrický poměr  $\beta$  je pak definován jako:

$$\beta = b_{1,w}/b_0 \quad (68)$$

Návrhová osová únosnost svařovaných styčnicků tvaru T, X a Y s mezipásovými pruty z uzavřených hranatých průřezů se vypočítá stávajícím postupem podle vzorce (60).

## 6.2 VERIFIKACE ANALYTICKÉHO ŘEŠENÍ

V tab. 27 jsou uvedeny únosnosti styčnicků zatížených centrickým tlakem, které byly vybrány do parametrické studie v kapitole 5.3. Porovnány jsou únosnosti stanovené numericky pomocí skořepinového numerického modelu  $N_{Rd,num}$ , stávající analytické řešení bez zohlednění vlivu svaru na únosnost styčnicku  $N_{Rd,EN}$  podle normy *prEN 1993-1-8:2021*[37] a navrhované analytické řešení  $N_{Rd,EN,w}$ , které zohledňuje vliv svaru podle rovnic (67) a (68). Dílčí součinitel únosnosti  $\gamma_{M5}$  je uvažován hodnotou 1,0.

První styčník v každé sadě je spojen tupým svarem, v tomto případě odpovídá únosnost stanovená stávajícím analytickým postupem  $N_{Rd,EN}$  navrženému analytickému řešení  $N_{Rd,EN,w}$ . Z poměrů mezi výše uvedenými únosnostmi uvedenými v tab. 27 a na obr. 72 vyplývá, že vliv velikosti koutového svaru na únosnost styčnicku není zanedbatelný. Při použití navrženého analytického vzorce může použití koutového svaru zvýšit únosnost styčnicku o 3 % až 17 %. Z verifikace také vyplývá, že v některých případech jsou numerické výsledky proti analytickému řešení konzervativní i pro stávající analytické řešení. Srovnání únosností stanovených analyticky s uvážením i bez uvážení vlivu svaru a únosnosti stanovené pomocí numerického modelu je zobrazeno na obr. 73.

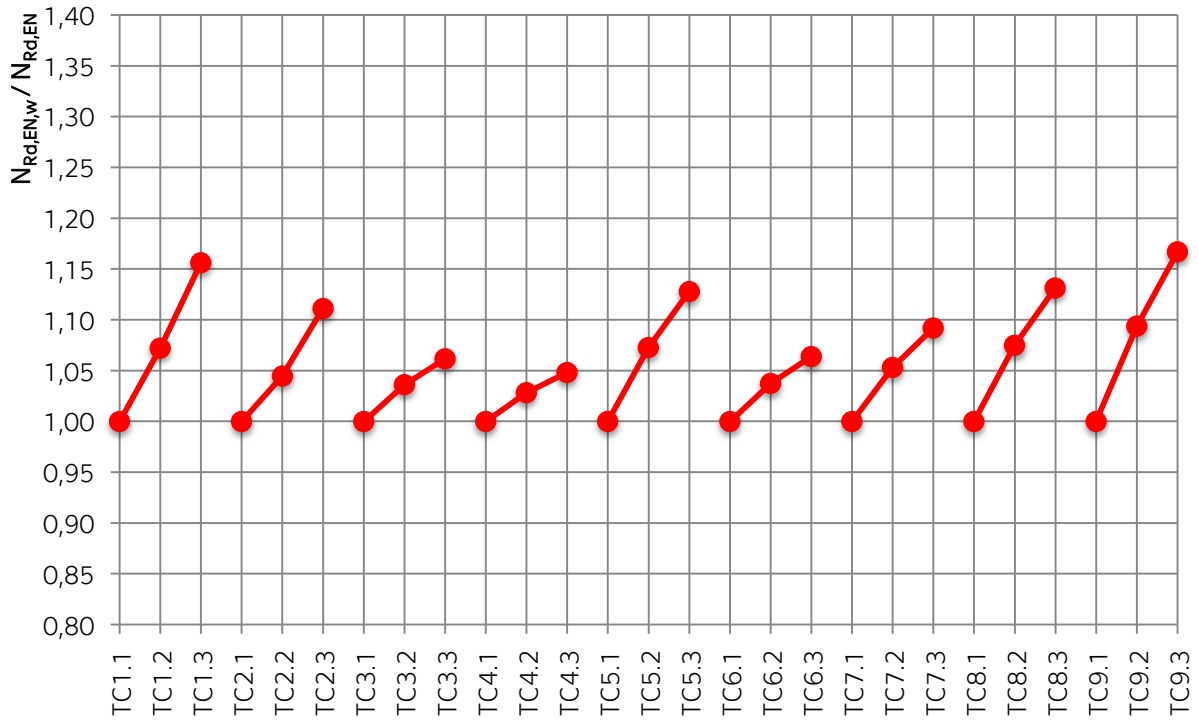
Platnost navrženého analytického řešení odpovídá rozsahu uvedenému v kapitole 9 normy *prEN 1993-1-8:2021*[37]. Navržené řešení je verifikováno na numerických modelech styčnicků z oceli S355. Platnost řešení pro styčnický z ocelí vyšších pevností je zajištěna použitím materiálového součinitele  $C_r$ , který v případě použití oceli s mezí kluzu vyšší než 355 MPa redukuje únosnost styčnicku.



