České vysoké učení technické v Praze

Fakulta stavební

Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí

Diplomová práce

Excentrické připojení styčníkového plechu diagonálního ocelového prutu

Eccentric gusset plate connection of diagonal steel member

Vedoucí práce: prof. Ing. František Wald, CSc.

Katedra: Ocelových a dřevěných konstrukcí

Leden 2019 Bc. Štěpán Legner

ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE
Fakulta stavební
Thákurova 7, 166 29 Praha 6

ZADÁNÍ DIPLOMOVÉ PRÁCE

I. OSOBNÍ A STUDIJNÍ ÚDAJE

Příjmení: Legner, Bc. Jméno: Štěpán Osobní číslo: 423792

Zadávající katedra: k134 Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí

Studijní program: (N3607) Stavební inženýrství

Studijní obor: (3607T009) Konstrukce a dopravní stavby

II. ÚDAJE K DIPLOMOVÉ PRÁCI

Název diplomové práce: Excentrické připojení styčníkového plechu diagonálního ocelového prutu

Název diplomové práce anglicky: Eccentric gusset plate connection of diagonal steel member

Pokyny pro vypracování:

Shrnutí problematiky, model MKP, experimenty, studie citlivosti, shrnutí

Seznam doporučené literatury:

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

Jméno vedoucího diplomové práce: prof. Ing. František Wald, CSc.

Datum zadání diplomové práce: 1.10.2018 Termín odevzdání diplomové práce: 6.1.2019

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

Podpis vedoucího práce Podpis vedoucího katedry

III. PŘEVZETÍ ZADÁNÍ

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

1. 10. 2018

Datum převzetí zadání Podpis studenta(ky)

Čestné prohlášení:

Prohlašuji, že jsem předloženou práci vypracoval samostatně a že jsem uvedl veškeré použité informační zdroje v souladu s Metodickým pokynem o etické přípravě vysokoškolských závěrečných prací.

Bc. Štěpán Legner

…….. *V Praze dne 1.1.2019*

Poděkování

V prvé řadě bych rád poděkoval prof. Františku Waldovi za vedení a odborné rady které mi ulehčily vypracování práce. Dalšími bez jejichž přispění by tato práce nevznikla jsou Ing Kamila Cábová, která připravila experiment a Ing. Jaroslav Kabeláč. Dále Bc. Janu Veseckému, se kterým jsme sestavili a připravili experimentální vzorky a provedli zatěžovací zkoušku.

Velké poděkování patří mé rodině, která za mnou stojí a umožnila mi studium.

Obsah

1 Úvod 8
2 Současné poznatky 11
2.1 Analytické modely 11
2.1.1 Wilkinsonova metoda 11
2.1.2 Výpočet dle Khoo/Perera 14
2.2 Užití konečných prvků 16
2.2.1 Obecná metoda konečných prvků 16
2.2.2 Metoda konečných prvků s komponentami 18
3 Cíle práce 19
4 Experiment 20
4.1 Materiálové vlastnosti 20
4.2 Geometrie 21
4.2.1 Rozměry shodné pro všechny vzorky 22
4.2.2 Proměnné rozměry 26
4.2.3 Sestavení vzorků 28
4.3 Sestava pro zatěžovací zkoušku a použité vybavení 30
4.3.1 Lis a podpěrná konstrukce 30
4.3.2 Měřící zařízení 30
4.3.3 Měření metodou DIC 31
4.4 Průběh zatěžovací zkoušky a vyhodnocení výsledků 33
5 Analýza prutu se styčníky 37
5.1 Tvorba modelu 37
5.1.1 Složitost výpočetního modelu 37
5.1.2 Modelování pomocí těles 37
5.1.3 Modelování pomocí skořepin 43
5.1.4 Shrnutí 49
5.2 Validace a verifikace 49
5.3 Studie citlivosti 51
5.3.1 Proměnné parametry ve studii citlivosti 51
5.3.2 Označení vzorků 52
5.3.3 Vyhodnocení studie 53
5.3.4 Shrnutí 58

6 Analýza metodou konečných prvků s komponentami 59
6.1 Tvorba modelu 59
6.2 Zohlednění imperfekcí 63
6.3 Validace 65
6.3.1 První hodnoty součinitelů **X** a **Y** 65
6.3.2 Druhé hodnoty součinitelů **X** a **Y** 67
6.4 Verifikace 68
7 Shrnutí 71
Seznam použité literatury a zdrojů 73
Použité programy 75
Seznam příloh 76

Anotace

Při návrhu styčníků diagonálních prutů ocelových prutových konstrukcí je nejekonomičtější řešení excentrické připojení styčníkových plechů. Při návrhu je třeba uvažovat nejen s excentricitou připojení ale i s imperfekcemi tlačených prutů. V práci je na základě výsledků experimentu, validace a verifikace numerických modelů navržena metoda zahrnující štíhlost prutu do návrhu metodou konečných prvků s komponentami.

Annotation

The most economical solution for joints of diagonal members of steel frames is the eccentric connection of gusset plates. In design is necessary to consider not only the eccentricity in the gusset plate connection but also the imperfections of connected compressed members. In the work, based on the results of the experiment, validation and verification of numerical models, a method taking into account the slenderness of the members in design by the component based finite element method is proposed.

Klíčová slova

Ocelové konstrukce, Styčníkový plech, Přípoj, Excentrické připojení, Metoda konečných prvků

Keywords

Steel Structures, Gusset plate, Connection, Eccentrical joint, Finite Element Method

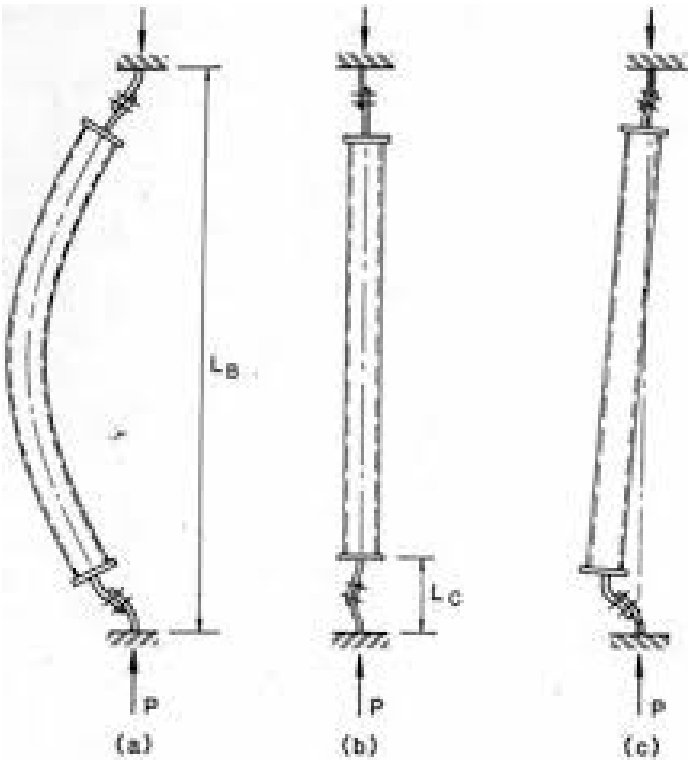
1 ÚVOD

V dlouhé historii ocelových konstrukcí se v průběhu let vyskytla řada problémů a obtíží, které bylo potřeba, pro jejich správnou funkčnost vyřešit a odstranit. Některé se objevily již při samotné výrobě materiálu používaného v konstrukcích, některé se objevily při návrhu a jiné až při samotné výstavbě. S narůstajícími nároky na ocelové konstrukce těchto problémů samozřejmě přibývá a je zapotřebí věnovat pozornost i detailům, které dříve nehrály takovou roli.

Při návrhu tlačených diagonál, které v konstrukcích slouží pro přenos v zásadě jen normálové síly, je používáno excentrické připojení styčníkových plechů. Tento přípoj je jednoduchý na výrobu. Ale z pohledu přenosu vnitřních sil, je toto řešení dosti nešťastné. Díky excentricitě připojení je do prutu vnášen přídavný moment, který má samozřejmě vliv na únosnost celé soustavy.

I přes nové metody pro návrh přípoje diagonály, které nám zajišťují spojení bez excentricity, nebo představují téměř dokonalý kloub, jako je například spojení pomocí čepu, jsou excentrické přípoje stále v konstrukcích navrhovány a jsou častou příčinou porušení konstrukce.

V roce 1993 byla Kitipornchaem publikována studie [1], která předpokládá tři typy kolapsu excentricky připojené diagonály. Jako první možné porušení je uváděn kolaps samotného pruty, který vybočí. Druhým způsobem kolapsu je selhání styčníkových plechů *„bez zhoupnutí“* a selhání styčníkových plechů *„se zhoupnutím“,* Obrázek 1. Způsob, jakým Kitipornchai přistupuje k výpočtu únosnosti, zde sice nebude popisován, avšak na jeho práci navázala dvě studie [2] [3], které navrhly určité modifikace při výpočtu únosnosti. Tato metody jsou popsány v části 2.1 Analytické modely.



Obrázek 1 – Způsoby selhání tlačené diagonály podle Kitipornchaie [1]

Metody vytvořené T. Wilkinsonem [2] a X. E. Khoo [3] jsou koncipované s poměrně velkou mírou bezpečnosti a slouží k rychlému a relativně přesnému stanovení únosnosti styčníku. V dnešní době je však fenoménem a hlavní výpočetní metodou, metoda konečných prvků neboli FEM (Finite Element Method). Pomocí softwaru využívajících tuto metodu, jako je například ABAQUS, ANSYS nebo o něco jednoduší RFEM a dalších, je možné velice přesně simulovat chování skutečných těles, a tedy určit i jejich únosnost. Modelování v programech využívající metodu konečných prvků je však složité a většinou časově velice náročné. Tyto dvě vlastnosti limitují využití této metody v běžném projekčním procesu, kde je cílem vysoká efektivita práce.

Porovnáním výsledků analytických vzorců a výsledků získaných pomocí metody konečných prvků, zjistíme, že zde vzniká poměrně velký prostor mezi jednotlivými hodnotami. Společnost IDEA StatiCa se proto, ve spolupráci s katedrou ocelových a dřevěných na ČVUT, rozhodla vytvořit software který pro výpočet využije takzvanou metodu CBFEM. Toto označení je zkratkou pro Component-Based Finite Element Method. Ta využívá spojení metody komponent a metody konečných prvků. Cílem této metody by mělo být vyplnění mezery mezi analytickými modely prezentovanými v [2] [4] [3] a metodou konečných prvků. Zároveň by ale měla být uživatelsky přívětivá pro zadávání jednotlivých parametrů a měla by výrazně zkrátit čas potřebný při užití metody konečných prvků. V současnosti však je k dispozici pouze verze, která neumí do výpočtu zahrnout příspěvek štíhlosti prutu. Počítá pouze se styčníkovými plechy, šrouby nebo svary a nezbytně nutnou částí prutu. Délka prutu, a tedy i jeho štíhlost ve výpočtu zohledněny nejsou.

V případě že štíhlost do výpočtu budeme chtít začlenit, jsou zatím dva přístupy, jak se k problematice postavit. Prvním je možnost modelovat v softwarech i samotný prut. Druhou možností je zohlednit účinky prutu pomocí přidaného silového zatížení. Jakým způsobem je vhodné toto zatížení v modelu aplikovat je základní úlohou této práce. Výchozím bodem jsou dvě teorie aplikace tohoto zatížení. V první je užita síla, působící v těžišti šroubů kolmo na osu prutu neboli na osu hlavního zatížení. To nám ve výsledku vytváří momentové namáhání, které přispívá ke kolapsu styčníku. Druhou teorií je zvětšení excentricity přípoje o Δe které je závislé na délce prutu. Tato excentricita nám do výpočtu přinese moment působící stejně jako moment z předchozí varianty. Tento moment je však vytvářen jinou silou a jiným ramenem.

Pro zjištění, která z metod lépe vystihuje skutečné chování styčníku je nutné porovnat jejich výsledky s výsledky experimentu nebo s výstupy ze softwaru využívající metodu konečných prvků. V této studii budou pro porovnání sloužit výsledky experimentu, který byl provedený v experimentálním středisku ČVUT, UCEEB (Univerzitní Centrum Energeticky Efektivních Budov) v Buštěhradu. Tyto výsledky byly použity jako základ pro vytvoření pokročilých modelů v programu RFEM od společnosti Dlubal, s.r.o. Na základě výsledků experimentu budou modely validovány a poté bude provedena parametrická studie. Tím získáme větší počet variant styčníku a jejich únosnosti, než kdyby bylo využito pouze výsledků experimentu.

Postup porovnávání a dvou metod pro CBFEM bude tedy následovný: Na základě šesti zkušebních vzorků budou vytvořeny varianty, které se liší vždy v jednom z měnících se parametrů, viz část 4.2.2 Proměnné rozměry. Poté bude pro každou variantu vytvořen model v programu RFEM, na kterém bude zjištěna únosnost této konfigurace parametrů. Stejně tak únosnost každé z variant zjištěna analytickými vzorci, Wilkinson [2] [4] a Khoo [3]. Poté bude nutné namodelovat styčníky pomocí metody CBFEM v programu IDEA StatiCa

Connection a pomocí dvou zatěžovacích stavů získat potřebné výsledky. Jeden zatěžovací stav bude reprezentovat způsob nahrazení prutu pomocí vodorovné síly a oproti tomu druhý bude mít za úkol simulovat způsob zatížení odpovídající druhému přístupu, tedy zvětšení excentricity působící osové síly. V případě že prvotní předpoklady nebudou, s určitou tolerancí, v rozmezí únosností vymezeném metodou konečných prvků a analytickými výpočty, bude nutné pozměnit velikost vodorovné síly nebo excentricity.

2 SOUČASNÉ POZNATKY

Navrhování staveb a inženýrských konstrukcí můžeme v zásadě rozdělit na tři části. Jako první bych uvedl globální analýzu, která nám postihuje celou konstrukci jako celek. Avšak poznatky, které jsou získávány rozličnými metodami, nejsou dostačující pro bezpečný návrh všech součástí navrhované konstrukce. Proto návrh dělíme ještě na navrhování prvků a navrhování přípojů. V případě prvků se jedná například o celé stěny a stropy, jako zástupce prvků deskových, nebo o nosníky a sloupy jako zástupce prvků prutových. Aby bylo možné zajistit dostatečnou stabilitu a funkčnost konstrukce je nutné správně nadimenzované prvky, jako například sloupy a stropy, spojit v jeden celek. K tomu slouží přípoje.

V evoluci navrhování přípojů bylo vymyšleno mnoho způsobů, jak prvky spojovat v celky. Jedním z nich je i připojení tlačené diagonály k nosníku, k sloupu nebo začlenění takového prvku do spojení sloupu a trámu. Toto spojení bývá často realizováno pomocí kloubu a tlačený prvek tedy nepřenáší momentové zatížení, které by mohlo vzniknout namáháním konstrukce a užitím vetknutí v přípoji diagonály. Moment však do prvku může být vnesen v důsledku návrhu a provedení přípoje. Moment v takovém případě není způsoben posouvající silou, ale silou osovou působící na excentricitě.

Otázka, jak efektivně navrhnout tento typ přípoje a vyhnout se zbytečným problémům je zde již řadu let a potýkají se s ní inženýři a designéři z celého světa. Bylo vyvinuto již několik metod, jak k tomuto problému přistupovat. V navazující je popisováno několik případů připojení tlačené diagonály v konstrukci a stručný popis výhod a nevýhod daného připojení. V druhé částí této kapitoly budou představeny dva analytické modely, které budou využity pro výpočet únosností variant styčníků. Metodami jsou Wilkinsonova metoda [2] [4] a metoda Khoo/Perera [3]. Fenoménem dnešní doby se v oblasti výpočtů stala metoda konečných prvků, která zasahuje všechny obory, včetně návrhu a posouzení přípojů. V práci bude užita běžná metoda konečných prvků, zastoupená softwarem RFEM, ale také metoda CBFEM, kterou využívá výpočetní program IDEA StatiCa Connectoin. Ta se liší od běžné metody konečných prvků v začlenění komponent do výpočtů.

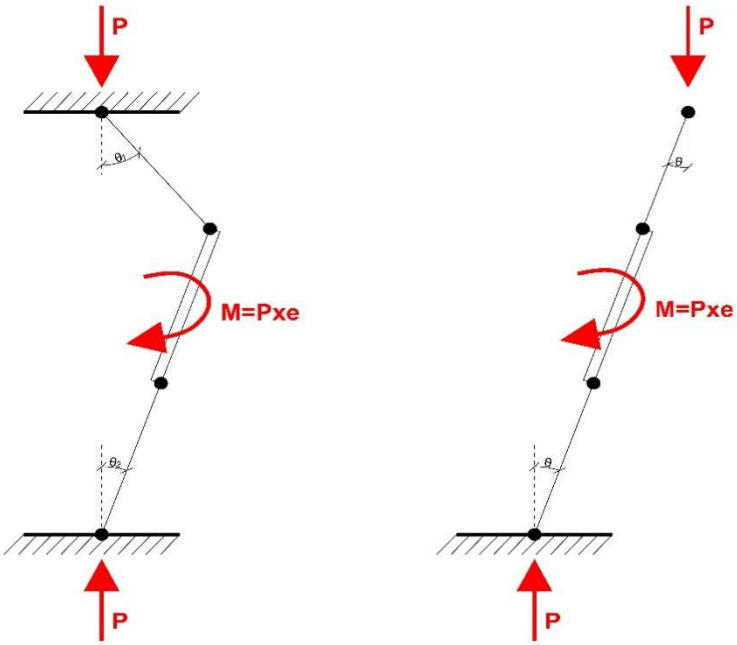
2.1 Analytické modely

2.1.1 Wilkinsonova metoda

V roce 2010 byl na Hong Kongské univerzitě publikován výzkum, který provedl na T. Wilkinson a kol. [2] na australské univerzitě v Sydney. Tento experiment se stal podkladem pro modifikaci výpočetní metody z devadesátých let, kterou vytvořil Kitipornchai a kol. [1]. Ten předpokládá že excentricky připojené plechy jsou pevně drženy v místě připojení na prut, viz Obrázek 2. Na základě provedeného experimentu Wilkinson usoudil že předpoklad neodpovídá jím zjištěnému chování.