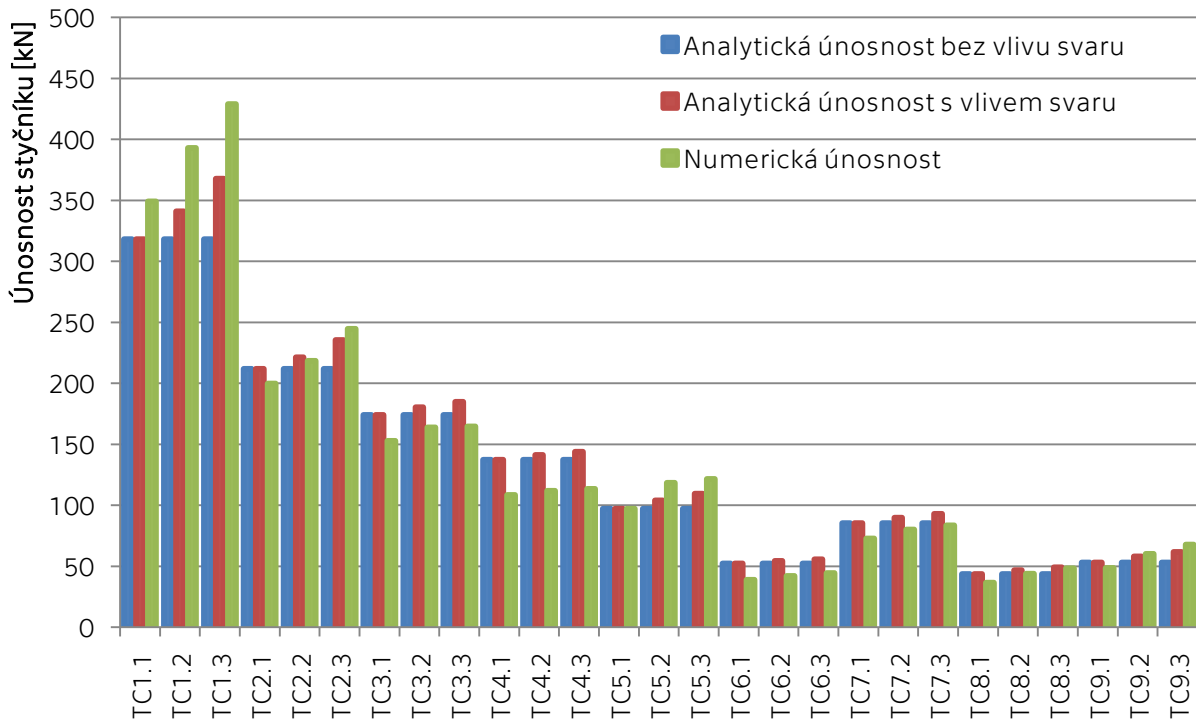


Tab. 27 – Verifikace únosnosti s uvažováním vlivu svaru

Označení	Únosnost validovaného numerického modelu	Únosnost dle prEN bez vlivu svaru	Únosnost dle prEN s vlivem svaru	$N_{Rd,EN} / N_{Rd,num}$	$N_{Rd,EN,w} / N_{Rd,num}$
	$N_{Rd,num}$ [kN]	$N_{Rd,EN}$ [kN]	$N_{Rd,EN,w}$ [kN]	[-]	[-]
TC.1.1	349,0	318,1	318,1	0,91	0,91
TC.1.2	393,0	318,1	341,0	0,81	0,87
TC.1.3	429,0	318,1	367,8	0,74	0,86
TC.2.1	199,8	211,9	211,9	1,06	1,06
TC.2.2	218,3	211,9	221,3	0,97	1,01
TC.2.3	244,5	211,9	235,4	0,87	0,96
TC.3.1	152,7	174,0	174,0	1,14	1,14
TC.3.2	163,7	174,0	180,2	1,06	1,10
TC.3.3	164,6	174,0	184,7	1,06	1,12
TC.4.1	108,5	137,2	137,2	1,26	1,26
TC.4.2	111,8	137,2	141,1	1,23	1,26
TC.4.3	113,4	137,2	143,8	1,21	1,27
TC.5.1	97,1	97,0	97,0	1,00	1,00
TC.5.2	118,4	97,0	104,0	0,82	0,88
TC.5.3	121,5	97,0	109,4	0,80	0,90
TC.6.1	38,8	52,4	52,4	1,35	1,35
TC.6.2	42,0	52,4	54,3	1,25	1,29
TC.6.3	44,5	52,4	55,7	1,18	1,25
TC.7.1	72,7	85,2	85,2	1,17	1,17
TC.7.2	80,0	85,2	89,7	1,06	1,12
TC.7.3	83,5	85,2	93,0	1,02	1,11
TC.8.1	36,6	43,5	43,5	1,19	1,19
TC.8.2	43,8	43,5	46,7	0,99	1,07
TC.8.3	48,2	43,5	49,2	0,90	1,02
TC.9.1	48,5	53,0	53,0	1,09	1,09
TC.9.2	60,1	53,0	57,9	0,88	0,96
TC.9.3	67,7	53,0	61,8	0,78	0,91



Obr. 72 – Poměr analytické únosnosti s vlivem svaru a bez vlivu svaru

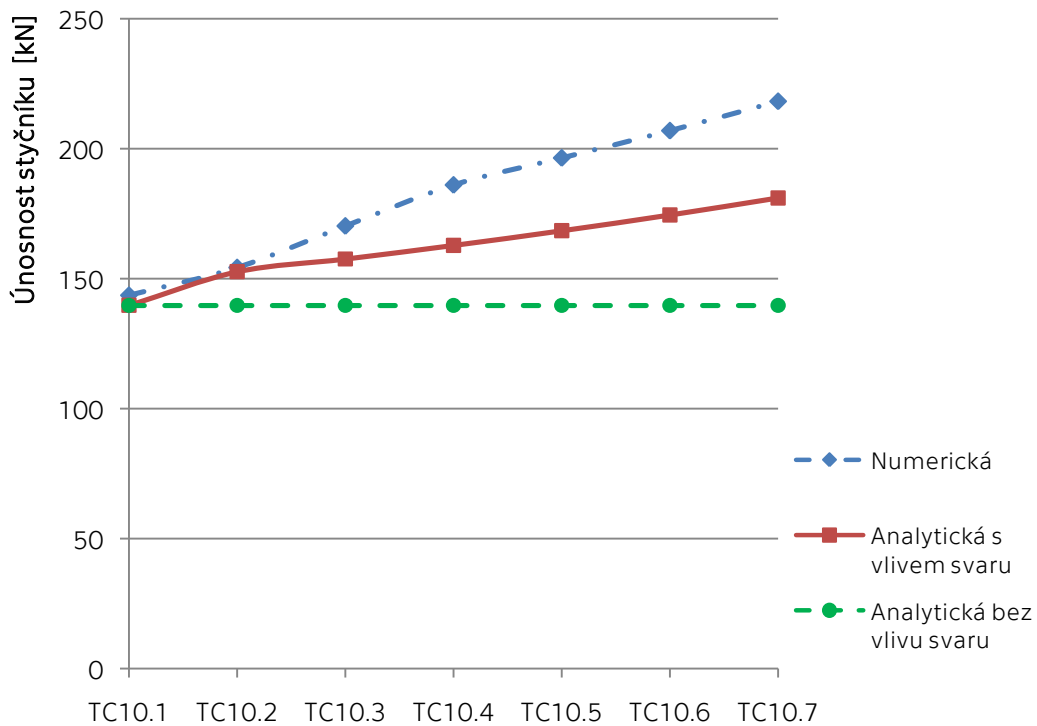


Obr. 73 – Verifikace únosnosti s uvážením vlivu svaru

Tab. 28 a obr. 74 ukazují vliv velikosti koutového svaru na únosnost styčnicku s neměnnou geometrií, pouze se zvyšující se velikostí použitého koutového svaru. Únosnost stanovená navrženou metodou vykazuje závislost narůstající únosnosti na zvětšující se velikosti použitého koutového svaru. Míra nárůstu únosnosti je v souladu s únosnostmi stanovenými numerickou metodou pomocí skořepinového modelu.

Tab. 28 – Verifikace únosnosti s uvažováním vlivu v případě navyšování dimenze svaru

Označení	Únosnost validovaného numerického modelu	Únosnost dle prEN bez vlivu svaru	Únosnost dle prEN s vlivem svaru	$N_{Rd,EN} / N_{Rd,num}$	$N_{Rd,EN,w} / N_{Rd,num}$
	$N_{Rd,num}$ [kN]	$N_{Rd,EN}$ [kN]	$N_{Rd,EN,w}$ [kN]	[-]	[-]
TC.10.1	143,5	139,7	139,7	0,97	0,97
TC.10.2	154,2	139,7	152,6	0,91	0,99
TC.10.3	170,2	139,7	157,5	0,82	0,93
TC.10.4	186,0	139,7	162,8	0,75	0,88
TC.10.5	196,4	139,7	168,4	0,71	0,86
TC.10.6	206,9	139,7	174,4	0,68	0,84
TC.10.7	218,2	139,7	181,0	0,64	0,83



Obr. 74 – Verifikace únosnosti s uvažováním vlivu v případě navyšování dimenze svaru



## 7. SHRnutí

### 7.1 DOSAŽENÉ VÝSLEDKY

Práce se zabývala výzkumem vlivu typu a velikosti svaru na únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů, u kterého nastává porušení povrchu pásu. Cílem bylo kvantifikovat vliv typu a velikosti svaru na únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů, který je namáhán v centrickém tlaku nebo ohybem v rovině styčnicku. Práce obsahuje shrnutí dosavadních znalostí v oblasti výzkumu styčnicků hranatých průřezů. Pro ověření tohoto vlivu byl proveden experimentální a numerický výzkum styčnicků namáhaných centrickým tlakem a ohybem v rovině styčnicku.