Kitipornchai už ve své práci prezentoval tři způsoby kolapsu, avšak Wilkinson zjistil, že navržený způsob podepření, ze kterého výpočet vychází, neodpovídá chování jím zkoušených vzorků. Kolapsy předpokládané Kitiponchaiem byly: vybočení celého prutu, selhání styčníku „se zhoupnutím“ a selhání styčníku bez zhoupnutí [3]. Wilkinson tedy navrhl nový model chování styčníku. Ten umožňuje posun konce styčníku připojeného k prutu a tím lépe reprezentuje kolaps se „zhoupnutím“. Tato změna má za následek změnu faktoru délky η. Pro Kitiponchaijův model, při kterém byly oba dva konce pevně drženy je

hodnota tohoto součinitele 0,5. Při umožnění posunu, se však tato hodnota mění na hodnotu 1,2. Tento předpoklad vychází právě z uskutečněného experimentu [2]. Rozdílné podepření je vidět na Obrázek 2.



a) Kitipornchai *b) Wilkinson a Khoo/Perera*

Obrázek 2 – Rozdíl podepření konců styčníku a) Kitipornchai b) Wilkinson a Khoo/Perera [4]

Následující výpočet a vzorce jsou převzaty z článku *„Eccentric bolted gusset plate of tube“* [4].

Moment setrvačnosti styčníkového plechu.

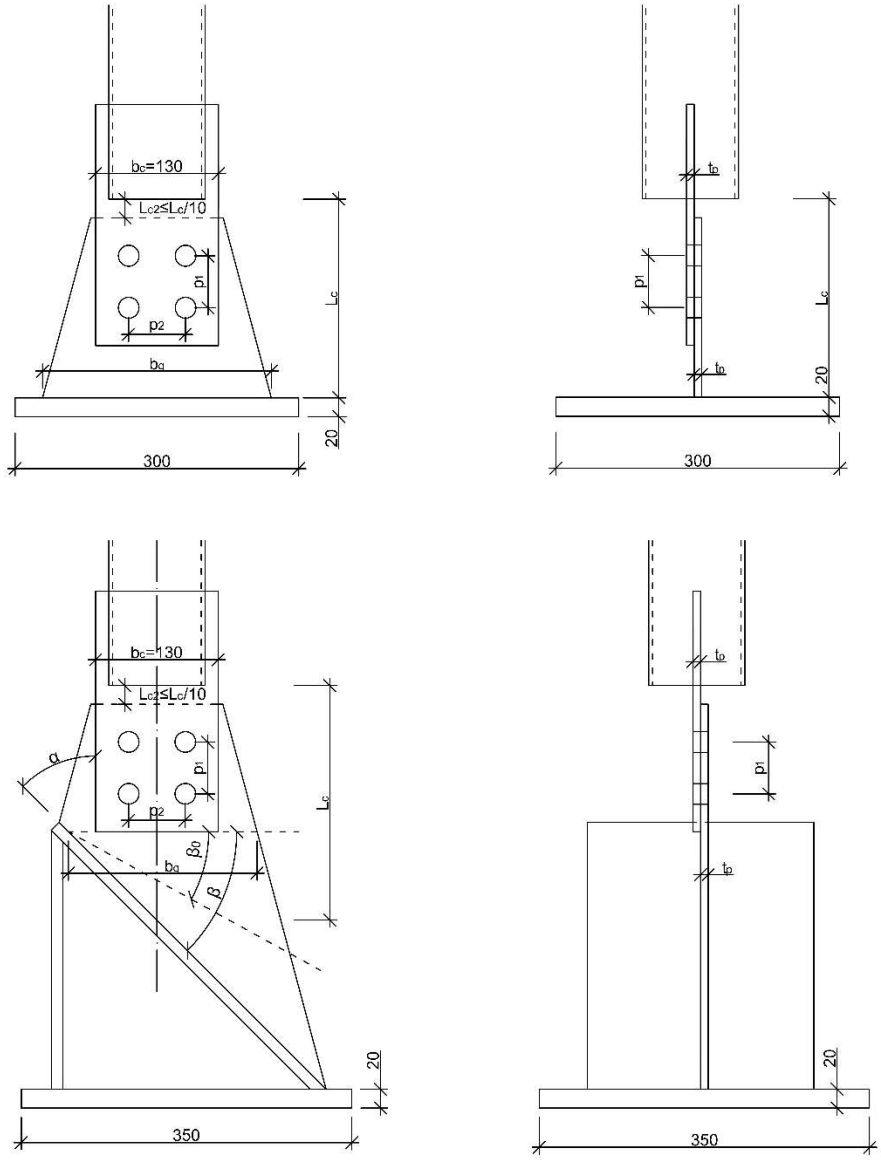
$$I_c = \frac{\left(\frac{b_c}{2} + \frac{b_g}{2}\right) \cdot {t_p}^3}{12} \tag{1}$$

Moment setrvačnosti pro šikmý přípoj

$$I_c = \frac{b_c}{2} \cdot \left(1 + \frac{1}{cos^2\beta_0}\right) \cdot \frac{{t_c}^3}{12} \tag{2}$$

Kde β_0 je

$$0 \leq \beta_0 = 0{,}9 \cdot \frac{b_c}{L_c - \frac{b_c}{2} tan\,\beta} \leq \beta \tag{3}$$



Obrázek 3 - Rozměry použité ve výpočtu

Kritická síla

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_c}{(\eta \cdot L_c)^2} \qquad (4)$$

Kde součinitel délky $\eta = 1{,}2$

$$N_{b,Rd} = \chi \frac{b_c \cdot t_p \cdot f_y}{\gamma_{M1}} \qquad (5)$$

Vzpěrnostní součinitel χ se určí dle vztahů uvedených v *„Ocelové konstrukce – Tabulky“* [5]. Vzpěrnostní křivka pro styčníkový plech je, vzhledem k jeho obdélníkovému průřezu, zvolena *„c“*. Podle tabulek [5] je tedy odpovídající součinitel imperfekce $\alpha = 0{,}49$.

Plastický moment únosnosti

$$M_{Pl,Rd} = \left(\frac{b_c + b_d}{2}\right) \cdot {t_p}^2 \cdot \frac{f_y}{4} \tag{6}$$

Celková únosnost v tlaku

$$N_{c,M,Rd} = N_{b,Rd} \frac{1}{1 + \frac{e_d N_{b,Rd}}{2M_{pl,Rd}}} \tag{7}$$

Kde e_d je excentricita přípoje, která je v našem případě rovna tloušťce plechu t_p.

2.1.2 Výpočet dle Khoo/Perera

Podobně jako předchozí metoda, vychází i tato z experimentální a analytické práce prezentované Kitipornchaiem [1]. Na australské „University of Queensland“ byl proveden experiment který byl zaměřen na chování excentricky připojeného styčníkového plechu v tlaku [3]. A stejně jako transformace navržené Wilkinsonem [2] u Kitipornchaiovi metody, byly i zde po experimentu navrženy změny tak, aby nový výpočet lépe reprezentoval naměřené hodnoty.

Stejně jako Wilkinson, došel i Khoo k závěru že model podepření styčníku, který odpovídá selhání styčníku „bez zhoupnutí“, není pro jeho potřeby vhodný. Výsledné modely jsou pak pro obě metody shodné a porovnání s Kitipornchaiovou metodou nalezneme taktéž na Obrázek 2.

Na základě pozorování prezentovaného v [3], bylo zjištěno že hlavním mechanismem určujícím únosnost spoje je kolaps se „zhoupnutím“. V článku [3] proto tedy byla prezentována dvoustupňová metoda která má s dostatečnou rezervou určit únosnost excentrického, tlačeného styčníku. V metodě však není postižen účinek druhého řádu.

Následující vzorce byly převzaty z [3]. Metoda vychází z rovnosti práce vnitřních a vnějších sil, kde práce vnějších sil je vyjádřena vztahem:

$$V = P \cdot e \cdot \theta \tag{8}$$

Kde P - představuje aplikované zatížení

e – excentricita zatížení rovna průměru tlouštěk styčníkového plechu a přípojného plechu

θ – pootočení které vznikne při posunu styčníku, viz Obrázek 2.

Vnitřní energie je pak rovna práci, která se vykoná při vytvoření dvou plastických kloubů na styčníkovém plechu a plechu přípojném. Momenty M_{p1} a M_{p2} se spočtou ze vztahu $M_p = \frac{\sigma_y w t^2}{4}$.

$$U = (M_{p1} + M_{p2}) \cdot \theta \tag{9}$$

Pro získání únosnosti styčníku je tedy možné předpokládat, že pokud budeme mít v přípoji stejně tlustý styčníkový i přípojný plech, bude výsledná maximální síla vyjádřena vztahem:

$$P = (M_{p1} + M_{p2}) \cdot t_p \tag{10}$$

Součinitel kritického zatížení

$$\eta = P/P_y \tag{11}$$

Kde $P_y = \sigma_y w t$

Kritická síla pro boulení se spočte stejně jako u předchozí metody, a tudíž i použité hodnoty jsou stejné. Vše je znázorněno na Obrázek 3 a v rovnicích (1), (2) a (4). V této metodě je však kritická síla značena jako P_{EC}.

$$N_{cr} = P_{EC} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_c}{(\eta \cdot L_c)^2} \tag{12}$$

Z Původní Kitipornchaiovi metody bylo Khooem převzato kritické zatížení, které je závislé na součiniteli Λ.

$$\Lambda > \sqrt{2} \rightarrow P_C = P_{EC}$$

$$\Lambda \leq \sqrt{2} \rightarrow P_C = P_y \cdot (1 - \frac{P_y}{4P_{CE}}) \tag{13}$$

Kde $\Lambda = \sqrt{\frac{P_y}{P_{EC}}}$

Konečné maximální zatížení se pak určí z rovnice

$$P_U = \frac{P_C}{1 + \frac{P_c}{\eta P_y}} \tag{14}$$

Jak bylo v úvodu zmíněno, metoda se skládá ze dvou částí. Po spočtení finální únosnosti je zapotřebí podruhé, a naposledy, spočítat plastický moment, aby se zohlednil účinek axiálního zatížení P_U.

$$M_p = M_p[1 - \left(\frac{P_U}{P_C}\right)^2] \qquad (15)$$

Nově spočtený plastický moment z rovnice (15) bude použit pro získání nové maximální zatěžovací síly ze vypočtené ze vztahu (10). Zde jsou však použity dva různé momenty, a proto je třeba dosadit M_p za každý moment. Jinak by nám vznikla síla o polovinu menší. V závislosti na maximální síle P pak dojde i ke změně bezrozměrného součinitele kritického zatížení η v rovnici (11) a změně celkového maximálního zatížení P_U (14). Všechny ostatní parametry užité ve výpočtu však zůstanou stejné, neboť nejsou závislé na vnějším zatížení.

2.2 Užití konečných prvků

2.2.1 Obecná metoda konečných prvků

1D prvky

Pro prutové prvky se předpokládá zachování rovinnosti průřezu při deformaci prutu. Pro modelování nosníků, příhradových prutů, žeber, lan a tuhých spojení jsou použity 1D prutové prvky. 1D prutový prvek má celkem 12 stupňů volnosti, po 6 na počátku a na konci prvku. Jsou to posunutí (u, v, w) a pootočení (ϕ_x, ϕ_y, ϕ_z). Tah, tlak a kroucení jsou při lineárním výpočtu vyjádřeny jako lineární funkce osy x prutu nezávisle na ohybu a posouvající síle. Ty jsou pak přiblíženy polynomem 3. řádu v x včetně vlivu smykového namáhání v důsledku posouvajících sil V_y a V_z. Matice tuhosti $K_L(12, 12)$ popisuje lineární chování 1D prvků.

2D prvky

Jako 2D prvky se zpravidla používají čtyřúhelníky. Tam, kde je to nutné, vytvoří generátor sítě trojúhelníkové prvky. Stupně volnosti čtyřúhelníkových, resp. trojúhelníkových prvků jsou v uzlových bodech stejné jako u 1D prvků: posunutí $(u_x, u_{y,} u_z)$ a pootočení (ϕ_x, ϕ_y, ϕ_z). Tím je zaručena kompatibilita mezi 1D a 2D prvky v uzlech. Parametry jsou definovány v takzvaném *„planárním lokálním souřadném systému prvku“* [6] a při sestavování globální matice tuhosti se přepočítají do globálního souřadného systému.

„Při výpočtu membránových účinků se vychází z Berganových principů. Základní funkce se např. u trojúhelníkových prvků rozloží do třech deformací tuhých těles,třech konstantních stavů protažení a třech zvláštních lineárních průběhů napětí/protažení. V jednom prvku je pole deformace kvadratické a pole napětí lineární. Matice tuhosti prvku K_L se následně přepočítá do devíti společných parametrů typu u_x, u_y, ϕ_z. Komponenty této matice se spolu s komponenty pro ohyb a smyk vloží do celkové matice tuhosti $(18, 18)$. *Poté je aplikováno řešení desek podle Mindlinovy teorie. To znamená, že desky s významným vlivem smyku se řeší podle Timošenka se zohledněním smykových deformací. RFEM umožňuje řešení jak tlustých, tak i tenkých desek.“* [6].

Pro skořepiny platí předpoklad, že tloušťka skořepiny je řádově menší než její rozpětí. Jinak by měla být modelována jako těleso.

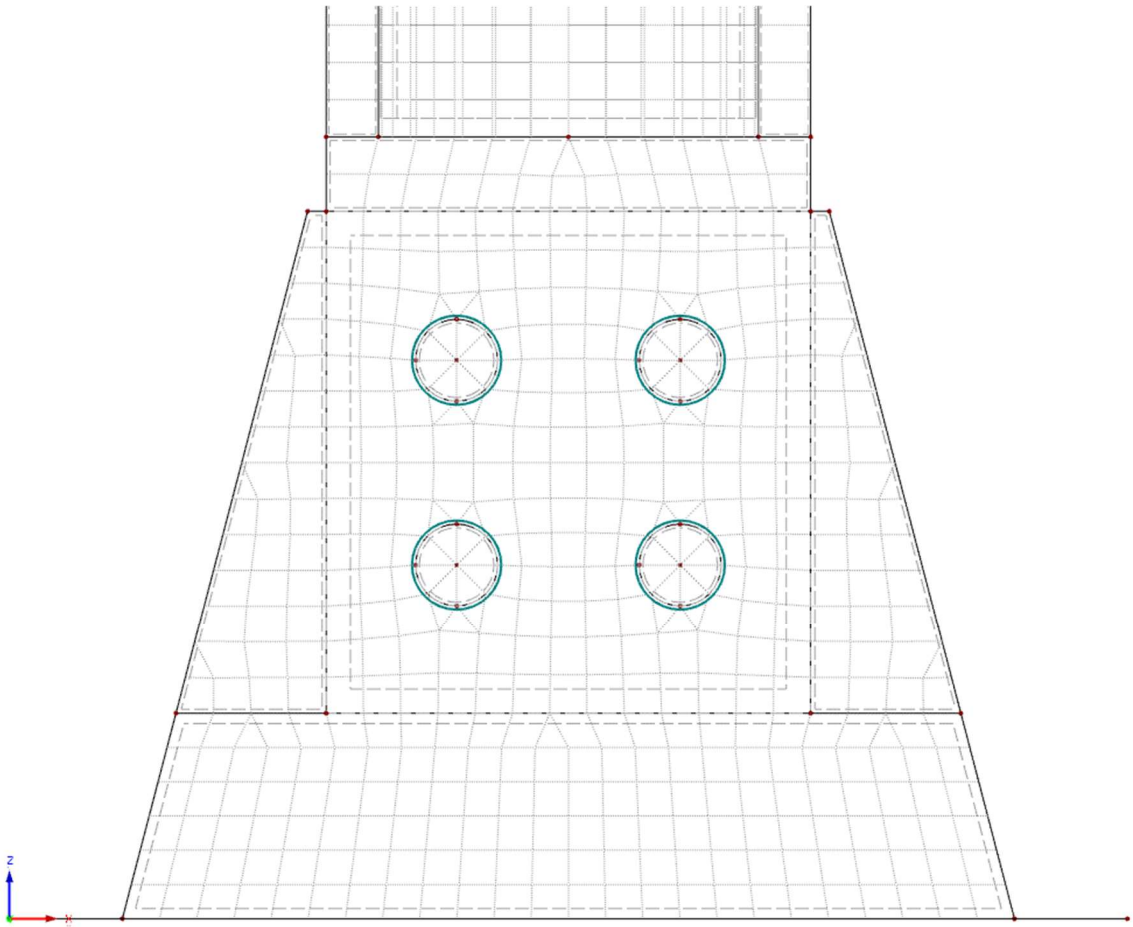
3D prvky

Popis těchto prvků je velice komplikovaný a není účelem této práce objasňovat fungování této komponenty. Obecně však lze říci, že tělesa sítě konečných prvků jsou vytvářeny podobně jako plochy. Vytvářeny jsou krychle a kvádry nebo jiné šestistěny, které jsou definovány vrcholy. V každém vrcholu je definováno šest stupňů volnosti posunutí (u, v, w) a pootočení (ϕ_x, ϕ_y, ϕ_z). Pomocí těchto uzlů jsou jednotlivé prvky sítě spojovány do celků.

Síť konečných prvků

Čím jemnější je síť konečných prvků, tím přesnější jsou zpravidla výsledky. Přitom však enormně stoupají požadavky na výpočetní čas a množství zpracovávaných dat. Každý nový uzel sítě totiž znamená další přidané rovnice pro výpočet. Kromě toho se v případě jemnější sítě konečných prvků vyskytují ve zvýšené míře singularity.

Diskretizace je pro následnou analýzu KP rozhodující. Příliš jemná síť prvků prodlužuje dobu výpočtu, aniž by výrazně zvýšila kvalitu výsledků. Pokud je naopak síť prvků příliš hrubá, nelze dostatečně postihnout okrajové podmínky. V manuálu použitého softwaru je doporučeno, aby pro délku hrany bylo vygenerováno 8 až 10 prvků mezi hraničními liniemi plochy. Naopak nikdy by nemělo dojít k situaci kdy je vygenerováno méně než čtyři prvky. [6].



Obrázek 4 – Síť konečných prvků v programu RFEM

2.2.2 Metoda konečných prvků s komponentami

Název CBFEM je zkráceninou anglického názvu metody, tedy Component – Based Finite Element Method. Tato metoda využívá oproti klasické metodě konečných prvků komponenty, kterými nahrazuje čísti styčníku jako jsou šrouby nebo svary. Tyto části mají předem definované chování a nejsou pro výpočet děleny pomocí sítě konečných prvků. Metoda konečných prvků je v modelu používána pro výpočet vnitřních sil. Naproti tomu chování komponent je počítáno na analytických modelech vyvinutých na základě experimentů.

Pro modelování a výpočet plechů, je používán skořepinový model. Ten je sítí konečných prvků dělen na čtyřúhelníky, které jsou definovány svými vrcholy. Každý takovýto vrchol, vyjma vrcholů na skutečné hraně plechu, je společný pro čtyři sousedící čtyřúhelníky a má šest stupňů volnosti: tři posunutí (u_x, u_y, u_z) a tři pootočení $(\varphi_x, \varphi_y, \varphi_z)$. Deformace jsou poté rozděleny membránovým a ohybovým komponentám [7].

Generování sítě konečných prvků je u jednotlivých plechů spolehlivé, kde je však potřeba tomuto dělení věnovat pozornost je v případě složitějších geometrií, například u vyztužených plechů. Všechny plechy jednoho nosníku, mají stejnou velikost ok sítě konečných prvků. Velikost těchto ok je ale limitována a může být v rozmezí $10\ mm$ až $50\ mm$. Sítě prvků pásnic a stojin jsou pak na sobě nezávislé. Dělení výšky průřezu je primárně nastaveno na 8 prvků [7].

V CBEFMu jsou šrouby modelovány jako závislá nelineární pružina. Pružina pro šrouby v tahu je definována počáteční deformační tuhostí, deformační kapacitou, mezí kluzu a návrhovou únosností. Počáteční tuhost je odvozena analyticky. Pro mez kluzu a deformační kapacitu je předpokládáno že plastická deformace nastane pouze v závitové části šroubu. Deformační tuhost prvků skořepiny, představující plech, roznáší sílu mezi šrouby a výstižně simuluje chování plechu [7].

Velké deformace dělají mechanickou analýzu mnohem složitější a je možné použít různé propojení se sítí konečných prvků. První možností, jak modelovat svary mezi plechy je přímé propojení sítí. Zatížení je z jednoho plechu do druhého přenášeno pomocí omezení deformace způsobené silou založené na Lagrangeově teorii opačné desky. Uzly na hraně jedné desky, plechu, jsou společné se sítí představující druhý plech. Výhodou tohoto propojení je schopnost spojit sítě s různou hustotou. Propojení dovoluje modelovat spojované plechy s odsazením, jak je tomu i ve skutečnosti při spojení pomocí svarů. Přenos sil ve svarech je pak oddělen od tohoto spojení sítí a napětí je počítáno v tloušťce svaru. To je důležité pro roznos napětí v plechu pod svarem [7].

Model ale nerespektuje tuhost svarového spoje a rozložení napětí je konzervativní. Špičky napětí, které se objevují na koncích hran plechu, v rozích a ohybech určují únosnost po celé délce svaru. Pro eliminaci tohoto jevu, je možné vybrat ze dvou metod, jak určit maximální napětí. Možné je zprůměrovat napětí po délce svaru anebo použít lineární interpolaci [7].

Druhou možností je užití modelu plastických svarů. Mezi plechy je přidán speciální elastoplastický prvek, postihuje tloušťku svaru, polohu i orientaci. Provede se nelineární analýza materiálu a určí se elastoplastické chování v ekvivalentu svarového materiálu. Je použit Ideální plastický model a plastický stav je kontrolován přes napětí v místě tloušťky svaru. Plastické protažení ve svaru je omezeno na 5% stejně jako v případě plechu. Špičky napětí jsou pak redistribuovány podél delší strany svaru [7].

3 CÍLE PRÁCE

Hlavním úkolem této práce je, najít způsob, jak v metodě CBFEM vytvořit model excentrického šroubovaného styčníku, který by spočtenou únosností odpovídal skutečnosti. V současné verzi programu je totiž modelován pouze styčník a vliv připojeného prutu není ve výpočtu zohledněn.

Práce vychází z experimentu, ve kterém bylo zatíženo šest vzorků excentrického styčníku. Získané únosnosti poslouží jako referenční hodnoty pro validaci modelu vytvořeném v klasické metodě konečných prvků. Tímto validovaným modelem bude zpracována studie citlivosti zaměřená na vliv tří parametrů, z nichž dva byly měněny i v experimentu. Parametry, které byly měněny při experimentu se týkají výšky styčníkového plechu a třetím parametrem je tloušťka plechů přípoje.

Výsledky experimentu i studie je také potřeba porovnat s metodami, které jsou pro výpočet únosnosti používány při běžném návrhu tohoto typu přípoje. Metody vychází z dříve uskutečněných experimentů a studií uskutečněných na australských univerzitách v Sydney a Queenslandu. Obě metody jsou koncipovány tak, aby byly při návrhu vždy bezpečné. Porovnáním získáme povědomí o tom, jak velká je ve skutečnosti míra bezpečnosti těchto metod.

V závěru budou představeny dvě metody, které by měli nahradit účinky chybějícího prutu v metodě CBFEM a redukovat spočtenou únosnost styčníku. Jejich funkčnost bude ověřena na šesti modelech odpovídající skutečným vzorkům zkoušeným při experimentu. K validaci těchto modelů poslouží dříve vytvořený model v metodě konečných prvků.

Validované CBFEM modely budou vytvořeny také pro varianty styčníku použité ve studii citlivosti. Výsledky pak budou opět porovnány s obecnými analytickými metodami. Zkoumáno bude, zda metoda CBFEM v tomto případě plní předpoklad, proč je vyvíjena, a to, aby vytvořila přechod mezi konzervativními analytickými modely a komplexní ale náročnou metodou konečných prvků.

4 EXPERIMENT

Obrázek 5 – Zatěžovací zkouška vzorku C2

Experiment provedený ve zkušebních laboratořích ČVUT, v experimentálním centru UCEEB (Univerzitní Centrum Energeticky Efektivních Budov) v Buštěhradu, byl zaměřený na chování styčníkového pechu při namáhání tlakem. Celkem bylo navrženo, vyrobeno a ozkoušeno šest zkušebních vzorků, které byly rozděleny do dvou skupin: kolmý přípoj a přípoj pod úhlem 45°.

4.1 Materiálové vlastnosti

Pro zajištění co největší objektivnosti zkoušky, a aby naměřené rozdíly mezi jednotlivými vzorky byly závislé pouze na sledovaných parametrech, byly všechny části zkušebních těles vyrobeny ze stejného materiálu. Pro výrobu byla použita běžně dostupná a ve stavebnictví dnes hojně užívaná ocel S 355. Všechny části vzorků byly ze za tepla válcované oceli.

V době, kdy byly tato diplomová práce psána, nebyly k dispozici výsledky tahových zkoušek, které měly být provedeny na zkušebních tělesech vyrobených z ozkoušených vzorků. Tahová zkouška byla provedena pouze na vzorcích, které poskytl výrobce zkušebních těles, ale výsledky těchto tahových zkoušek byly natolik rozdílné, že nebylo možné určit objektivní materiálové charakteristiky.

Z časových důvodů bylo tedy přistoupeno k převzetí normou udávaných charakteristik pro veškeré provedené výpočty. V Tabulka 1 jsou uvedeny použité pevnosti oceli. Užitá norma ČSN EN 10025-2 (2005) [8]

Pro spojení jednotlivých částí byly, až na samotný šroubovaný spoj, použity koutové svary o tloušťce 4,0 mm tyto svary byly vždy oboustranné, aby došlo k rovnoměrnému přenosu vnitřních sil a nevznikali v prvcích přídavné momenty od excentricit. Protože excentricita ve styčnících je jedním z hlavních parametrů ovlivňující jejich únosnost, mohlo by dojít ke zkreslení výsledků. O materiálu svarů nemáme žádné informace, ale předpoklad užitý v analytických výpočtech uvažuje jejich výrobu z oceli stejné pevnosti jako byla použita pro jednotlivé svařované prvky, tedy S 355.

Šrouby použité při experimentu byly běžně dostupné šrouby M 20, pevnostní třídy 8.8. Pevnosti jsou uvedeny v Tabulka 1. Mez pevnosti šroubů $f_{u/ub}$ je pevnost stanovená pro šrouby o průměru větším než M 16. Materiálové charakteristiky byly převzaty z ČSN EN 1993-1-8 (2006) [9].

Tabulka 1 – Pevnosti použitých materiálů

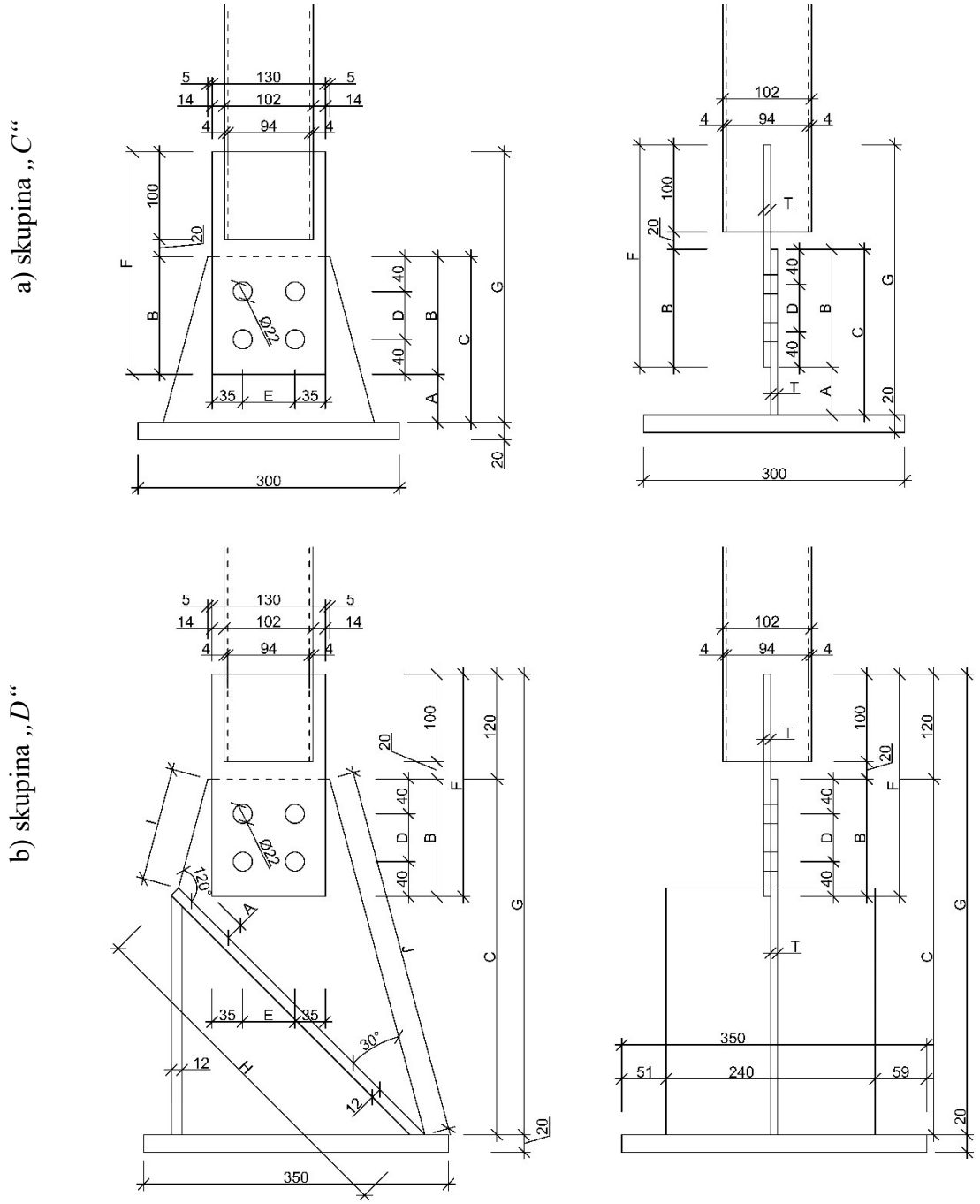
Materiál	Mez kluzu	Mez pevnosti
	$f_{y/yb}$ [MPa]	$f_{u/ub}$ [MPa]
S 355	355	490
M 20; 8.8	640	830

4.2 Geometrie

Prvotním cílem celého experimentu bylo zjistit vliv geometrického uspořádání styčníku na jeho únosnost. Jako měnící se parametry byly zvoleny pouze ty, zasahující do geometrie styčníku, tedy styčníkového plechu, přípojného plechu a polohy a počtu šroubů. Experiment byl navržen tak aby dálka prutu byla vždy konstantní a to 2 000 mm. Zároveň byly dimenze jednotlivých částí záměrně zvoleny tak, aby došlo ke kolapsu vždy v oblasti přípoje. U všech zatěžovacích zkoušek nedošlo k selhání prutu.

Testované prvky byly vždy složeny ze tří částí a byly symetrické. První částí byla patka, která byla pevně přikotvena k podkladu a byl k ní přivařen spodní styčník. Vzorky byly zatěžovány ve vertikální poleze, proto bylo zvoleno označení spodní a horní styčník. Na styčník navazoval prut tvořený kruhovou trubkou, ta nebyla nijak vyztužena nebo jinak upravena. Jediný zásah do průřezu trubky byl v místě napojení přípojného plechu. Celí vzorek byl pak zakončen dvojčetem dolní patky, který byl též šroubově připevněn k prutu. Horní styčník byl pak přímo v kontaktu se zatěžovacím lisem.

Rozměry zkoušených prvků jsou uvedeny v Tabulka 2 na straně 28 a výkres, s rozměry a značením proměnných délek, je na Obrázek 6. Jako přílohou této práce je Příloha A – Výkresová dokumentace, ve které jsou výkresy jednotlivých vzorků.



Obrázek 6 – Rozměry vzorků – a) skupina „C“ b) skupina „D“

4.2.1 Rozměry shodné pro všechny vzorky

Prut

Pro prut byl zvolen kruhový, za tepla válcovaný průřez, který měl délku 2 000 mm. Průřez byl dutý a jeho vnější průměr byl 102 mm. Vnitřní průměr pak by 98 mm a na tloušťku stěny tedy vycházejí 4 mm.

Pro sestavení styčníku bylo potřeba k trubce připevnit přípojný plech. To bylo provedeno způsobem, který zachová přípojný plech jako obdélník a úprava probíhá na připojované

trubce. Do trubky byly vyříznuty dvě drážky potřebné tloušťky a do nich byl zasazen přípojný plech, který byl následně zavařen. Detail napojení je vidět na Obrázek 7. Tento typ připojení prutu se opakuje u každého z 12 napojení trubky a plechu.

Obrázek 7 – Napojení přípojného plechu na prut

Přípojný plech

Jak bylo zmíněno výše, označení přípojný plech, vychází z nutnosti rozlišit část styčníku která je připojena k prutu a část která je připojena k patce. V reálných situacích je patka nahrazena například pásnicí ocelového profilu či jiného nosného prvku. Názvosloví bylo převzato ze softwaru IDEA, kde je takto označována právě část pevně spojená s prutem.

V našem případe je přípojný plech tvořen obdélníkem proměnné délky, na jehož jednom konci jsou otvory pro umístění šroubů. Druhý konec je „vevařen“ do trubky, Obrázek 7. Tloušťka plechu je 8 mm. Tento plech je sice proměnné délky ale do části 4.2.1 Rozměry shodné pro všechny vzorky jsem ho zařadil z toho důvodu, že část v trubce je identická ve všech případech. Plech je do trubky zasazen 100 mm od hrany trubky a každá strana je zavařena oboustranným koutovým svarem tloušťky 4 mm. Délka svarů v jednom přípoji je tedy 4 x 100 mm a celkem tedy 400 mm na jeden přípojný plech. Druhým rozměrem, který je vždy stejný je šířka plechu, která je 130 mm. Posledním míra, která spadá do této kapitoly, je vzdálenost trubky od styčníkového plechu. Tato vzdálenost je pokaždé přesně 20 mm.

Tloušťka plechů

Tloušťky plechů pro jednotlivé části vzorků zůstávaly vždy stejné. Pokud se měnila jejich tloušťka tak se měnila i jejich funkce. Jedna tloušťka plechu byla zvolena pro prut, trubku,

jak je popsáno výše. Druhou tloušťkou, která byla pro experiment podstatná byla tloušťka plechů v samotném styčníku. Zde byl použit plech o tloušťce 8 mm.

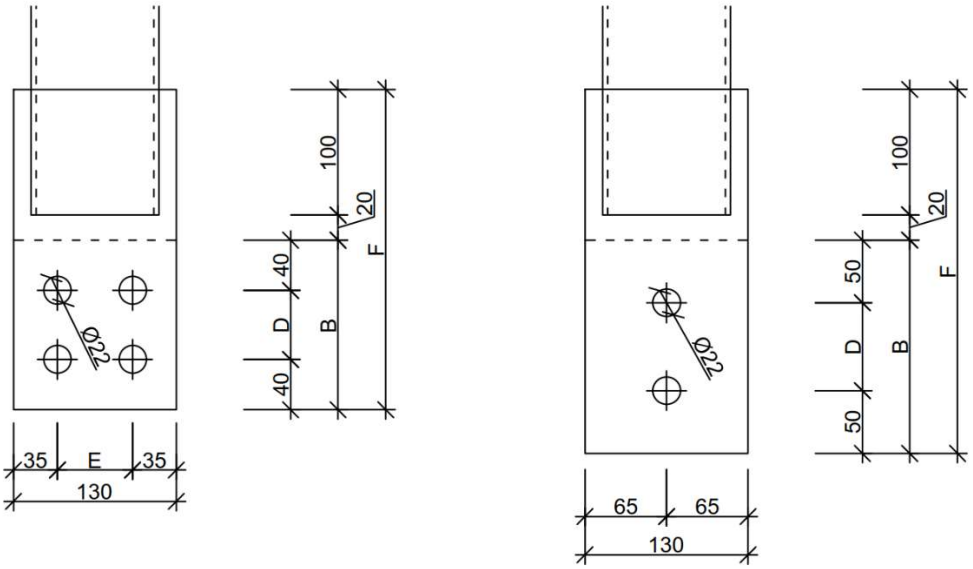
U vzorků můžeme dále najít ještě další dvě tloušťky. Patky každého styčníku jsou vyrobeny z plátů o síle 20 mm. Patky měly zajišťovat kontakt s podpěrnou stolicí na které se zkoušky prováděly, anebo v případě horního styčníku, přenos sil z lisu do vzorku. Bylo tedy nežádoucí, aby při zatěžování nastaly nějaké deformace této části. Poslední plechy, které se liší v tloušťce jsou plechy použity u šikmých styčníků (skupina D, viz Tabulka 2). Těmito plechy byl vytvořen trojúhelník pod styčníkovým plechem a byla zajištěna transformace sil pro styčníky pod 45° úhlem.