Byly provedeny experimenty na dvanácti styčnicích. Průřez průběžného prutu byl za studena tvarovaná hranatá trubka HTR 200/200/8 nebo HTR 100/100/8, připojovaný prut za studena tvarovaná hranatá trubka HTR 150/150/5 nebo HTR 60/60/6. Průřezy byly vyrobeny z oceli S355. Styčnicky se lišily typem a velikostí svaru, kterým byly pruty spojeny. Byly použity tři typy svaru, 1/2-V tupý svar, koutový svar a kombinace, tzn. 1/2-V tupý svar a překrytí menším svarem koutovým. Styčnicky byly namáhány osovou tlakovou silou nebo ohybem ve své rovině. V případě styčnicků namáhaných tlakem dosahovaly nejvyšších experimentálních únosností styčnicky svařené největším koutovým svarem, nejmenší únosnosti styčnicky svařené svarem tupým. Bylo tedy experimentálně prokázáno, že volba koutového svaru má pozitivní vliv na únosnost celého styčnicku. V případě styčnicků ohýbaných ve své rovině nebyly výsledky tak jednoznačné, i když pozitivní vliv přidaného materiálu koutového svaru je z výsledků jednoznačně patrný. Nastavení provedených zkoušek a velikost vzorků nebyla pro zkoušky styčnicků v ohybu ve své rovině ideální, stejně tak zvolená metoda měření deformací. Tyto skutečnosti mohly mít vliv na nejednoznačný výsledek výzkumu.

Aby bylo možné vytvořit správné materiálové modely pro numerické simulace, bylo nutné provést materiálové zkoušky. Z každého průřezu použitého ve zkoumaných styčnicích byly vyříznuty minimálně tři vzorky, každý z jiné stěny hranatého uzavřeného průřezu. Z pracovních diagramů popisujících průběh tahových zkoušek těchto vzorků byly stanoveny průměrné hodnoty meze kluzu, meze pevnosti, modulu pružnosti a tažnosti použité oceli. Pro použití v numerických modelech byly pracovní diagramy převedeny na diagramy skutečného napětí a přetvoření.

Na experimentální výzkum navázal výzkum numerický. Pro všechny experimentálně vyšetřované styčnicky namáhané tlakem a polovinu styčnicků namáhaných ohybem ve své rovině byly vytvořeny objemové modely v programu ABAQUS. Model styčnicku byl tvořen trojrozměrnými objemovými prvky. Stěna prutů byla rozdělena po tloušťce do tří vrstev prvků, v oblasti svaru byla síť prvků ještě více zahuštěna. Podepření centricky tlačných i ohýbaných styčnicků odpovídalo nastavení experimentů. Zatížení bylo modelováno pomocí vynuceného posunu konce mezipásového prutu. Styčnicky svařené 1/2-V tupým svarem a kombinací 1/2-V tupého svaru s překrytím menším svarem koutovým byly modelovány vcelku. U styčnicků, které byly spojeny koutovým svarem, byly pás a mezipásový prut přímo spojeny samotným koutovým svarem a mezi stěnu mezipásového prutu a povrch pásu byl vložen tlakový kontakt.

Modely byly validovány pomocí dat z provedených experimentů. Výsledky numerických modelů dosáhly uspokojivé shody s experimentálními výsledky. Průběh síly v závislosti na deformaci styčnicku vykazuje pouze malé rozdíly v dosažené limitní únosnosti a velmi dobrou shodu počáteční tuhosti. Vliv velikosti svaru na únosnost styčnicku vychází z numerických simulací výrazněji než z experimentálních výsledků.



To může být dáno nedokonalě zbrošeným tupým svarem fyzického vzorku, stejně tak koutové svary mohly být vyrobeny větší, než bylo předepsáno. Tyto nedokonalosti numerický model nezahrnuje. Výsledky validace modelů namáhaných ohybem ve své rovině dosahují horších výsledků než validace modelů namáhaných centrickým tlakem. To může být dáno nedokonalostmi ve výrobě svarů a složitějším nastavením zkoušky v ohybu. Z důvodu horší shody mezi experimentálními a numerickými výsledky styčnicků namáhaných ohybem ve své rovině, se výzkum dále zaměřil pouze na styčnicku namáhané centrickým tlakem.

Pomocí experimentálních výsledků centricky tlačенých vzorků styčnicků, které měly pruty spojeny tupým svarem, byly validovány skořepinové modely vytvořené v programu pro statickou analýzu metodou konečných prvků RFEM. Styčnicku jsou modelovány pomocí skořepinových 2D prvků odpovídajících tloušťek. Modely dosáhly velmi dobré shody hodnot sil na mezi únosnosti, počáteční tuhosti i deformovaného tvaru. Zkoumána byla i citlivost modelu na změnu velikosti sítě konečných prvků. Model nevykazoval velkou citlivost na změny velikosti sítě a byl vyhodnocen jako vhodný k vytvoření parametrické studie.

Validovaný skořepinový model popsán výše byl využit pro vytvoření parametrické studie. Studie obsahovala 34 styčnicků, které se lišily geometrií a použitým typem a velikostí svaru. Všechny modely využívají pružnoplastický materiálový diagram se jmenovitým sklonem plató pro ocel S355. Koutové svary jsou modelovány pomocí náhradního skořepinového elementu, který je tuze spojen s prvky reprezentujícími mezipásový prut a pás. Studie potvrdila příznivý vliv koutového svaru na únosnost styčnicku v centrickém tlaku. Použitím koutového svaru došlo u vyšetřovaných styčnicků k navýšení únosnosti v rozmezí od 3,0 % do 52,1 %.

Práce obsahuje návrh, jak zavést vliv velikosti použitého koutového svaru do vzorce pro návrhovou osovou únosnost svařovaných styčnicků tvaru T, X a Y s mezipásovými prvky z uzavřených hranatých průřezů, který je uveden v připravované aktualizované normě *prEN 1993-1-8:2021* [37]. Navržené řešení definuje novou veličinu šířku průřezu mezipásového prutu včetně vlivu koutového svaru  $b_{1,w}$ , která zahrnuje vliv velikosti použitého koutového svaru. Tato veličina nahrazuje šířku průřezu mezipásového prutu ve vzorci pro geometrický poměr  $\beta$  mezi šířkou průřezu mezipásového prutu a šířkou průřezu pásu ( $b_o$ ). Tento poměr má přímý vliv na výslednou návrhovou osovou únosnost.

Navržený analytický postup byl verifikován pomocí výsledků parametrické studie. Použitím navrženého analytického vzorce lze dosáhnout o 3 % až 17 % vyšší únosnosti styčnicku. Nárůst únosností je v souladu s únosnostmi stanovenými numerickou metodou v parametrické studii.

Výzkum prokázal, že vliv velikosti a typu svaru na únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů není zanedbatelný. Tento vliv lze zohlednit ve vzorci pro návrhovou osovou únosnost svařovaných styčnicků tvaru T, X a Y s mezipásovými prvky z uzavřených hranatých průřezů v připravované aktualizaci normy *prEN 1993-1-8:2021* [37]. Použitím upravených vzorců lze dosáhnout vyšších únosností, což vede k ekonomičtějšímu návrhu konstrukce. Ekonomičtější návrh konstrukce, kdy je možné stejné únosnosti dosáhnout použitím menšího množství materiálu, má také kladný vliv na množství emisí  $CO_2$ , které jsou nevyhnutelnou součástí výroby oceli. Navržený návrhový postup, který vede k ekonomičtějšímu návrhu má tedy i pozitivní environmentální dopad.