Otvory pro šrouby

Prvotní návrh počítal s dvěma způsoby rozmístění šroubů ve styčníku. Tento způsob rozmístění je jedním z měnících se parametrů. První z nich uvažoval použití čtyř šroubů M 16 a pevnostní třídy 8.8 s roztečemi znázorněnými na Obrázek 8

Druhou možností bylo použít spojení pomocí pouze dvou šroubů, které by leželi na ose prutu. U této varianty měli být použity šrouby M 20 pevnostní třídy 8.8. Rozteče šroubů jsou opět zobrazeny na Obrázek 8.

Při přípravě experimentu bylo ale zjištěno že vývrty neodpovídají výkresové dokumentaci, která byla předána zhotoviteli a podle které měli být zkušební tělesa vyrobeny. V některých případech byly otvory vyvrtané pro umístění šroubů příliš velké, nebo naopak příliš malé a nebylo možné jimi šroub protáhnout.



Obrázek 8 – Rozteče šroubů použité u zkušebních těles

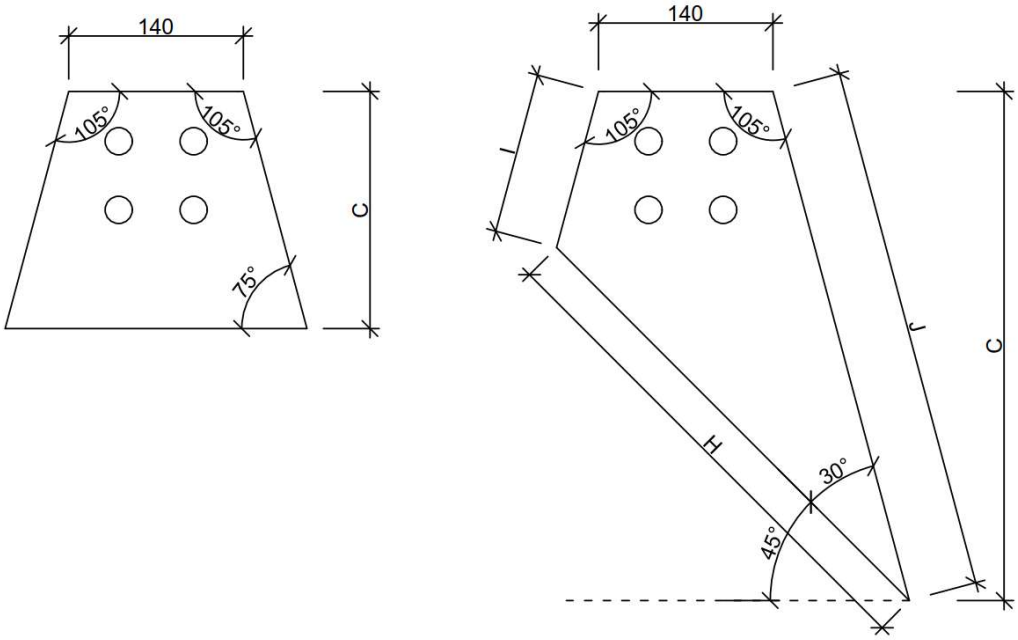
Vznik těchto závad byl zapříčiněn několika důvody. Některé otvory byly provrtány menším nebo naopak větším vrtákem, něž kterým bylo ve výkresové dokumentaci předepsáno. Další příčinou bylo nekvalitně provedené vyvrtání, kde rozměry otvoru, v na sebe kolmých směrech, se často lišili i o 1,5 mm. Případně byl vývrt trojúhelníkového tvaru. Další vada byla objevena při sestavování vzorků, kdy části, které měly být smontovány k sobě, měli každá jiný průměr otvorů.

Po zvážení možností nápravy bylo rozhodnuto že nebude přistoupeno k reklamaci u výrobce, ale že budou otvory převrtány na prostupy o průměru 22 mm. Tento rozměr je dostačující pro použití šroubů M 20. Experiment byl tedy mírně pozměněn a byly úplně vynechány menší šrouby M 16. Tato změna se projevila dvěma způsoby. Použití větších šroubů zvýší rezistenci šroubů proti otlačení, střihu ohybu a dalším namáháním. Tím se docílí menších deformací šroubů a síla generovaná lisem bude využita pro deformaci plechů, nikoliv šroubů. Co bylo ale mínusem a částečným oslabením styčníku byly nové minimální rozteče šroubů. Protože byly otvory převrtána na větší, ale musely být umístěny stále v původních osách šroubů, bylo nutné prověřit, zda vyhoví minimální rozteče pro šrouby velikosti M 20. V návaznosti na předchozí problémy a nepřesnosti, byly vzorky, včetně osových vzdáleností šroubů, znovu přeměřeny a naštěstí se prokázalo že rozteče šroubů vyhoví alespoň roztečím minimálním [5].

Zkosení styčníkových plechů

Plech, ve kterém jsou upevněny šrouby a zároveň má u skutečných konstrukcí zajišťovat přenos sil ze samotných šroubů do hlavních nosných prvků je ve výpočetním softwaru IDEA nazýván styčníkový. Po zachování kontinuity převezmeme terminologii i zde.

Při přebírání zatížení ze šroubů, kam se zatížení dostává z přípojného plechu, se napětí v plechů šíří pod úhle 30°od osy prutu [10] [11] [12] a v našem případě i od směru zatěžování. V takovémto případě je zbytečné, aby plech měl obdélníkový tvar. Materiál v rozích obdélníku by nebyl využit a tím by zbytečně narůstala hmotnost konstrukce.



a) skupina "C" *b) skupina „D"*

Obrázek 9 – Styčníkový plech

Proto je v našem případě navržen styčníkový plech ve tvaru rovnoramenného lichoběžníku. Jeho tvar je definován jednou stranou a k ní přilehlými úhly. Výška plechu je pak jednou z proměnných. Strana, které má pevně definovanou délku je ta, která se nachází nejblíže trubce neboli prutu. Tato strana má délku 140 mm a je tedy ve výsledku o 10 mm delší, než je šířka přípojného plechu. Protože jsou oba plechy sesazeny tak aby jejich osy leželi na

jedné přímce, vzniká na každé straně 5 mm odskok styčníkového plechu od plechu přípojného. Úhel, pod kterým vychází z horní strany ramena lichoběžníku je 105°. Tím je zároveň určen i úhel při základně lichoběžníku. Při jednoduchém dopočtení zjistíme že spodní úhel má velikost 75°, viz Obrázek 9. Jediným parametrem tedy u styčníkového plechu zůstává jeho výška. V závislosti na výšce se pak mění i délka spodní strany.

Lichoběžníkový tvar má výhodu nejen v úspoře materiálu, ale také ve větší průřezové ploše, která je využita při výpočtu boulení. Výhodné je určitě i to že síla ze styčníku je rozdělena na větší plochu a při celkovém návrhu konstrukce se snižuje riziko lokálního kolapsu pod „osamělou silou“.

4.2.2 Proměnné rozměry

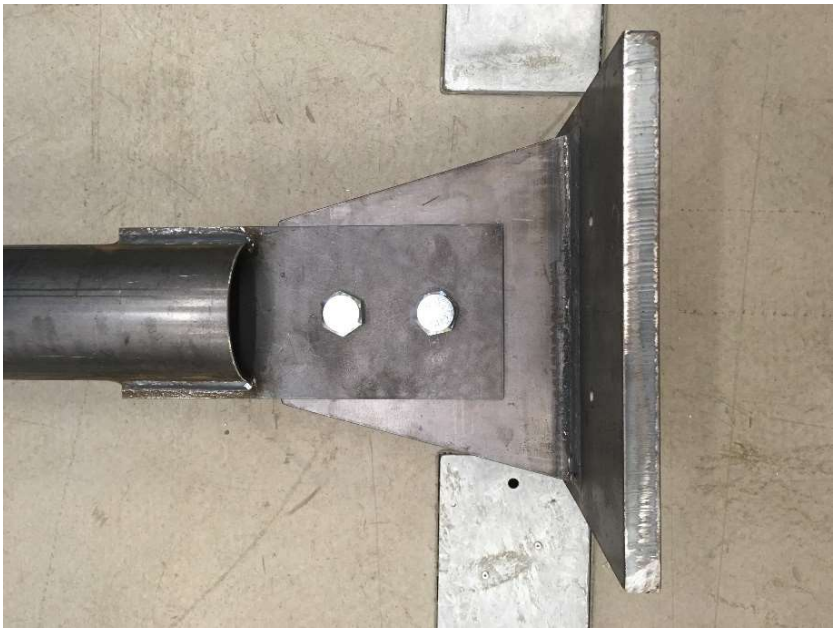
U experimentálních těles byly zvoleny tři parametry, kterými byla ovlivňována jejich únosnost. Vzhledem k velmi malému počtu zkušebních těles nebylo možné implementovat více kritérií pro manipulaci s únosností.

Rozdělení na dvě skupiny

Prvním členění vzorku proběhlo na základě jejich polohy v konstrukci. Tu měl představovat úhel uchycení tlačeného prutu k hlavní nosné konstrukci. Pro každou variantu byly vyrobeny tři vzorky.

První skupinou, označenou písmenem *„C“,* jsou pruty, které přenáší zatížení na nosnou konstrukci kolmo na podélnou osu hlavního nosníku či sloupu, Obrázek 10. Další odlišení vzorků bylo provedeno očíslováním zkušebních těles čísly 1, 2 a 3. Vznikly tedy vzorky s označením C1, C2 a C3.

Prvky v této skupině byly z jednodušších základních tvarů a nebylo na ně použito tolik materiálu jako na druhou skupinu. To bylo způsobeno absencí podpůrného trojúhelníku z 12 mm plechů. U těchto zkušebních vzorků navíc postačila menší patka. Ta byla sice u obou skupin tvaru čtverce ale u skupiny *„C“* byla strana vždy o 50 mm kratší. Půdorysné rozměry patky byly 300 x 300 mm^2.



Obrázek 10 – Horní styčník experimentálního vzorku C2

Zbylým třem zkušebním tělesům bylo dáno kódové označení D a stejně jako v předešlé skupině bylo přidáno ještě číslo. Jeden z prvních návrhů experimentu uvažoval se sedmi zkušebními tělesy, avšak v průběhu příprav se od záměru upustilo a zkouška byla provedena pouze na šesti. Označení ale u vzorků zůstalo, a proto není číslování skupiny *„D“* úplně logické. Vzorky Jsou označeny jako D1, D2 a D4.

V porovnání se skupinou *„C“* je přenos sil na hlavní prvky nosné konstrukce uskutečněn pod úhlem 45° a na mnohem delší úseku něž je tomu u kolmého napojení. Délka strany styčníkového plechu, která přenáší zatížení je skoro 2x tak dlouhá jako u kolmého připojení. Navíc při použití oboustranných koutových svarů, jako je tomu v tomto případě, je délka ještě mnohem větší. Příklad použití tohoto napojení je vidět na Obrázek 11.

Obrázek 11 – Napojení pod úhlem 45° – dolní styčník vzorku D2 umístěný na podpěrné stolici, připravený na zatěžovací zkoušku

Odsazení přípojného plechu

Tento parametr byl u vzorků použit ve dvou hodnotách, a to konkrétně 20 mm a 50 mm. Tato vzdálenost byla definována jako nejmenší možná délka naměřená mezi přípojným plechem a patkou. Tedy teoretickou pásnicí hlavního nosného prvku. V praxi to znamená že u skupiny *„C“* můžeme tuto vzdálenost naměřit na celé šířce přípojného plechu a u skupiny *„D“* je to pouze v jednom místě. Vzdálenost rohu přípojného plechu a šikmého plechu tvořící jednu stranu podpůrného trojúhelníku, viz Obrázek 6.

Počet šroubů v přípoji

Pro šroubové připojení byly použity dvě varianty upevnění, které se lišili v počtu použitých šroubů. Tyto varianty jsou svým geometrickým uspořádáním nezávislé na zařazení přípoje do skupiny *„C“* nebo *„D“*.

První varianta počítala s použitím čtyř šroubů M 16, třídy 8.8, které měli být rozmístěny způsobem znázorněným na Obrázek 8. Jak již bylo popsáno v části 4.2.1, tato varianta byla pozměněna a byly použity šrouby M 20, třídy 8.8. Pro tento případ byla délka přípojného plechu vždy 255 mm.

Druhá varianta byla koncipována jako varianta pouze se dvěma šrouby typu M 20, třídy 8.8. Ty byly umístění pod sebe přímo v ose prutu. Použití větších šroubů ale také znamenalo zvětšení minimálních vzdáleností šroubů ve svislém směru. Což mělo za následek nárůst délky přípojného plechu na 290 mm.

Protože detail napojení trubky a přípojného plechu byl u všech vzorků identický, popsáno v kapitole 4.2.1, projevilo se zvětšení délky přípojného plechu na přesahu plechu přípojného a styčníkového. Pro variantu se čtyřmi šrouby byl přesah 135 mm a dvou šroubová varianta měla přesah plechů 170 mm.

Další rozdíly mezi jednotlivými styčníky

Tyto rozdíly jsou způsobeny právě změnou výše uvedených, měnících se parametrů. Změny nebyli nikterak ovlivňovány nebo omezovány a vycházejí pouze ze změny základní geometrie styčníku.

Nejvýraznějším měnícím se prvkem je velikost styčníkového plechu. Ten bylo potřeba vždy vhodně upravit, aby umožňoval změnu parametrů. Na jeho rozměrech se podepsali všechny tři parametry. Úhel upevnění styčníku, skupina *„C“* nebo *„D“*, zde je rozdíl nejmarkantnější. Odsazení paty styčníku a přípojného plechu, a i délka samotného přípojného plechu, respektive přesah plechů.

Dalšími měnícími se částmi byly 12 mm plechy použité na výrobu podpůrného trojúhelníku. Ty v závislosti na měnící se výšce styčníkové plechu u skupiny *„D“* a tedy i délky kontaktní strany zvětšovali svou velikost tak, aby byla vždy podepřená celá kontaktní strana. Tyto změny však byly nepatrné a neměly na výsledek testu žádný významný vliv.

Rozměry všech testovaných vzorků jsou uvedeny v následující tabulce.

Tabulka 2 – Rozměry experimentálních vzorků

Označení vzorku	Délka prutu	šířka přípojného plechu	odsazení přípojného plechu	Délka přesahu plechů	Výška styčníkového plechu	Počet šroubů	svislá roztěč šroubů	Délka přípojného plechu			
			A	B	C		D	F	H	I	J
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[ks]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]
C1	2000	130	55	135	190	4	55	255	-	-	-
C2	2000	130	55	170	225	2	70	290	-	-	-
C3	2000	130	20	170	190	2	70	290	-	-	-
D1	2000	130	20	135	408	4	55	255	400	130	422
D2	2000	130	55	135	475	4	55	255	440	170	492
D4	2000	130	55	170	523	2	70	290	469	198	541

4.2.3 Sestavení vzorků

Sestavení probíhalo až ve zkušební laboratoři. Ke každému vzorku byly přivezeny dva identické styčníky a prut. Každá samostatná část byla sice popsána ale jak bylo řečeno výše, ukázalo se, že zhotovitel nevyrobil vzorky přesně podle dodané dokumentace.

Po převrtání a úpravě, která proběhla na dílně UCEEB byly vzorky poprvé smontovány a byl na ně nanesen bílý lak pro účely měření pomocí DIC. Na bílou barvu byl poté ještě foukací fixou vytvořen vzor, skládající se z černých nebo tmavých teček, které sloužily jako referenční body pro DIC, více o této metodě v 4.3.3 Měření metodou DIC na straně 31.

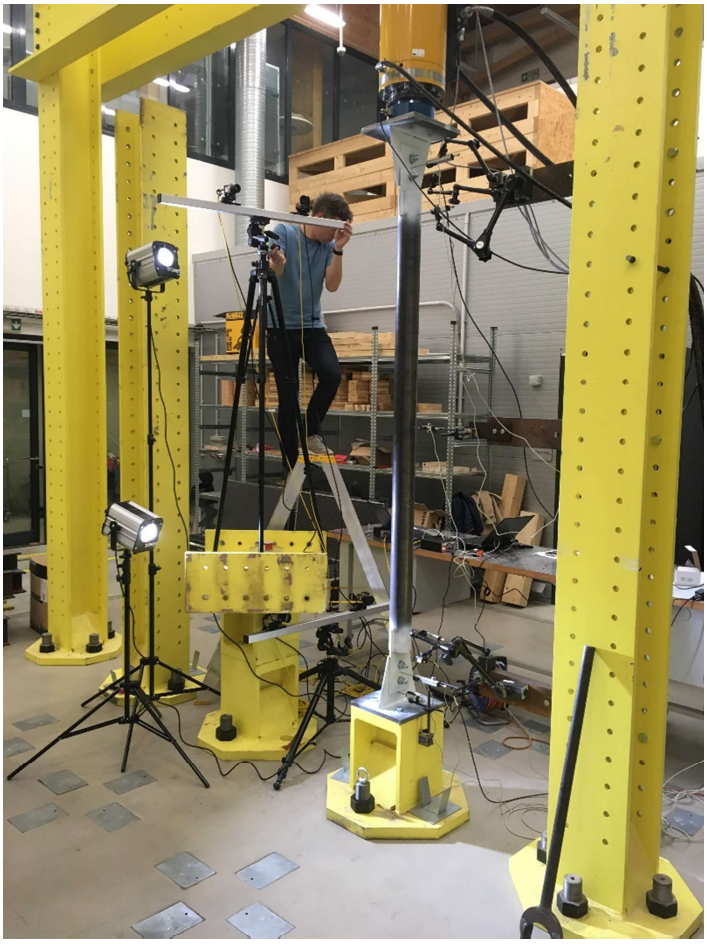
Vzorky byly následně rozebrány, aby bylo možné je kvůli jejich hmotnosti ($50\ až\ 60\ kg$) připevnit na zatěžovací zařízení. Když byly styčníky připevněny k zatěžovací stolici, Obrázek 12, a k lisu, Obrázek 27 na straně 42, byl přidán prut a celý vzorek opět sestaven. Předtím než byly šrouby finálně dotaženy vneslo se do vzorku zatížení přibližně $0{,}2\ kN$, aby byl odstraněn pokluz, který by při zatěžovaní vznikl. Toto je dobře vidět na zatěžovacích diagramech kdy u vzorků, které byly zkoušeny nejdříve tento postup nebyl aplikován.