## 7.2 SMĚR DALŠÍHO VÝZKUMU

Práce potvrdila vliv velikosti a typu průřezu na únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů. Vliv byl kvantifikován a zaveden do normových návrhových vztahů v případě namáhání styčnicku osovou silou. Navrhovaná úprava analytického vzorce pro určení únosnosti osově namáhaného styčnicku, byla verifikována pro styčnicku namáhané osovým tlakem. Chování styčnicků namáhaných osovým tahem nebo tlakem by mělo být stejné, předpokládá to i současný návrhový přístup. Přesto by bylo vhodné provést verifikaci i pro styčnicku namáhané osovým tahem, aby bylo možné s jistotou tvrdit, že postup je vhodný pro všechny osově namáhané styčnicku.

V případě styčnicků namáhaných ve své rovině ohybovým momentem byl výzkum ukončen validací numerických modelů. Pro průkaznější ověření vlivu svaru na únosnost styčnicku i v případě namáhání ohybem ve své rovině by bylo vhodné vytvořit i pro toto namáhání úpravu analytického návrhového vztahu, který by byl verifikován pomocí numerické parametrické studie.

Výzkum je zaměřen na styčnicku vyrobené z konstrukční oceli S355, současný trend v navrhování ocelových konstrukcí vede, především u prutů z uzavřených průřezů, k použití ocelí vysokých pevností. Připravovaná aktualizaci normy prEN 1993-1-8:2021 [37] rozšiřuje pro styčnicku hranatých uzavřených průřezů možnost použití ocelí vyšších pevností až do hodnoty meze kluzu 700 MPa. Vhodným směrem dalšího výzkumu by tedy bylo ověření vlivu svaru na únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů i u styčnicku vyrobených z těchto ocelí.



## 8. SEZNAM LITERATURY

### 8.1 POUŽITÁ LITERATURA

- [1] WARDENIER, J., PACER, J.A. *Hollow section in structural applications*, CIDECT, 2010
- [2] WARDENIER J. *Hollow Sections Joints*. Delft: Delft University press, 1982
- [3] EUROCODE 3. *EN 1993-1-8: Eurocode 3.: Design of steel structures Part 1.8: Design of joints*. Brussels: CEN - European Committee for standardization, 2005
- [4] INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION (ISO). *Static Design Procedure for Welded Hollow-Section Joints - Recommendations, ISO 14346:2013 (E)*. Geneva, 2013
- [5] PACKER, J.A. *Theoretical behaviour and analysis of welded steel joints with RHS chord section, Ph.D. Thesis*, 1978
- [6] WARDENIER, J., GIDDINGS, T.W. *The strength and behaviour of statically loaded welded connections in structural hollow sections. CIDECT Monograph No. 6*, 1986
- [7] MATOS, R.M.M.P., COSTA-NEVES, L.F., LIMA, L.R.O., VELLASCO, P.C.G.S, SILVA J.G.S. *Resistance and elastic stiffnes of RHS" T" joints: Part I - axial brace loading*. Latin American J. of Solids and Structures, 2015, 12, pp. 2159-2179
- [8] MATOS, R.M.M.P., COSTA-NEVES, L.F., LIMA, L.R.O., VELLASCO, P.C.G.S, SILVA, J.G.S. *Resistance and elastic stiffnes of RHS" T" joints: Part II - combined axial brace and chord loading*. Latin American J. of Solids and Structures, 2015, 12, pp. 2180-2207
- [9] LIMA, L.R.O., NEVES, L.F.C., SILVA, J.G.S., VELLASCO, P.C.G.S., ANDRADE, S.A.L. *Parametric analysis of RHS T joints under static loading*. CC2007 - 11th International Conference on Civil, Structural and enviromental Engineering Computing, Proceedings of 9th International Conference on the Application of Artificial Intelligence to Civil, Structural and Environmental Engineering, Edinburgh, Civil Comp Press, 2007, pp. 1-15
- [10] BECQUE, J., CHENG, S. *Side wall buckling of equal-width RHS truss X-joints*. J. Struct. Eng., ASCE, in print, 2016,
- [11] CHENG, S., BECQUE, J. *A design methodology for side wall failure of RHS truss X-joints accounting for compressive chord pre-load*. Eng. Structures, 126, 2016, pp. 689-702
- [12] LIP H. TEH, KIM J. R. RASMUSSEN. *Strength of Welded T-Joint Truss Connections between Equal Width Cold-Formed RHS*. The University of Sydney, 2003
- [13] SERRANO-LÓPEZ M.A., LÓPEZ\_COLINA C., DEL COZ-DÍAZ J.J., GAYARRE F.L. *Static behavior of compressed braces in RHS K-joints of hot-dip galvanized trusses*. Journal of Construcional Steel Research, 2013
- [14] CHEN Y., SHAO Y.B. *Static strength of square tubular y-joints with reinforced chord under axial compression*. Advanced Steel Construction Vol.12, No.3, pp. 221-226, 2016
- [15] SHARAF T., FAM A. *Finite element analysis of beam-column T-joints of rectangular hollow steel sections strengthened using through-wall bolts*. Thin-Walled Structures, 2012
- [16] FENG R., YOUNG B. *Experimental investigation of cold-formed stainless steel tubular T-joints*. Thin-Walled Structures, Vol. 46, 2008, pp. 1129-1142.



- [17] FENG R., YOUNG B. *Test and behaviour of cold-formed stainless steel tubular X-joints*. Thin-Walled Structures, Vol. 48, 2010, pp. 921-934.
- [18] FENG R., YOUNG B. *Design of cold-formed stainless steel tubular T- and X-joints*. Journal of Construcional Steel Research, 2010
- [19] HERION, S., FLEISCHER, O. *Reduction of weld sizes*. CIDECT Report 5BY-5/11, 2011
- [20] BRONZOVA M., GARIFULLIN M., MELA K. *Influence of fillet welds on structural behavior of RHS T joints*. Proceedings of the 17th International Symposium on Tubular Structures, Research Publishing, Singapore, pp. 590-598, 2019
- [21] WEYNAND, K., JASPART, J. -P., ZHANG, L. *Component method for tubular joints*. CIDECT project 16F, report 16F-5/14, 2014
- [22] WEYNAND, K., JASPART, J.-P. *Design of Hollow Section Joints using the Component Method*. Proceedings of the 15th International Symposium on Tubular Structures, Rio de Janeiro, Brazil, 2015
- [23] LU, L.H., WINKEL, G.D. DE, YU, Y., WARDENIER, J. *Deformation limit for the ultimate strength of hollowsection joints*. Proceedings 6th International Symposium on Tubular Structures, Melbourne, Australia, Tubular Structures VI, Balkema, Rotterdam, The Netherlands, pp. 341-347., 1994
- [24] ZHAO X.-L. *Deformation limit and ultimate strength of welded T-joints in cold-formed RHS sections*. Journal of Constructional Steel Research, 2000
- [25] PACKER JA, WARDENIER J, KUROBANE Y, DUTTA D, YEOMANS N. *Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading*. In: Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire. Cologne (Germany): Verlag TÜV Rheinland; 1992
- [26] EUROCODE 3. *EN 1993-1-1: Eurocode 3.: Design of steel structures Part 1.1: General rules and rules for buildings*. Brussels. CEN - European Committee for standardization, 2005
- [27] COSTA-NEVES, L.F.: *Monotonic and cyclic behaviour of minor axis and tubular joints in steel and steel and concrete composite structures*. PhD Thesis. University of Coimbra, Portugal 2004
- [28] SYAM, A., CHAPMAN, B. *Design of Structural Steel Hollow Section Connections, Vol. 1: Design Models*. Australian Institute of Steel Construction, North Sydney, Australia, 1996
- [29] DAVIES, G., WARDENIER, J., STOLLE, P. *The effective width of branch crosswalls for RR cross joints in pension*. Stevin Report No. 6-81-7, Delft University of Technology, Netherlands, 1981
- [30] LANDA P, IGLESIAS G.: *Cidect project 14B. Monograph on hot-dip galvanized tubular structures: design recommendations for holes due to galvanizing process*. Final report; 2007
- [31] ABDEL-RAHMAN N, SIVAKUMARAN K.S. *Material properties models for analysis of cold-formed steel members*. J Struct Eng ASCE 1997; 123(9):1135–43
- [32] *Australian/New Zealand Standard, Cold-formed stainless steel structures, AS/NZS 4673*. Standards Australia, Sydney, Australia, 2001
- [33] EUROCODE 3. *EN 1993-1-12: Eurocode 3.: Design of steel structures - Part 1.12: Additional rules for the extension of EN 1993 up to steel grades S 700*. Brussels. CEN - European Committee for standardization, 2007