Obrázek 12 – Zatěžovací stolice

Při sestavování, a hlavně při nanášení barvy pro měření DIC muselo být zohledněno, která strana styčníku bude touto metodou měřena. Zda bude měřena strana, kde je vidět přípojný plech nebo strana se styčníkovým plechem. Na Obrázek 12 je měřena strana s přípojným plechem.

4.3 Sestava pro zatěžovací zkoušku a použité vybavení

4.3.1 Lis a podpěrná konstrukce



Obrázek 13 – Konstrukce pro zatěžování a příprava metody DIC

Zatěžování bylo provedeno na konstrukci, která se skládá z masivních ocelových profilů I a U. Její variabilita byla důležitá, protože vzorky byly jinak vysoké a limitem byl maximální posun lisu. Rozdíl byl hlavně mezi skupinou *„C“* a *„D“*. Přichystání a sestavení konstrukce a následná obsluha lisu byla v kompetenci zaměstnanců UCEEB.

4.3.2 Měřící zařízení

Při zkoušce byly měřeny dvě veličiny. První veličinou byla síla, kterou vytváří hydraulický lis na vzorek. Díky tomuto měření jsme byli schopni zjistit maximální únosnost zkoumaného vzorku.

Duhou měřenou veličinou byl posun. Měření probíhalo po délce prutu, kde bylo rozmístěno celkem 8 snímačů, které zaznamenávali vodorovný posun vzorku v příslušné výšce, Tabulka 3. Snímače jsou v tabulce seřazeny, tak jak šli za sebou seshora směrem dolů, od lisu k podpěrné stolici. Pouze u vzorků C2 a C3, které se zkoušely jako první byly prohozeny snímače 1 a 4. K záměně došlo v důsledku velkých výchylek vprostřed prutu.

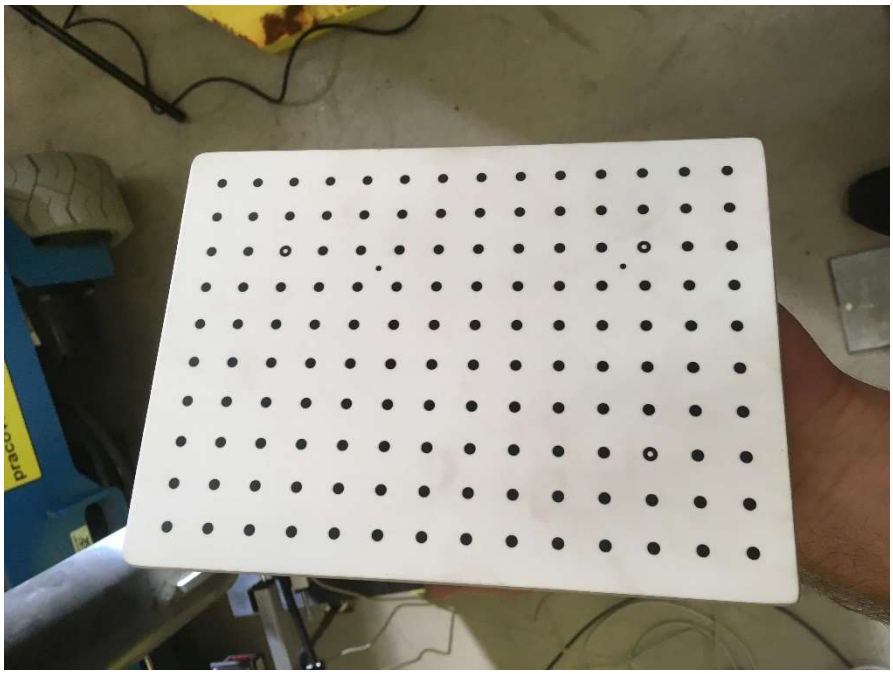
Další posun, který byl spíše zadaný než měřený, byl posun hydraulického lisu. Zatěžovací zkouška byla řízena právě tímto posunem.

Tabulka 3 – Použité snímače

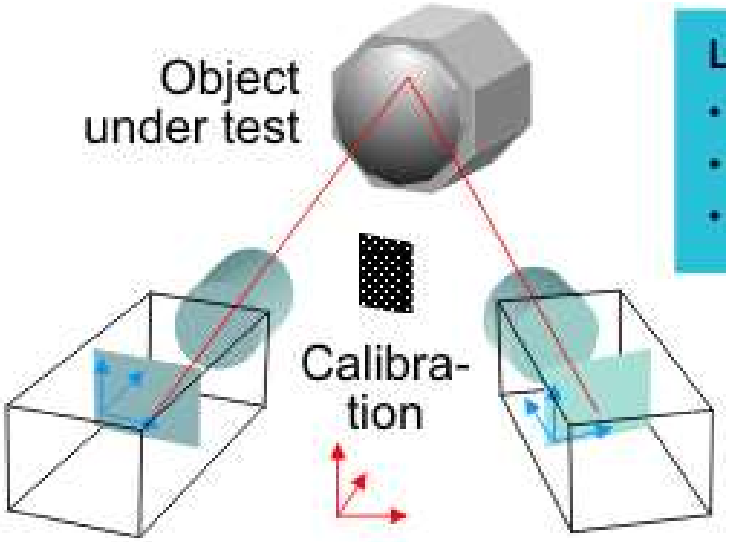
Označení snímače		Typ snímače	Poloha pod lisem	Maximální měřený posun [mm]
1	TR-25/2	Mechanický	Poloha snímačů se liší podle délky vzorku	20
2	ILD-201	Optický		200
3	TR-50/2	Mechanický		50
4	TR-75/2	Mechanický		75
5	TR-50/1	Mechanický		50
6	ILD-200	Optický		200
7	TR-75/1	Mechanický		75
8	TR-25/1	Mechanický		25

4.3.3 Měření metodou DIC

Digital Image Correlation neboli korelace digitálního obrazu je nekontaktní optická metoda měření, která využívá dvou kamer s vysokým rozlišením k měření deformací a posunů. Při měření se vychází ze známé vzdálenosti ohniska kamer, díky čemuž je možné dopočítat rozměry sledovaných objektů, nebo posuny bodů. Protože ale není známa přesná poloha kamer a jejich ohnisek vůči objektu, je nutné nejprve kamery zkalibrovat pomocí referenční desky. Na desce jsou tmavé body, jejichž přesná vzdálenost je zadána v softwaru a díky tomu je možné nastavit, jak má software později měření vyhodnocovat.



Obrázek 14 – Deska pro kalibraci kamer



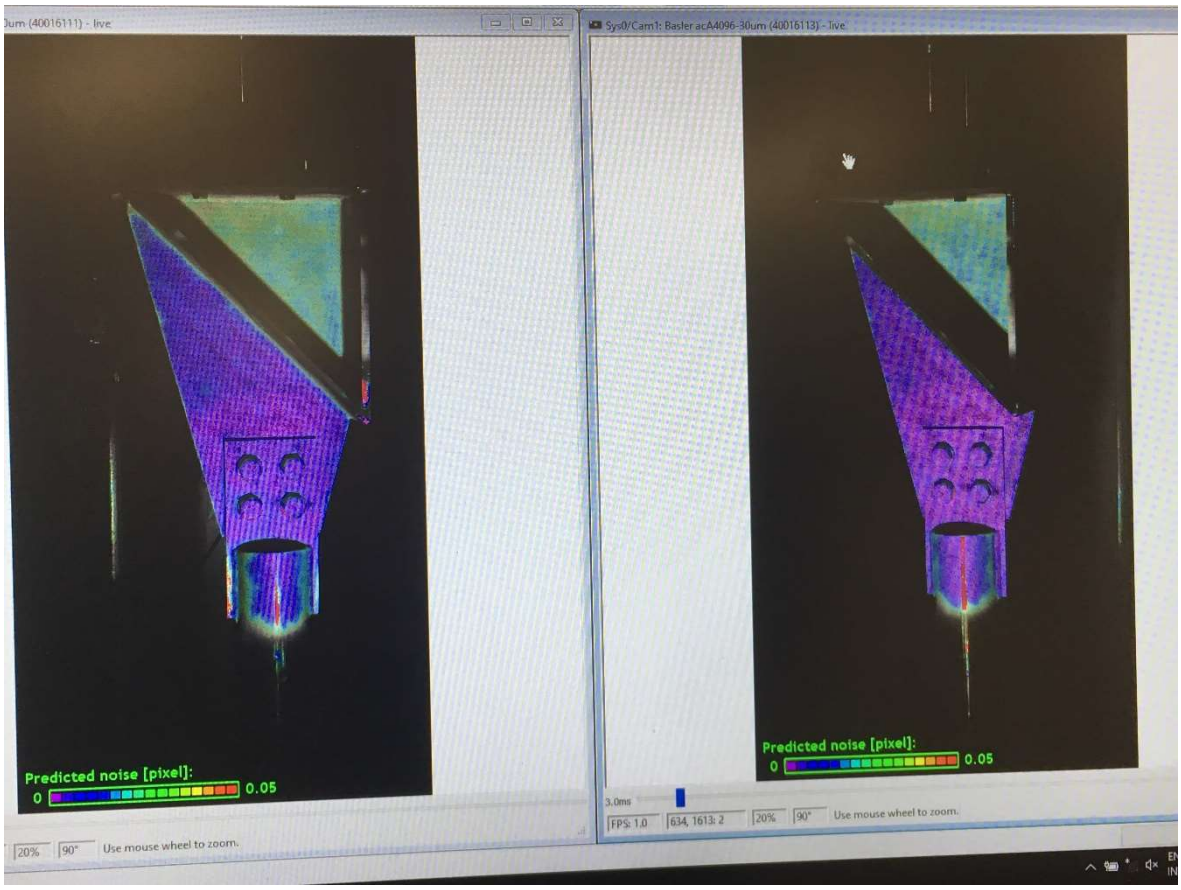
Obrázek 15 – Princip digitální korelace obrazu [13]

Protože nebylo zřejmé, který styčník zkolabuje, zda horní nebo dolní, byly použity dvě sestavy kamer. To je vidět na Obrázek 13, kde je nastavována horní dvojice kamer.

Aby bylo možné tuto technologii využít bylo potřeba na měřené plochy nanést kontrastní vzor. Software totiž k měření používá porovnání polohy bodu na dvou snímcích. Aby mohl počítač rozlišit jednotlivé body, je zapotřebí aby byly hodně výrazné. Styčníky tedy byly nasprejovány bílou podkladní barvou, na které se vytvořil kontrastní vzor. K tvorbě vzoru posloužila nejlépe foukací fixa.

Obrázek 16 – kontrastní vzor pro měření pomocí DIC

Po instalování vzorků na zatěžovací konstrukci a po nastavení kamer do správné polohy, musely být vzorky pro dostatečný kontrast ještě nasvíceny. Toto nasvícení způsobilo, že černé body odrážely podstatně méně světla nežli bílé plochy a byly tedy snáze detekovatelné. Nasvícení je také důvod proč na obyčejných fotkách nebylo možné dobře zachytit exponovanou stranu styčníku při zatěžování. Na Obrázek 17 je zachycena fáze nastavení potřebného kontrastu pro měření. Fialové a modré plochy je možné změřit.



Obrázek 17 – Pohled na styčník skrz použitý software

4.4 Průběh zatěžovací zkoušky a vyhodnocení výsledků

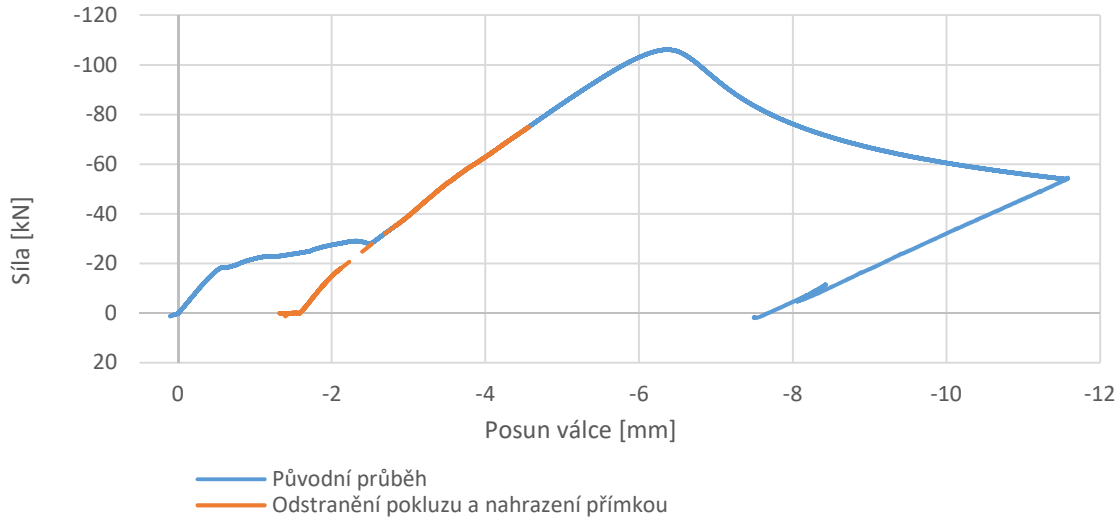
Po dokončení všech příprav, které se se museli kvůli přestavbě podpěrné konstrukce pro ozkoušení větších vzorků, provádět dvakrát, bylo možné zahájit zatěžování. Výstupem celé zkoušky byl soubor, obsahující měření jednotlivých snímačů, posun válce v čase a měřenou sílu ve válci.

Samotné zatěžování bylo z důvodu bezpečnosti řízeno posunem, aby nemohlo dojít k náhlému kolapsu při překročení únosnosti vzorku. Rychlost zatěžování pro první zkoušený vzorek C2 byla 1,0 mm/min. To ale vedlo k rychlému kolapsu, a proto byla pro další prvky rychlost snížena. Při zatěžování rychlostí 0,3 mm/min se značně prodloužila doba zatěžování. Vzorek C3, který byl zkoušen jako druhý byl zatěžován necelých 70 min. To bylo hlavně z důvodu dlouhého pokluzu ve spojích. Proto bylo u dalších vzorků přistoupeno k zatížení ještě před dotažením šroubů. Toto zatížení bylo 0,2 kN. Po tomto opatření se doba zatěžování zkrátila přibližně na 30 min. Dotažení šroubů až po částečném zatížení je vidět na výstupních grafech.

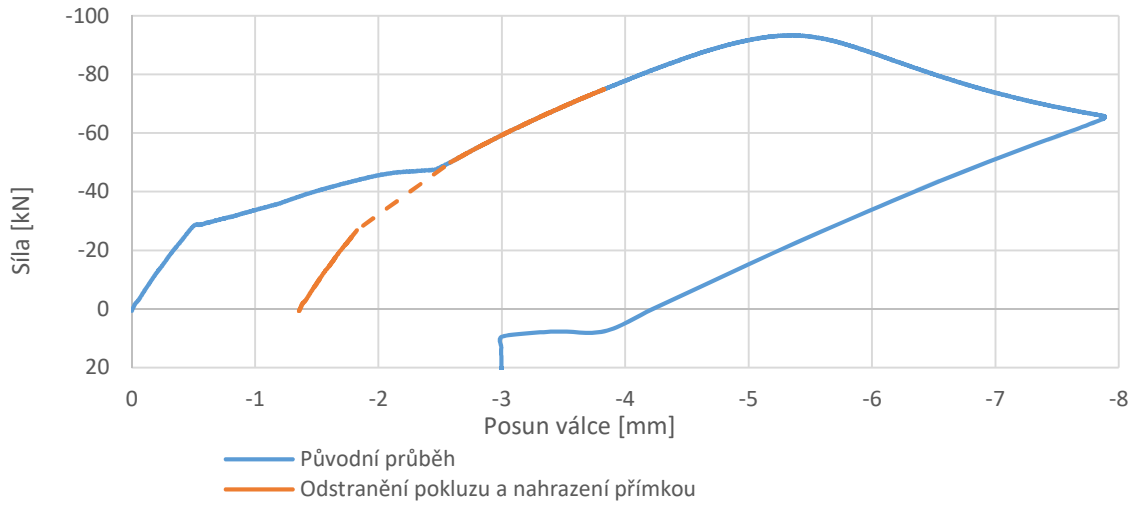
Po dosažení maximální únosnosti vzorků zatěžování dále pokračovalo až do doby, něž měřená síla ve válci poklesla zhruba pod 2/3 maximální síly. Poté byl vzorek odtížen a nahrazen novým.