- [34] PACKER J.A., WARDENIER J., ZHAO X.-L., VAN DER VEGTE G.J., KUROBANE Y. *Design guide for rectangular hollow section (RHS) joints under predominantly static loading*. Second edition. Comité International pour le Développement et l'Étude de la Construction Tubulaire. Cologne (Germany): Verlag TÜV Rheinland; 2009
- [35] AMERICAN WELDING SOCIETY. *AWS D1.1/D1.1M: 2004: Structural welding code-steel, American welding society* 2004
- [36] KOROL R.M., MIRZA F. A. *Finite Element Analysis of RHS T-Joint.*, Jurnal of the Structural Division, ASCE 1982, 2081-2089
- [37] EUROCODE 3. *prEN 1993-1-8:2021: Eurocode 3. Design of steel structures Part 1.8: Connection design*. Brussels, CEN - European Committee for standardization, 2020.
- [38] ČSN EN ISO 6892-1 *Kovové materiály – Zkoušení tahem – Část 1: Zkušební metoda za pokojové teploty*, ÚNMZ, Praha, 2010
- [39] EUROCODE 3. *EN 1993-1-5: Eurocode 3.: Design of steel structures Part 1.5: Plated structural elemnts*. Brussels. CEN - European Committee for standardization, 2006

## 8.2 PUBLIKACE AUTORA

- [40] JEHLIČKA, P. WALD, F. *Weld size and resistance in rectangular hollow section T-joints subject to chord face failure*. Journal of Constructional Steel Research, 2023 (Under review)
- [41] KUŘÍKOVÁ, M. VILD, M. WALD, F. JEHLIČKA, P. KABELÁČ, J. TARAS, A. *Fillet Weld Model for Component-Based Finite Element Method*. CONNECTIONS IX 9th International Workshop on Connections in Steel Structures, ECCS/CECM/EKS General Secretariat, Brussels, 2022
- [42] KOŽICH, M. WALD, F. JEHLIČKA. P. KUŘÍKOVÁ, M. BU, X.D. JACKER, J.A. *Strain Design Limit for Hollow Section Joints*, EUROSTEEL 2021 Sheffield — Steel's coming home, Ernst & Sohn, Berlin, 2021
- [43] WALD, F. JEHLIČKA, P. KOŽICH, M. KUŘÍKOVÁ, M. ŠABATKA, L. BAJER, M. KABELÁČ, J. VILD, M. *Component-based finite element design of steel connections*, CTU. Czech Technical University Publishing House, Praha, 2020
- [44] WALD, F. ŠABATKA, L. BAJER, M. BARNAT, J. GÖDRICH, L. HOLOMEK, J. JEHLIČKA, P. KABELÁČ, J. et al. *Benchmark cases for advanced design of structural steel connections - Third extended edition*, CTU. Czech Technical University Publishing House, Praha, 2019
- [45] JEHLIČKAM P. KOŽICH, M. WALD, F. et al. *Towards establishing a design resistance for hollow section joints*, Proceedings of the 17th International Symposium on Tubular Structures (ISTS17), National University of Singapore, Singapore, 2019
- [46] JEHLIČKA, P. *Vliv typu a velikosti svaru na únosnost styčnicků hranatých uzavřených průřezů*, Sborník semináře doktorandů katedry ocelových a dřevěných konstrukcí 2019, Czech Technical University in Prague, Praha, 2019
- [47] JEHLIČKA, P. *Vliv typu a velikosti svaru na únosnost styčnicku hranatých uzavřených průřezů*, Sborník semináře doktorandů katedry ocelových a dřevěných konstrukcí 13.2. a 20.9. 2018, Czech Technical University in Prague, Praha, 2018