Tabulka 4 – Hodnoty naměřené při experimentu

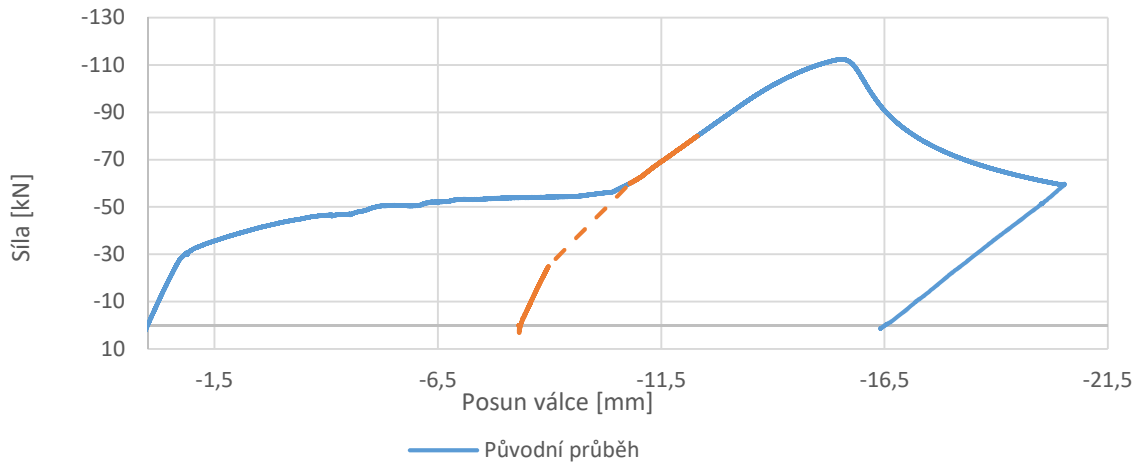
Označení vzorku	Rychlost zatěžování [mm/min]	Celkový čas zatěžování [min]	Posun válce při N_{max} [mm]	N_{max} [kN]
C1	0,30	40	6,38	-106,22
C2	1,00	8	5,70	-91,36
C3	0,30	69	15,53	-112,41
D1	0,30	25	4,56	-102,78
D2	0,30	26	4,45	-101,75
D4	0,30	37	5,85	-92,06



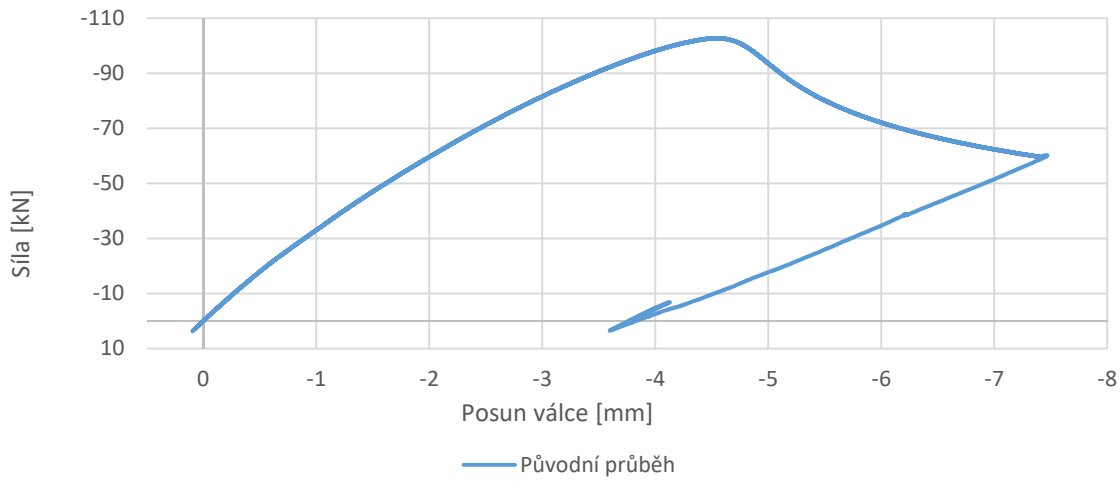
Obrázek 18 – Závislost síly na posunu válce – C1



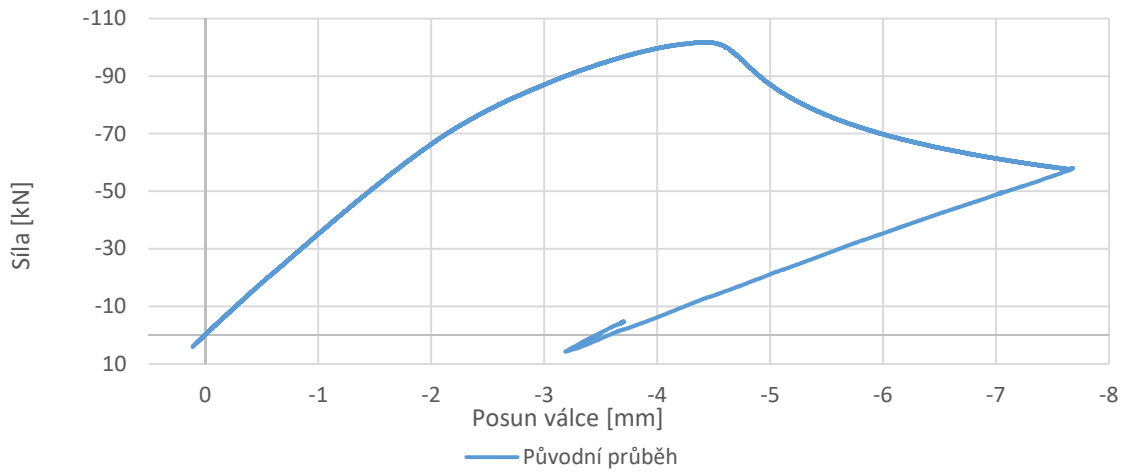
Obrázek 19 – Závislost síly na posunu válce – C2



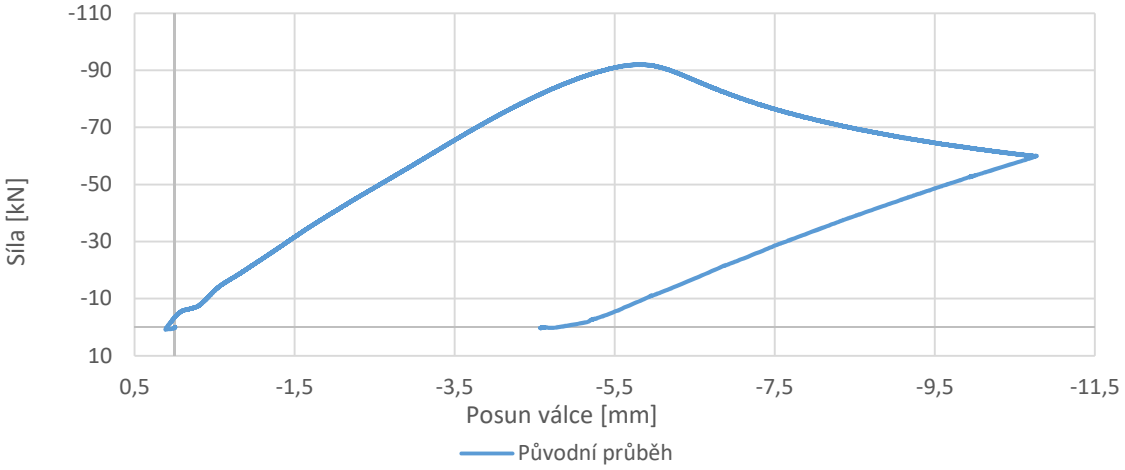
Obrázek 20 – Závislost síly na posunu válce – C3



Obrázek 21 - Závislost síly na posunu válce – D1



Obrázek 22 – Závislost síly na posunu válce – D2



Obrázek 23 – Závislost síly na posunu válce – D4

5 ANALÝZA PRUTU SE STYČNÍKY

Provedení experimentu přineslo výsledky v podobě maximální síly, která byla do zkušebního vzorku vnesena a při které došlo k vytvoření plastických kloubů v oblasti přípoje. Dalšími výstupy pak byly změřené deformace v prutu a styčníku.

Protože snahou této práce je prozkoumání metody, jak vhodně modelovat excentrické připojení styčníkových plechů v tlaku, tak, aby nebylo nutné modelovat i celý prut, je nutné nejprve znát chování celku. Tedy celé soustavy, v našem případě, složené ze dvou styčníků a prutu který je spojuje. Nejvhodnější metodou, jak co nejpřesněji namodelovat chování takovéto soustavy je metoda konečných prvků, anglická zkratka FEM. Pro modelování a výpočet únosnosti byl použit program RFEM. Způsob fungování programu je popsán v kapitole 2.2.1 Obecná metoda konečných prvků.

5.1 Tvorba modelu

5.1.1 Složitost výpočetního modelu

V případě, jakým se zabývá tato studie, bylo využito nejprve trojrozměrného modelu, ve snaze co nejpřesněji simulovat chování reálné tlačené diagonály a jejích přípojů. Tento model se však neosvědčil. Byl příliš náročný na tvorbu modelu a definování vztahů mezi jednotlivými tělesy. Navíc, po konzultaci s výrobcem softwaru, jsme došli k závěru, že výpočetní metody užívané pro řešení soustavy rovnic v RFEMu, nejsou uzpůsobeny pro výpočet takového modelu. RFEM sice poskytuje možnost modelování s využitím 3D těles, ale pokud bude někdo potřebovat vytvořit 3D model, který má představovat podobnou situaci, jaká je řešena v této práci, doporučuji využít jiných softwarů.

Nakonec byl styčník a prut modelován skořepinovým modelem. Ten už nepředstavoval takový problém pro výpočet jako tělesový model a bylo třeba akorát nastavit všechny parametry tak, aby se výsledná únosnost co nejvíce blížila únosnosti zjištěné při experimentu.

5.1.2 Modelování pomocí těles

V modelu tvořeném tělesy, ale i následně ve skořepinovém modelu, bylo hlavním úkolem nejprve zajistit, aby k přenosu sil, docházelo pouze tam, kde k němu dochází i ve skutečnosti. Tento problém se týkal především šroubů a styčné plochy mezi styčníkovým a přípojným plechem. Oblastí, kde bylo potřeba také řešit kontakt těles bylo místo svarů. Další problém vyvstal, se zatížením modelu. Při reálné zatěžovací zkoušce bylo zatěžování řízeno posunem. To mělo zabránit náhlému kolapsu, a tak ohrožení pracovníků a vybavení laboratoře. Posledním řešeným vstupem, byly metody samotného výpočtu. To zahrnovalo zjistit, jaké dělení sítě prvků je vhodné, jakou zvolit metodu řešení soustavy rovnic a metodu získání vlastních tvarů sloužících pro zjištění únosnosti.

Materiál

V modelu byly využity dva materiály. Prvním byla ocel použitá pro vytvoření hlavních nosných prvků, jako jsou plechy styčníku, patka styčníku svary a prut. Druhým materiálem byla ocel šroubů.

V prvním případě se jednalo o materiál, který je již v RFEMu předdefinován a odpovídá oceli ze které byly vyrobeny zkušební vzorky, tedy oceli S 355.

Ocele, které jsou běžně užívány pro výrobu šroubů, nejsou v knihovně programu uvedeny. Proto bylo nutné použít materiál, který by svými vlastnostmi odpovídal vlastnostem šroubům M20 třídy 8.8. Pro usnadnění byl použit materiál z knihovny, který se svojí mezí pevnosti f_u co nejvíce blíží právě materiálu 8.8. Pro tvorbu šroubů byla zvolena ocel S 700 MC jejíž mez pevnosti $f_u = 750\ MPa$ a mez kluzu $f_y = 680\ MPa$ se nejvíce blíží pevnostním charakteristikám použitých šroubů: $f_u = 830\ MPa$ a $f_y = 660\ MPa$ [14]

Veškeré údaje o použitých materiálech jsou uvedeny v příloze Příloha B – Materiálové vlastnosti modelů.

Tělesa z oceli S 355

Tělesa, která byla utvořena z tohoto materiálu jsou patka styčníku, styčníkový plech, přípojná plech, svary a kruhová trubka tvořící prut. Tělesa byla vytvořena buď tažením plochy anebo u složitějších tvarů byly z AutoCADu exportovány body, které byly následně spojeny liniemi. Po vytvoření hran tělesa už bylo zapotřebí nechat programem vygenerovat těleso, definované právě těmito hranami.

Postup tažení těles byl využit u takových těles, kde byly svislé hrany kolmé na základnu. Tato podmínka nebyla dodržena pouze u styčníkového plechu, kde svislé hrany byly pod úhlem 75°. Tělesa byla modelována odděleně, stejně jako ve skutečnosti, kdy je z jednoho plechu vyřezáno několik dílů, které jsou následně umístěny do správné polohy a spojeny.

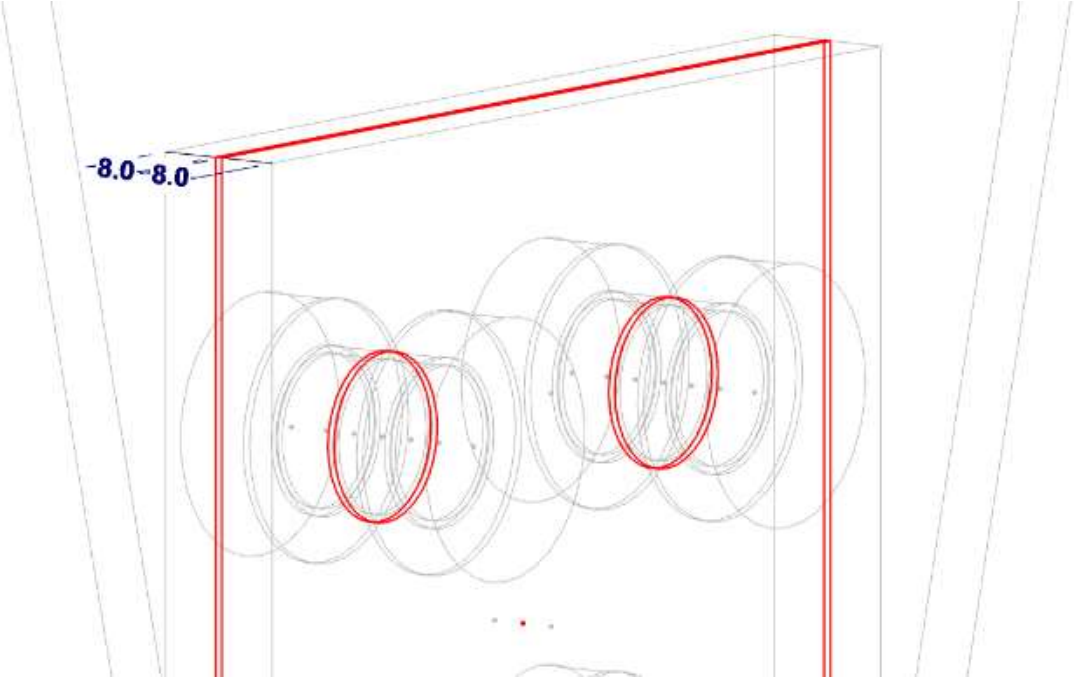
Kontaktní tělesa

U šroubovaného spoje je předpoklad, že síly působící na styčník jsou přenášeny pouze šrouby a třením. Ovšem tření se uvažuje pouze v případě, že se jedná o spojení pomocí předpjatých šroubů, což není náš případ. Díky tomuto předpokladu musíme u spoje zajistit, aby k takovému přenosu nedocházelo.

V tomto tělesovém modelu jsou kontaktní tělesa využita na několika místech. Mezi styčníkovým a přípojným plechem, Obrázek 24 a v místě průchodu šroubů skrz tyto dva plechy Obrázek 26. Kontaktní tělesa, slouží právě k tomu, aby zamezila přenosu sil mezi tělesy, která by jinak byla programem při výpočtu spojeny do jednoho celku. To, jakým způsobem tělesa omezí přenos sil, závisí na jejich nastavení. Tělesům je také potřeba přiřadit materiál ze kterého jsou vytvořena ale pro složitost tohoto softwarového nástroje není umožněno, aby byl materiál jiný než izotropní lineárně elastický. Další z podmínek použití těchto těles je, aby plochy dalších těles, která jsou v kontaktu s plochami kontaktního tělesa, měli stejnou velikost, stejná počet vnitřních linií a uzlu, které se navíc musejí překrývat. Dokonce i směr (myšleno počátek a konec) těchto linií musí být shodný. V případě že tomu tak není dojde při kontrole modelu před výpočtem k zastavení procesu a není možné výpočet spustit. Tato skutečnost byla jedním z důvodů, proč bylo upuštěno od tvorby tělesového modelu a přechod k modelu skořepinovému.

Při nastavování parametrů omezení přenosu sil je nejprve nutné zvolit, které dvě plochy tělesa budou kontakt představovat. Dalším problémem při užití tohoto typu tělesa je fakt, že tyto dvě plochy, musejí bát stejně velké a musejí být rovnoběžné. Nelze tedy vytvořit kontaktní těleso například z trojbokého, nebo čtyřbokého jehlanu. Po zvolení kontaktních stěn je nutno nadefinovat jakým způsobem bude umožněn přenos sil kolmo k plochám. Program nám sám nabídne tři možnosti: Úplný přenos sil, neúčinnost při tlaku nebo

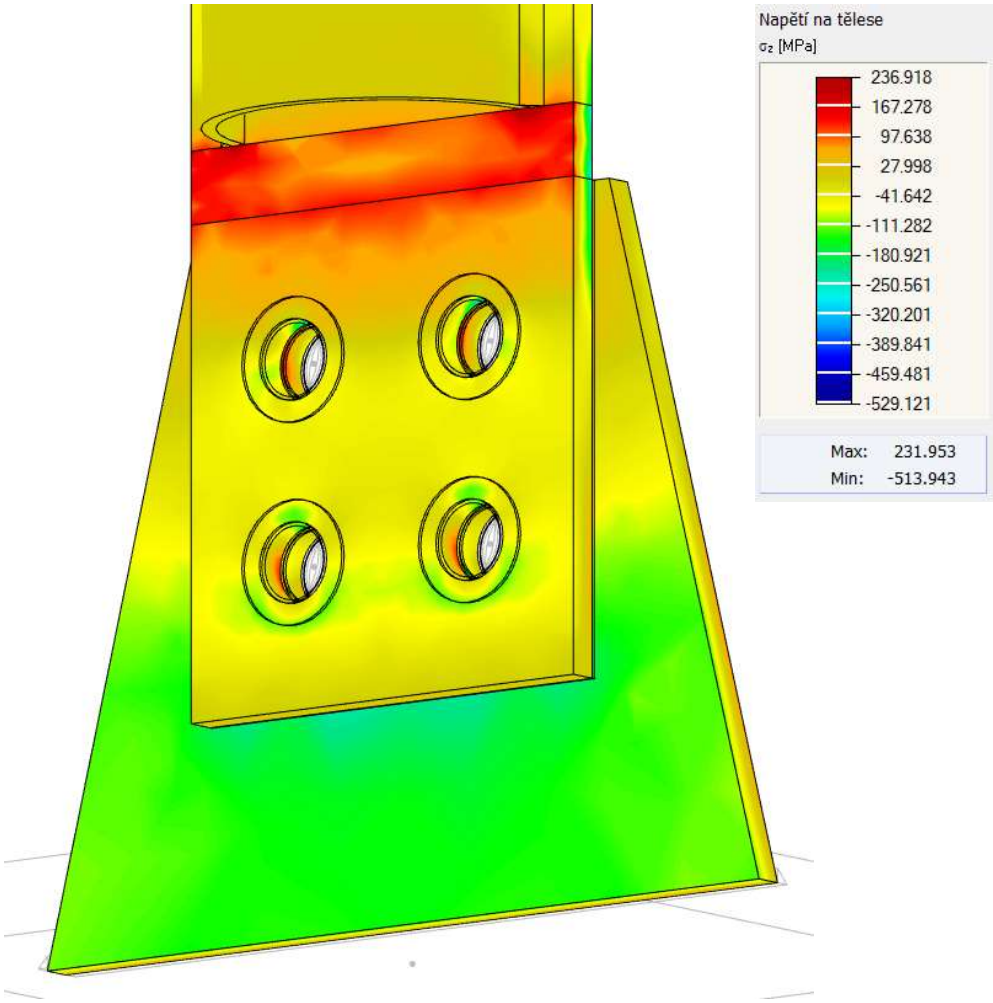
neúčinnost při tahu. Poslední z jmenovaných možností je ta, která je v modelu využita. Poslední věcí, která je nutná pro tento typ tělesa definovat je kontakt rovnoběžně s plochami. Zde můžeme nastavit jakým způsobem bude realizováno tření, případně zda budeme tření vůbec uvažovat. Více o chování kontaktních těles v manuálu programu RFEM 5 [6].



Obrázek 24 – Kontaktní těleso mezi plechy

Tělesu mezi plechy tak byla tedy přiřazena tloušťka $t_{kontakt} = 1\ mm$. To už nám do modelu vneslo jistou nepřesnost, protože se nám zvětšila excentricita přípoje. Ale vzhledem k přesnosti, s jakou byly zkušební vzorky vyroben je tato odchylka od ideálního stavu zanedbatelná. Jako materiál byla nastavena ocel S 355 jejíž materiálový model byl lineárně elastický. Co se týče nastavení přenosu sil tak jako kontaktní plochy byly zvoleny ty, které přiléhaly k plechům. Kontakt kolmo k plochám byl nastaven na neúčinnost při tahu a u rovnoběžného kontaktu bylo tření vyloučeno úplně.

Další místo, kde byly tyto tělesa užity je průchod šroubu styčníkovým a přípojným plechem. Aby byly splněny podmínky stejné velikosti kontaktních ploch, bylo nutné dřík šroubu rozdělit na pět válců jejichž tloušťka odpovídal tloušťce těles, které se byly v kontaktu s pláštěm válce, zřejmé z Obrázek 26. Obdobným způsobem muselo být vyřešeno místo mezi hlavou šroubu, nebo maticí, a plechy styčníků. Parametry přenosu sil jsou stejné jako parametry tělesa mezi plechy. Tloušťka tělesa pak byla taktéž 1 mm. V tomto případě to ale do modelu žádnou nepřesnost nevnášelo, protože u reálných vzorků byl průměr otvoru pro šrouby o 2 mm větší než průměr šroubů. To nám tedy poskytuje na každé straně rezervu právě 1 mm.

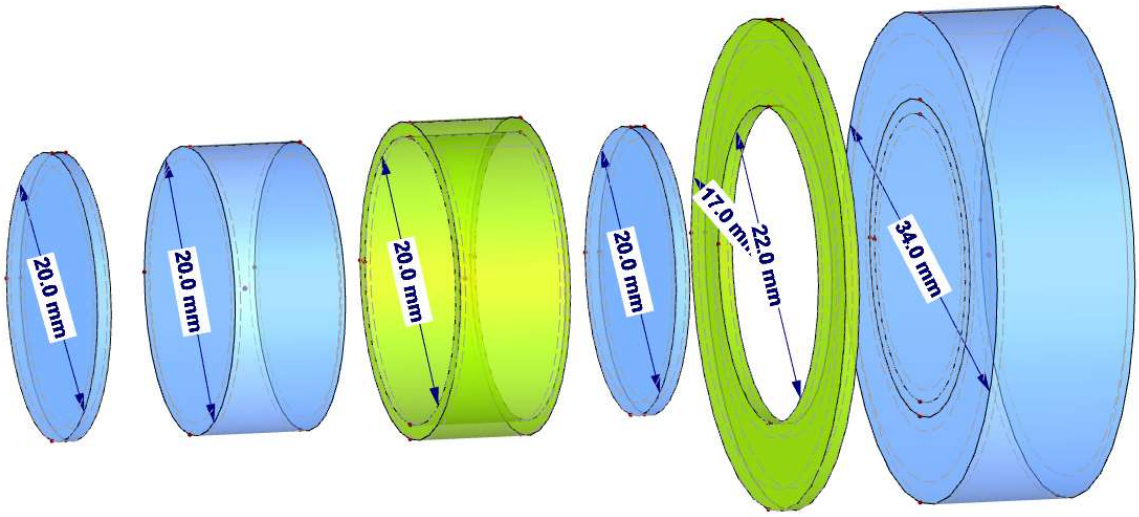


Obrázek 25 – Napětí ve styčníkovém plechu při užití tělesového modelu

Šrouby

Jak je uvedeno výše, pro šrouby byla použita ocel S 700 MC. Protože bylo v modelu potřeba zajistit, aby byl přenos realizován pouze šrouby, bylo nutné zamezit spolupůsobení mezi plechy styčníku. To bylo realizováno pomocí kontaktního tělesa, které musí mít určitou tloušťku a vyžaduje speciální okolnosti použití. Proto byla část o kontaktních tělesech zařazena před část šrouby. Podobně jako mezi plechy, bylo třeba zajistit také aby nedocházelo k přenosu nevhodných sil mezi dříkem šroubu a plochou tvořící plášť válce, kterým byl modelován otvor v plechu. V tomto místě je nežádoucí účinek tahových sil, které bylo potřeba vyloučit.

Samotné těleso šroubu bylo tedy vytvořeno pomocí sedmi válců, z nichž dva představují hlavu a matku šroubu. Těleso je, společně s kontaktními tělesy vidět na Obrázek 26.



Obrázek 26 – Vytvoření šroubu a použití kontaktních těles

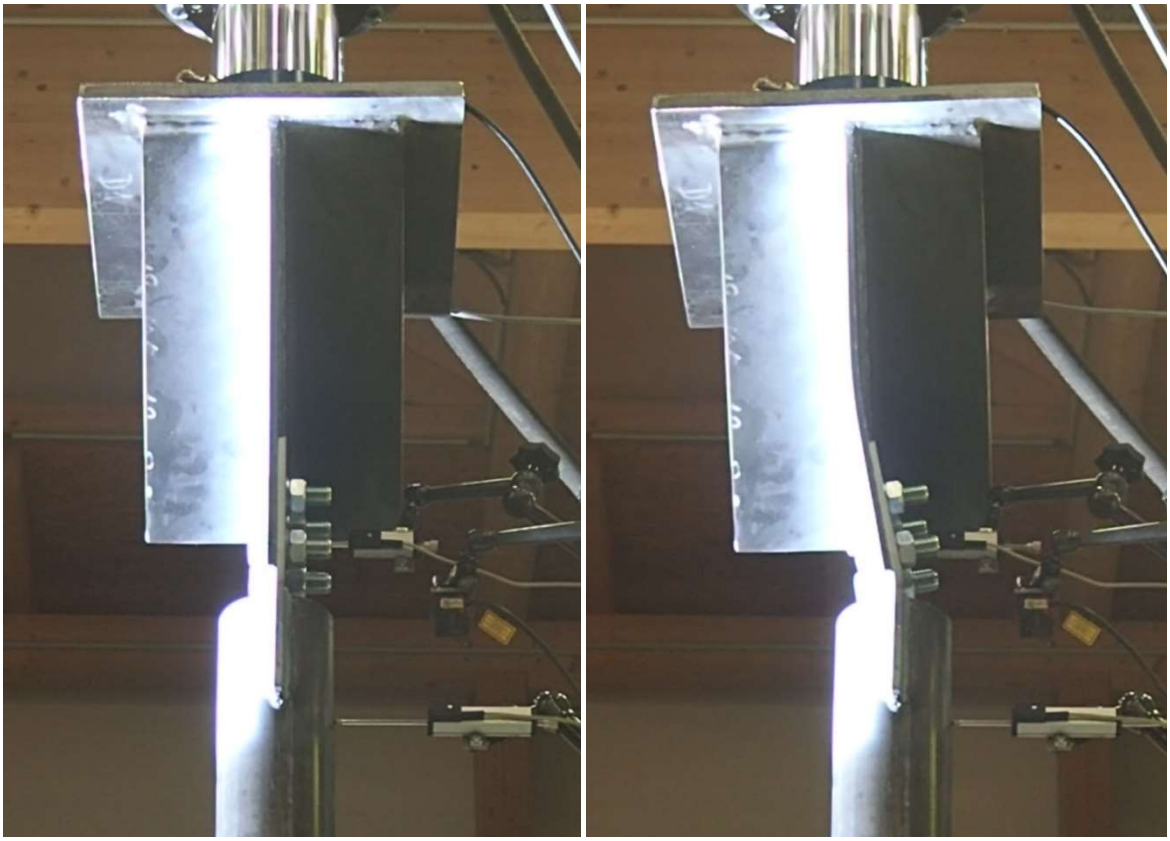
Svary

Tělesa svarů byla vytvořena pomocí tažení rovnoramenného trojúhelníku o délce odvěsny 4 mm. Protože svary byly navrženy jako svary koutové, nebyl tedy průvar v místě připojení na celou tloušťku plechu. To by ve většině případů znamenalo že je nutné oddělit plochy hlavních těles, představující plechy, a realizovat přenos sil pouze skrze svary. To by se v tomto případě provedlo už ne pomocí kontaktních těles, ale pomocí plošných uvolnění. O tomto nástroji více v manuálu programu [6]. Pro naše potřeby toto řešení můžeme opomenout, protože vzorek byl zatěžován pouze tlakovou silou a v takovém případě dochází k přenosu sil i na kontaktu mezi plechy, kde není plný průvar. V případě použití plošného uvolnění by byl tlak také započítáván. Dalším důvodem pro vynechání tohoto kroku je, že koutový svar byl navržen po celém obvodu přípoje, ne pouze jednostranně. Tím nevzniká žádná excentricita, která by přípoj nějakým způsobem ovlivňovala.

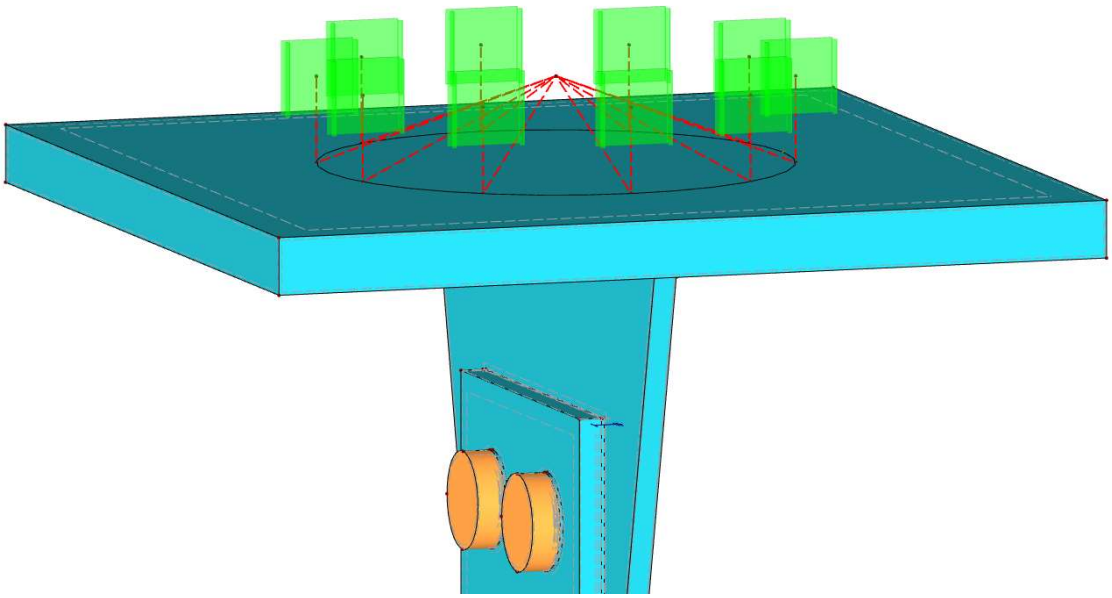
Podepření modelu

„Hlavní“ podporou je pro tento model plošná podpora pod spodním patním plechem. Toto podepření zabraňuje jakémukoliv posunu nebo pootočení. Podepření má představovat zatěžovací stolici ke které byl vzorek v laboratoři přišroubován.

Vzhledem k užití kontaktních těles, však toto podepření není dostačující. Bylo nutné určitým způsobem fixovat i horní styčník, který byl při reálném pokusu v kontaktu s lisem. Ten měl teoreticky umožňovat pouze posun ve svislém směru, ale jak je vidět na Obrázek 27, umožňoval lis také natočení klem svislé osy. Další posuny a pootočení lisu, které mohly při zatěžování vzniknout jsou zanedbatelné. Pro podepření na horním okraji vzorku bylo zvoleno deset uzlových podpor, které byly s modelem spojeny tuhými pruty, Obrázek 28, ty jsou někdy nazývány tuhými rameny. U těchto podpor byl povolen pouze posun ve směru osy Z, ve směru zatížení. A to i přesto že při zkoušce byly sledovány i jiné uvolnění. Zvláště pak u prvků se šikmým uložením.



Obrázek 27 – Pootočení lisu kolem svislé osy



Obrázek 28 – Schéma podepření horního styčníku

Zatížení

Ve snaze co nejpřesněji simulovat zatěžovací zkoušku, bylo zatížení realizováno ze začátku jako posunutí horní podpory, ta byla pro tento způsob zatěžování změněna pouze na jednu podporu s umožněným posunem ve směru poklesu. Spojení s modelem pak zajišťovalo

taktéž deset tuhých prutů, které se tentokrát ale sbíhaly k ose zatížení a vytvořily kužel pro roznos zatížení. Samotné zatížení pomocí posunu, dávalo velmi dobré výsledky z hlediska tvaru deformací prutu. Bylo ale velmi problematické najít správnou velikost posunu, protože při zadání posunu, o který byl stlačen skutečný vzorek, byly vodorovné posuny na prutu několikanásobně větší, nežli bylo skutečně změřeno. Navíc s tímto zatížením se nepodařilo nikdy spočítat celkovou únosnost.

Od tohoto způsobu bylo tedy upuštěno a zatížení bylo realizováno pomocí osamělé síly. Ta už využívala podepření popsané v části „Podepření modelu“. Síla byla však umístěna na vrchol kuželu z tuhých prutů, do místa, kde byl aplikován předchozí způsob zatížení poklesem podpory. Toto řešení se ukázalo jako nejlepší a bylo použito i u skořepinového modelu.

Výpočet

Hlavní důvod, proč tento typ modelu nebyl použit pro další postup, je nemožnost spočtení kritického zatížení. Hlavní výpočet v RFEMu bylo za určitých okolností možné provést, avšak doba, kterou výpočet zabral byla pro další práci velice nepraktická. Při počtu modelů, které měli být spočteny by celtový čas byl zhruba 10x delší než při použití skořepinového modelu. Co bylo ale hlavním problémem byla nemožnost spočítat úlohu zadanou v takzvaném přídavném modulu RF – STABILITY. Ten má v programu za úkol spočítat vlastní tvary modelu a na jejich základě určit součinitel kritického zatížení při kterém dojde ke kolapsu konstrukce v příslušném vlastním tvaru. Další popis nastavení parametrů výpočtu je tedy bezpředmětný.

5.1.3 Modelování pomocí skořepin

Po opuštění modelu sestaveného z těles bylo přikročeno ke zjednodušení v podobě modelu, který zkresluje jeden rozměr. Protože bylo postupováno od složitějšího modelu k jednoduššímu, tak základní vlastnosti modelu zůstaly stejné a odpadly některé komplikace. Za ty se dají považovat hlavně kontaktní tělesa. Mezi styčníkovým a přípojným plechem těleso fungovala velice dobře, co však působilo potíže byla geometrie spjatá s okolím šroubů. Aby byly splněny veškeré podmínky pro užití kontaktního tělesa bylo zapotřebí model zbytečně dělit. Další drobnost, která v tomto modelu ubyla jsou svary. Ve skořepinovém modelu nejsou vůbec řešeny a všechny propojení mezi částmi jednotlivými modelu, jsou generována programem.

Záměrně se zmiňuji o všech prvcích, i když by se dalo namítnout že spojení mezi styčníkovým a přípojným plechem by mělo umožňovat částečný posun ve svislém směru. Název skořepinový model zde úplně přesně nevystihuje popisovaný model. V každém ze dvou styčníků je totiž použito jedno kontaktní těleso. To je využito v té části, a nikde jinde, kde se překrývá právě styčníkový a přípojný plech. Více o této části modelu níže.

Díky podobnosti modelů budou v této části práce popsány především rozdíly, mezi tělesovým modelem a modelem skořepinovým. Přidána bude také část o nastavení parametrů výpočtu, protože to velmi výrazně ovlivnilo chování modelu.

Materiály

Protože tato část modelu byla optimalizována až po získání prvních výsledků stabilitního výpočtu, který se povedlo spočítat až u skořepinového modelu, materiály se v některých ohledech od tělesového modelu liší.

První zásadní změnou je takzvaný materiálový model. Ten byl u oceli S 355 změněn na materiál izotropní plastický 2D/3D. Tato změna sama o sobě neměla na výsledek zásadní vliv, ale tato volba materiálového modelu nám umožní změnu například pevnostní diagram, kde máme na výběr ze tří možností. Výchozím nastavení je základní diagram, který má pevně daný modul zpevnění. Druhou možností je bilineární diagram, který nám umožní změnit modul zpevnění E_p. Třetí a poslední možností je nadefinování diagramu přesně dle našich potřeb. Tato možnost však využita nebyla a pro výpočet byl ponechán základní diagram. Změna byla ale provedena ve volbě hypotézy přetvoření. Ta je primárně nastavena na hypotézu von Mises, kterou bylo ale potřeba přenastavit na Drucker – Pragerovu hypotézu. S tou bylo již dosaženo požadovaných výsledků. Tato hypotéza je v nesouladu s článkem publikovaným M.Couchaux a A.Rodier v roce 2014 [4] kde byla pro výpočet použita hypotéza von Mieses.