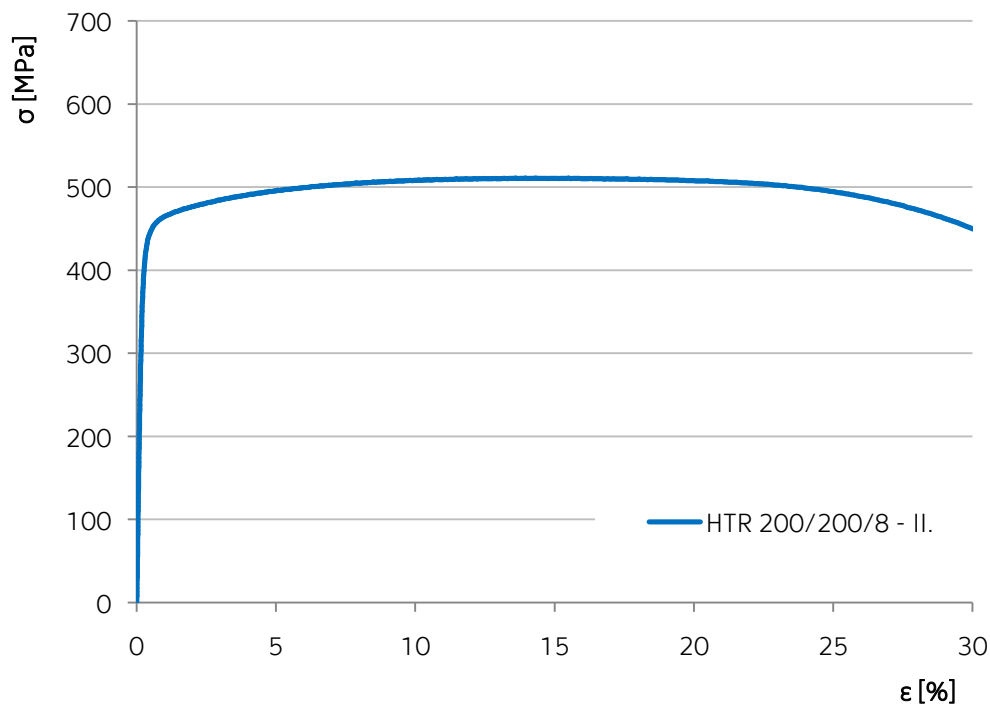
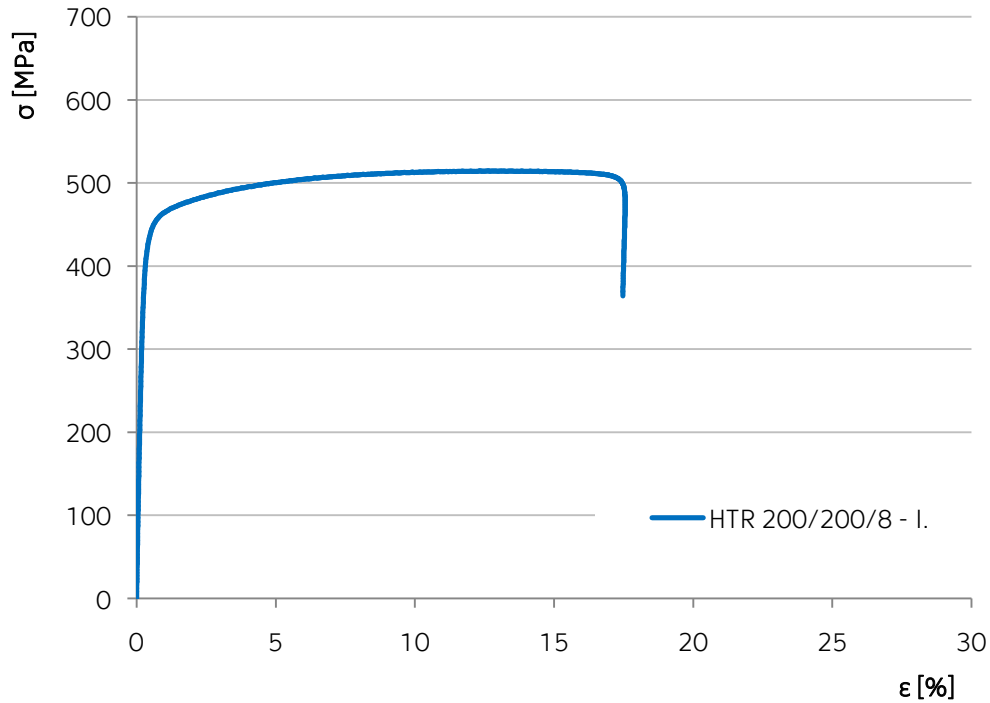
- [48] RYJÁČEK, P. WALD, F. JEHLIČKA, P. POPA, N. CHARLIER, M. TIBOLT, M. REDEMACHER, D. KUHLMAN U. *Holistic approach to sustainability of bridges*, Steel Construction, 2018
- [49] WALD, F. ŠABATKA, L. BAJER, M. BARNAT, J. GÖDRICH, L. HOLOMEK, J. JEHLIČKA, P. KABELÁČ, J. et al. *Benchmark cases for advanced design of structural steel connections - Second extended edition*, CTU. Czech Technical University Publishing House, Praha, 2017
- [50] JEHLIČKA, P. *Styčníky hranatých uzavřených průřezů*, Sborník semináře doktorandů katedry ocelových a dřevěných konstrukcí 16.2. a 26.9. 2017, Czech Technical University in Prague, Praha, 2017
- [51] JEHLIČKA, P. RYJÁČEK, P. WALD, F. *Podpora posuzování životního cyklu ocelobetonových mostů*, Sborník přednášek KONSTRUKCE 2017, Česká asociace ocelových konstrukcí (ČAOK), Ostrava, 2017
- [52] WALD, F. KUŘÍKOVÁ, M. KOČKA, M. JEHLIČKA, P. KOŽICH, M. ŠABATKA, L. KOLAJA, D. KABELÁČ, J. *Pokročilé modely přípojů uzavřených profilů*, Sborník přednášek KONSTRUKCE 2017, Česká asociace ocelových konstrukcí (ČAOK), Ostrava, 2017
- [53] WALD, F. KOČKA, M. JEHLIČKA, P. KOŽICH, M. KUŘÍKOVÁ, M. ŠABATKA, L. KOLAJA, D. KABELÁČ, J. *To the advanced design models of hollow section joints*, Stahlbau, Holzbau und Verbundbau, University of Stuttgart, Stuttgart, 2017

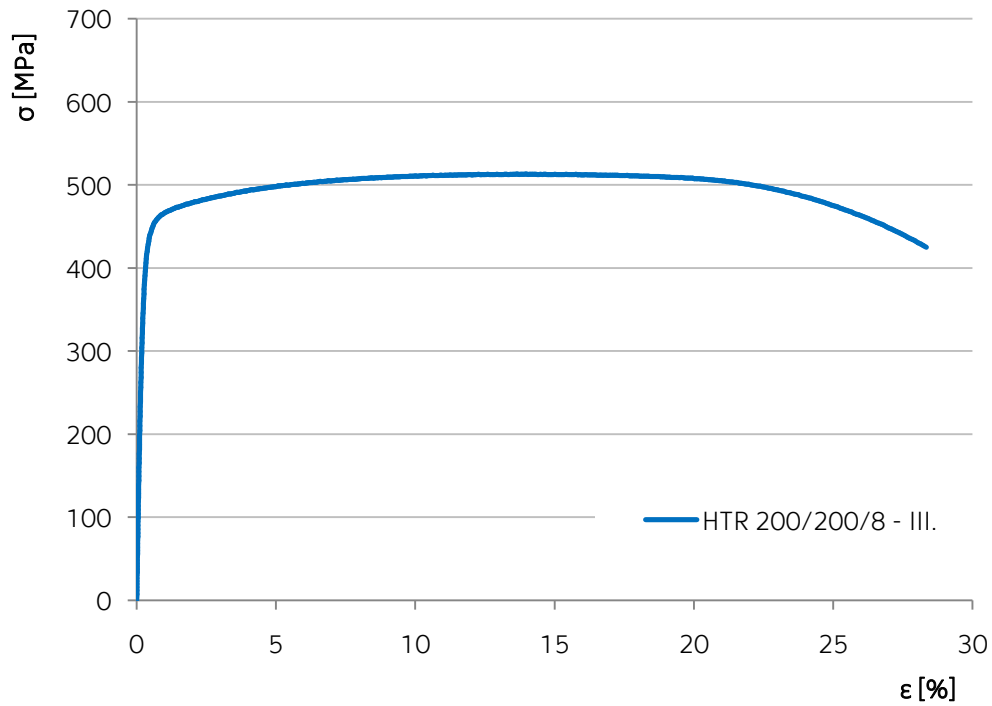


## PŘÍLOHA 1

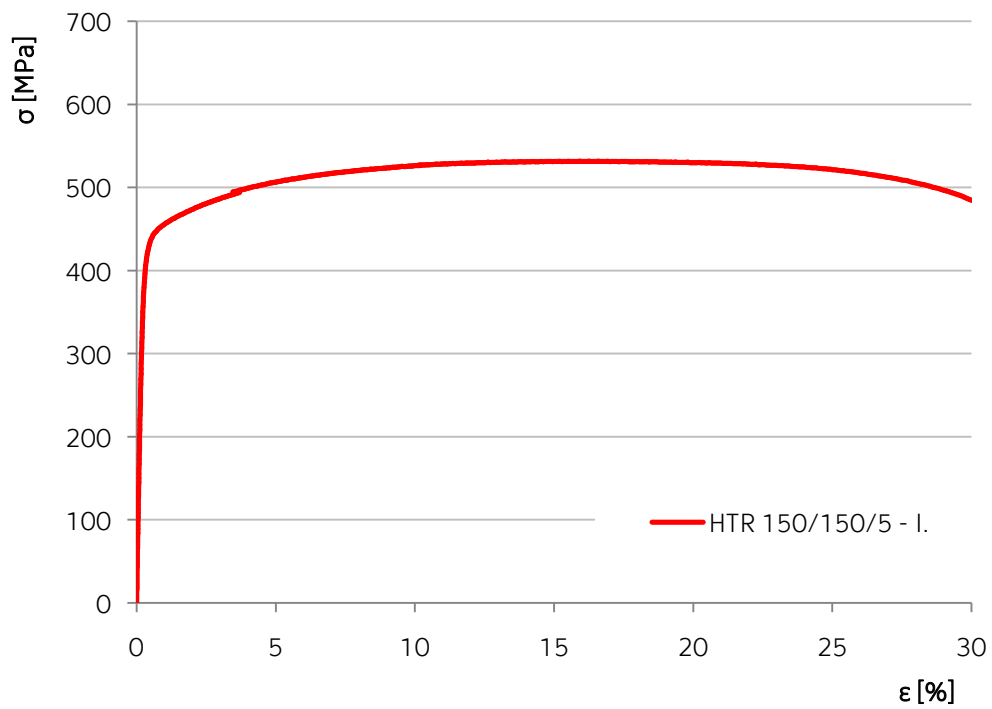
### PRACOVNÍ DIAGRAMY Z TAHOVÝCH ZKOUŠEK

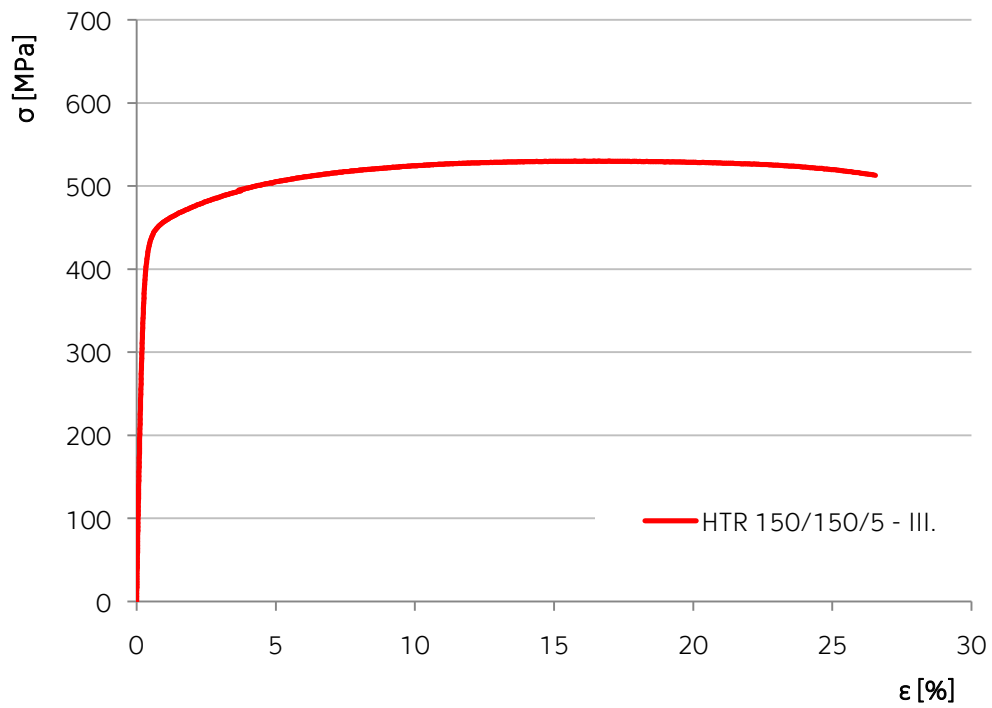
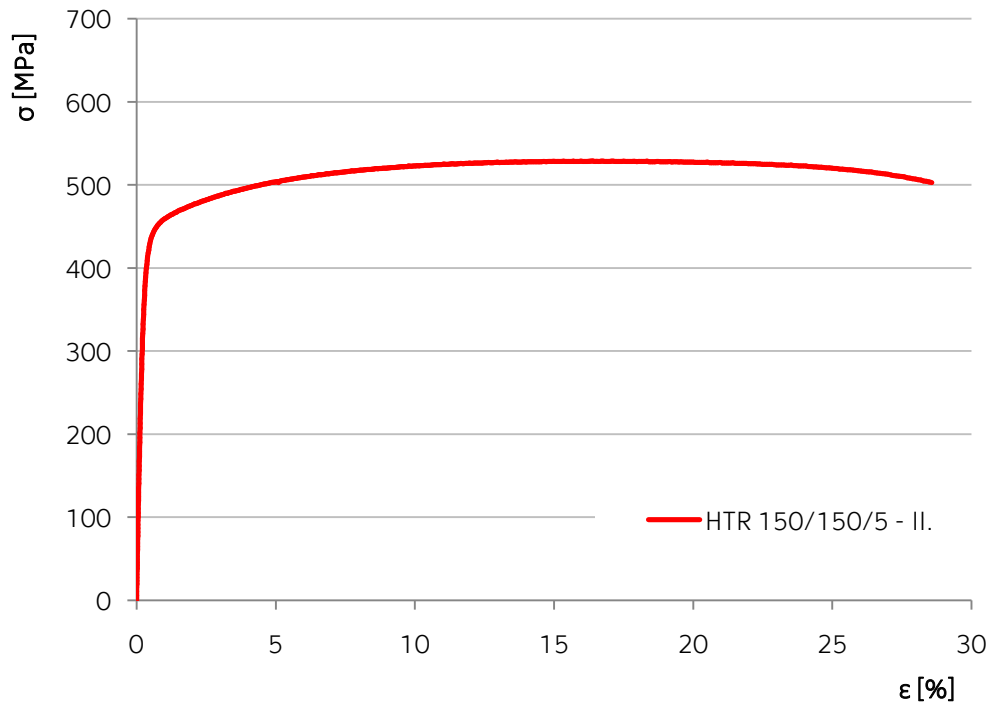
#### VZOREK HTR 200/200/8





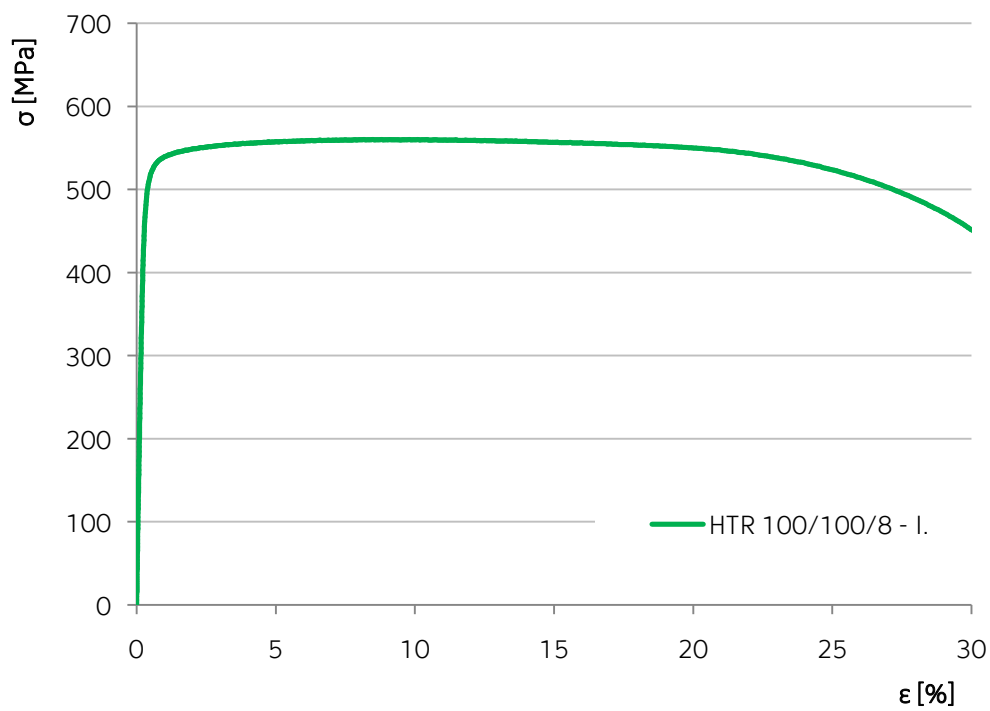
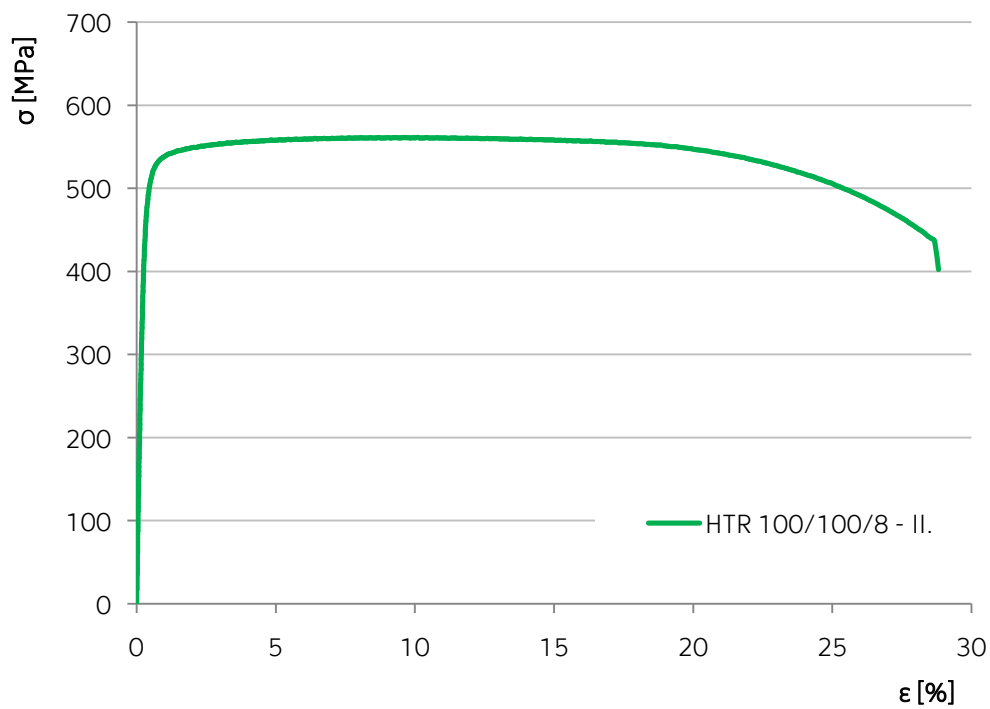
#### VZOREK HTR 150/150/5

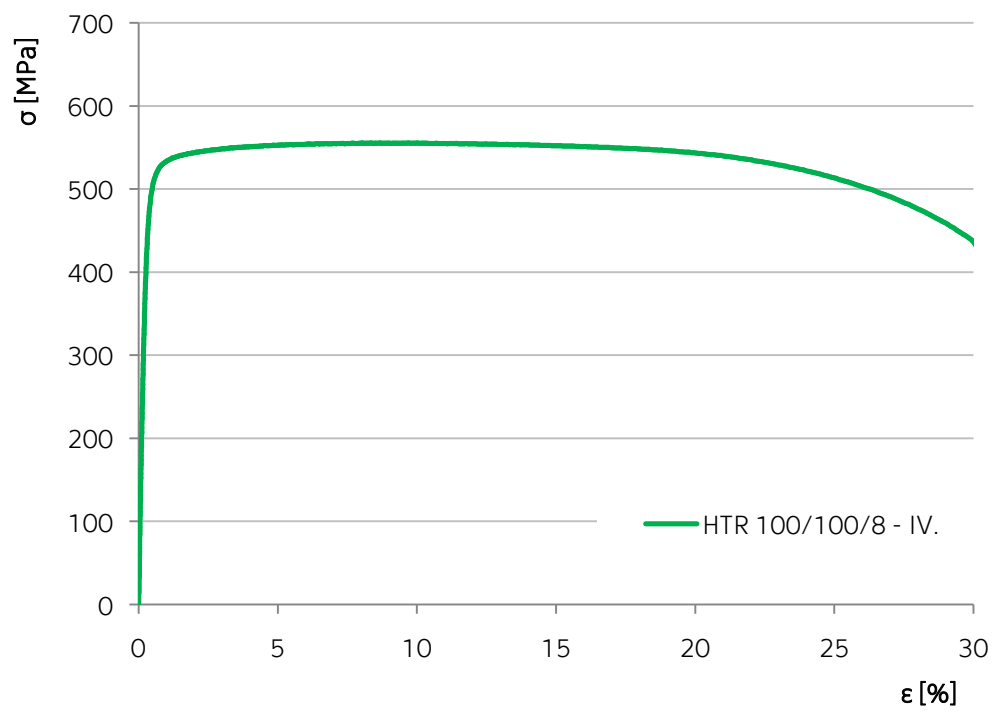
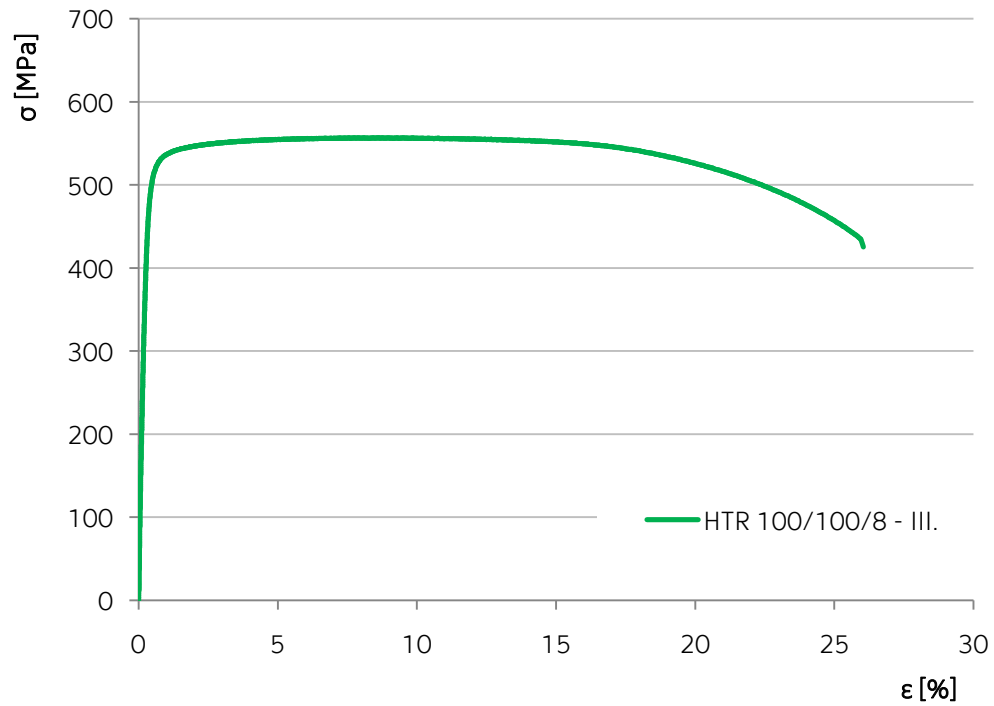






## VZOREK HTR 100/100/8







## VZOREK HTR 60/60/6