Materiál použitý pro šrouby však zůstal beze změny. Pro získání povědomí o vlivu tohoto parametru byla vyzkoušena i změna materiálu šroubů za předpínací ocel s více jak dvojnásobnou pevností ale na výpočet to mělo vliv v řádu desetin procenta celkové únosnosti.

V modelu nám navíc přibyl jeden materiál. Protože složitost kontaktního tělesa nedovoluje užití jiného než izotropně lineárně elastického materiálu, muselo bát těleso vytvořeno z běžné oceli S 355 bez změny materiálového modelu.

Veškeré informace o použitých materiálech opět najdeme v části Příloha B – Materiálové vlastnosti modelů.

Plochy z oceli S 355 a tuhé plochy

Veškeré užité plochy v modelu mají jako svůj materiál přiřazenu ocel S 355 s materiálovým modelem izotropně plastickým 2D/3D. Jedinou výjimku mezi plochami tvoří tuhé plochy spojující šrouby a kontaktní těleso, více v dalších částech.

Modelování probíhalo tak, že byly vytvořeny hraniční linie plochy, které byly následně převedeny na plochu a osazeny do správné polohy. Bylo využito stejného systému jako u těles, kdy všechny čísti modelu byly vytvořeny v jedné rovině a pomocí natočení a posunů sestaveny dohromady. Aby byla následně usnadněna transformace, již vytvořených modelů, na varianty navržené v 5.3 Studie citlivosti na straně 51, byly některé plochy rozděleny na elementární tvary jako jsou obdélníky, trojúhelníky a nepravidelné čtyřúhelníky. To je vidět například na Obrázek 29 na straně 46, kde si můžeme všimnout rozdělení styčníkového plechu na čtyři různé plochy. Jedna z nich je součástí kontaktního tělesa. Toto dělení usnadnilo tvorbu především styčníků ze skupiny „D“, kde je přípoj pod úhlem 45°.

Dělení ploch bylo využito i v místě spojení prutu, trubky a přípojného plechu. Zde bylo dělení provedeno z důvodu přehlednosti a kontrolovatelnosti modelu. Pokud bychom namodelovali spojení trubky a přípojného plechu pouze pomocí dvou těles, je možné že by v tomto místě došlo k nesprávnému propojení ploch. Tímto řešením je zaručena správná funkčnost detailu. Více opět Obrázek 29.

Každé ploše byla samozřejmě přiřazena i odpovídající tloušťka. V modelech byly použity plechy tlouštěk 20 mm pro patní plech styčníku, 12 mm pro plechy použité na podpůrný trojúhelník u skupiny „D“, 8 mm pro všechny části týkající se styčníku a u trubky byla tloušťka stěny 4 mm.

Zjednodušením prošly i modely šroubů. Ty byly z těles změněny až na prutové prvky představující střednici šroubu. Ty bylo poté nutné připojit k celému modelu. Protože zde již nebyla žádná styčná plocha bylo pro připojení prutů ke kontaktnímu tělesu použito tuhých ploch. Tyto plochy jsou dvourozměrným ekvivalentem tuhých prutů a jich výhodou v tomto případě je přenos sil z prutu na celý obvod výřezu. Pro dosažení podobného efektu by muselo být použito velké množství tuhých prutů. Nevýhodou tohoto řešení ale je skutečnost, že není možné zabránit přenosu nežádoucích vnitřních sil ze šroubu na plech. Tím je myšleno například tahové namáhání horního styčníkového plechu v místě pod šrouby.

Na závěr této části ještě zmíním plochy nulové, které jsou součástí kontaktního tělesa a tvoří jeho plášť. Jsou to plochy, které jsou kolmé na roviny styčníkového a přípojného plechu.

Kontaktní těleso

Způsob využití kontaktního tělesa se u skořepinového modelu částečně liší od jeho použití v modelu tělesovém. V tom byly kontaktní plochy tělesa zároveň plochami ve skutečných tělesech a prostor mezi nimi fungoval jako skutečné těleso se zvláštními vlastnostmi, například neúčinnosti v tahu. To však u skořepinového modelu neplatí a kontaktní plochy se tu chovají mnohem více jako plochy. Zatímco u předchozího modelu jsou hraniční plochy kontaktního tělesa definované jako nulové, včetně ploch kontaktních, v případě skořepinového modelu jsou kontaktní plochy, pouze, definovány jako standardní a mají tedy přiřazeny jak materiálové vlastnosti, tak i tloušťku.

Při definici materiálových vlastností plochy, můžeme použít jakýkoliv typ materiálového modelu. V tomto případě byl zvolen materiál shodný s ostatními plochami – izotropní plastický 2D/3D. Toto stále nelze uplatnit u samotného kontaktního tělesa. To musí bát stále vytvořeno z izotropního lineárně elastického materiálu.

Samotný prostor mezi plochami pak funguju jako spojení dvou ploch pomocí pružinek s určitou tuhostí. Tato tuhost se definuje úplně stejně jako v případě tělesového modelu.

Oproti tělesovému modelu je toto kontaktní těleso mnohem tlustší. Jeho tloušťka odpovídá tloušťce dvou plechům použitých ve styčníku. V modelech představující zkušební vzorky to je tedy $2 \times 8\ mm = 16\ mm$. V parametrické studii to pak v některých případech je $20\ mm$ nebo $12\ mm$. Samotným kontaktním plochám je pak dána tloušťka skutečně použitých plechů $8\ mm$.

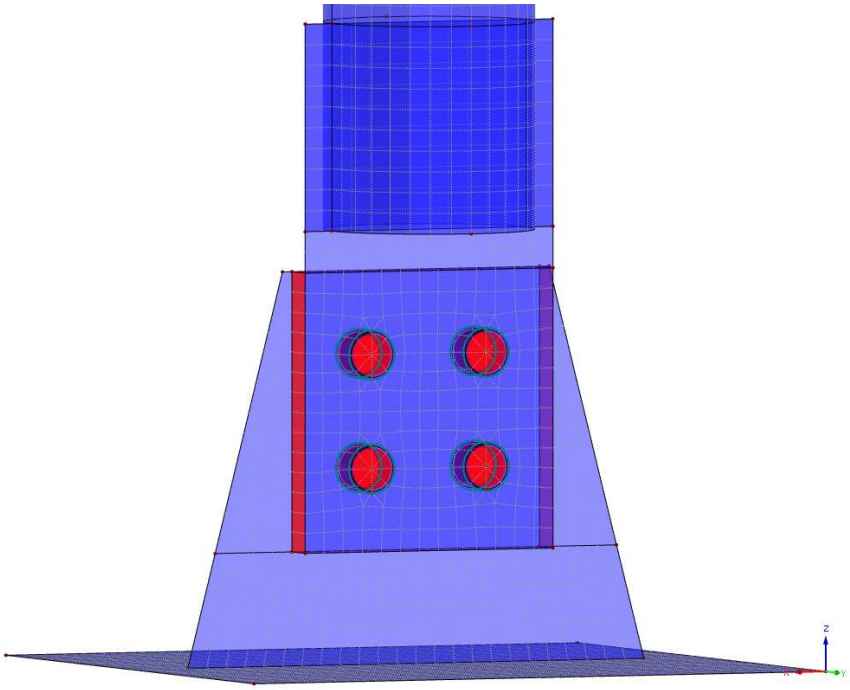
Spojení tělesa se zbytkem modelu tu není řešeno pomocí kontaktu dvou ploch, ale kontakt je uskutečněn na některých hraničních liniích kontaktních ploch. Vše je opět dobře vidět na Obrázek 29.

Šrouby

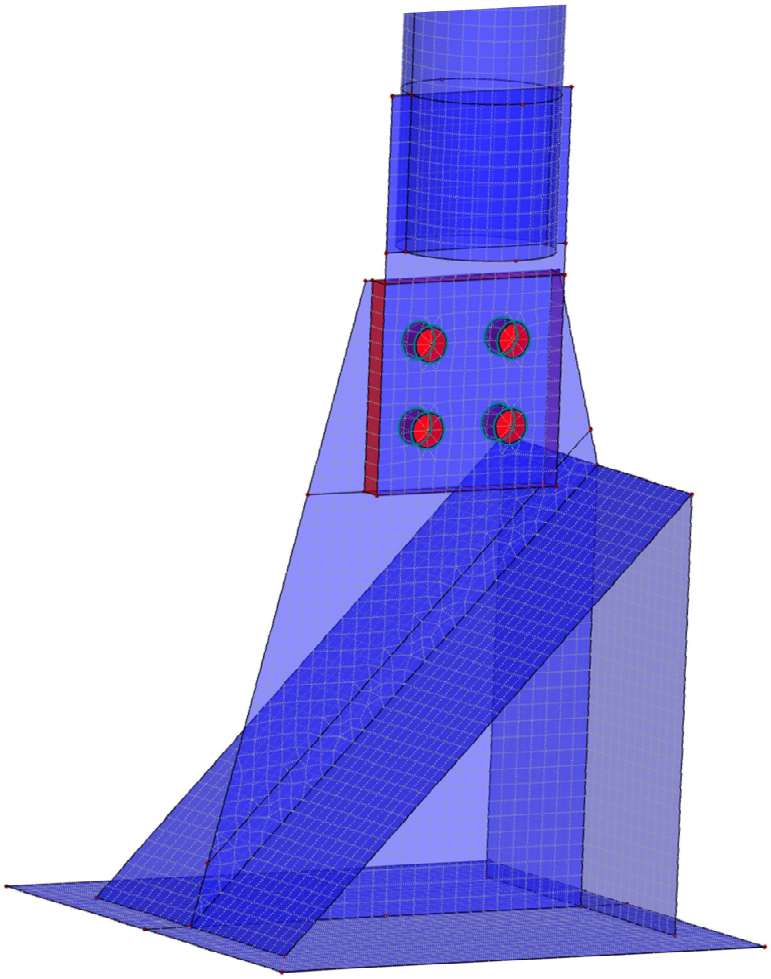
Jak bylo zmíněno výše, modely šroubů prodělaly transformaci až na prvky prutové. Dále u nich odpadla potřeba užití složitých kontaktních těles a tím vypadává podmínka stejných ploch. Šroub je tedy vytvořen pomocí jednoho prutu, z materiálu S 700 MC a jeho průřez odpovídá skutečně použitým šroubům o průměru $20\ mm$. Šroub prochází celou tloušťkou kontaktního tělesa a vůbec nezohledňuje účinek hlavy nebo matky šroubu.

Ke kontaktnímu tělesu je připojen tuhou plochou, která přenáší veškeré síly působící na šroub nebo na plech. Průměr této tuhé plochy je o dva milimetry větší nežli průměr šroubu, a to z toho důvodu, že otvor v styčníkovém nebo přípojném plechu je u skutečného vzorku z konstrukčních důvodů právě o dva milimetry větší.

a) skupina „*C*“



b) skupina „*D*“

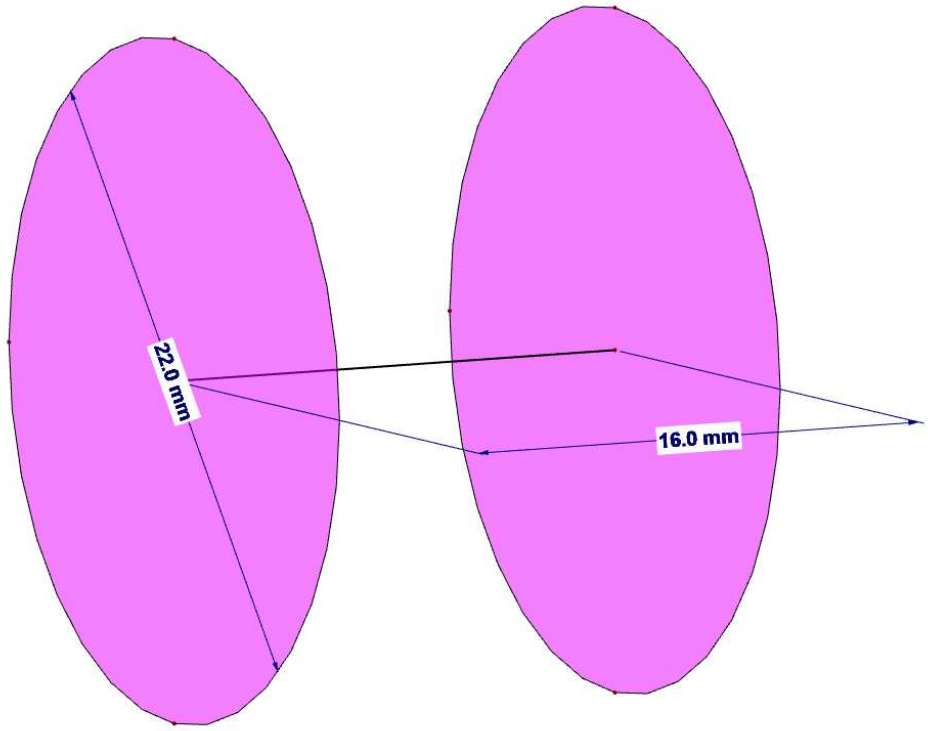


Obrázek 29 – Sestavení styčníku u skořepinového modelu a) skupina „C“ b) skupina „D“

Podepření modelu

Podepření modelu neprodělalo, oproti modelu sestavenému z těles žádnou změnu. Bylo opět využito plošné podpory u spodního styčníku zamezující veškeré posuny a pootočení. U horního styčníku bylo zase použito deset bodových podepření s možností posunu ve směru osy prutu a připojením pomocí svislých tuhých prutů.

U modelu nebyl ubrán ani kužel sloužící pro aplikaci zatížení. Pro ověření správnosti teorie, že je vhodné zatížení vnášet pomocí síly, a ne posunu bylo i u tohoto modelu provedeno pár zkušebních výpočtů se zadaným poklesem horní podpory, která pro tento způsob zatížení byla změněna z deseti lokálních na jednu lokální. Předpoklad se ukázal jako správný a dále byly modely zatěžovány už pouze osamělou silou. Pro zobrazení podepření poslouží Obrázek 28.



Obrázek 30 – Prutový model šroubu s přípojnými tuhými deskami

Zatížení

Jak bylo popsáno v části „Podepření modelu“, optimální zatěžovací stav obsahuje pouze jednu osamělou sílu působící v ose styčníku. Pro modely skutečných vzorků byla velikost zatěžovací síly vždy rovna maximální síle naměřené pro daný vzorek v experimentu. Tato velikost byla zvolena z důvodu validace výpočetního modelu. Snahou bylo, aby spočtená únosnost v přídavném modulu RF-STABILITY se blížila 100 %. Výsledky byly ovlivňovány například hustotou sítě prvků, metodou výpočtu, materiálovým modelem, tuhostí kontaktního tělesa, nebo způsobem podepření na horním styčníku.

Zatížení modelů v parametrické studii bylo vždy 100 kN, protože všechny maximální síly z experimentu se pohybovaly kolem hodnoty právě 100 kN. Další výhodou bylo že při tomto zatížení je na první pohled zřejmé, jakou únosnost vzorek má.

Výpočet

Při zkoušení, jaké nastavení metody výpočtu je optimální, bylo zjištěno že změnou metod a teorií lze dosáhnou změny únosnosti v řádu jednotek procent. U modelu D4 byl rozdíl, mezi nejnižší a nejvyšší spočtenou únosností, nejmarkantnější a činil 4,5 % celkové únosnosti. Kombinace metod a teorií, při které byla u tohoto vzorku dosažena nejvyšší únosnost však nebyla použita. V této variantě byla jako ohybová teorie desek použita Mindlinova teorie a metoda analýzy byla nastavena na analýzu velkých deformací. Nejvyšší spočtená únosnost byla 78,5 %. Ale protože v dalších případech dávala tato kombinace metod nižší hodnoty únosností než přístup, který byl nakonec zvolen jako nejlepší, nebyla tato hodnota únosnosti použita. Přístupem, který se nejvíce blížil naměřeným hodnotám, bylo užití Mindlinovi ohybové teorie desek a analýzy pomocí I. Řádu. Vyhodnocení těchto experimentů s výpočetními metodami je v Tabulka 5. Koeficient byl spočten podle vzorce $\lambda = \sqrt{\sum(100\% - X_i)^2}$ kde X_i je únosnost spočtená danou metodou ve skořepinovém modelu. Tento přístup byl bále aplikován u modelů v parametrické studii.

Metody výpočtu byly měněny i v přídavném modulu. Ten nabízí stabilitní výpočet pomocí *„Analýzy vlastních čísel“* nebo metodou *„Zvětšování zatížení až do kolapsu konstrukce“*. Další možnosti jsou pak nastavení metody vlastních čísel, typ matice nebo normování vlastních tvarů. V tomto případě však byl změněn pouze typ stabilitního výpočtu na *„Zvětšování zatížení do kolapsu konstrukce“*. V Takovémto případě je vybrán zatěžovací stav, který bude posuzován a pro něj jsou spočteny vlastní tvary a součinitele kritického zatížení. V tomto iteračním výpočtu byl také změněn krok přírůstků zatížení. Protože jsme znali předpokládanou únosnost, první zatěžovací krok měl velikost $0{,}5 \times F$, neboli 50 % zatěžovací síly. Toto zatížení bylo v každém dalším kroku zvětšeno o 10 % ze síly zadané v modelu. V případě překročení únosnosti se přírůstek poslední iterace zjemnil na 10 % samotného přírůstku. Tedy 1 % původní síly. Tímto způsobem program došel až k výsledné únosnosti, která splňovala v programu nastavená kritéria.

Tabulka 5 – Vyhodnocení přesnosti užitých výpočetních metod

Označení vzorku	Skoutečná únosnost	Užité metody			
		I	II	III	IV
C1	100,0%	97,8%	97,1%	99,4%	96,2%
C2	100,0%	103,0%	102,8%	103,5%	100,2%
C3	100,0%	89,8%	88,4%	92,4%	90,9%
D1	100,0%	90,4%	91,0%	94,3%	90,9%
D2	100,0%	84,3%	84,0%	85,3%	83,5%
D4	100,0%	78,5%	75,2%	76,1%	74,0%
λ		30,3%	33,2%	29,8%	33,6%

I	Mindlinova teorie ohybu desek + Analýza velkých deformací
II	Kirchhoffova teorie ohybu desek + Analýza velkých deformací
III	Mindlinova teorie ohybu desek + I. řád
IV	Kirchhoffova teorie ohybu desek + I. řád

Síť konečných prvků

Poslední parametr, který byl měněn a týká se výpočtu, byla hustota sítě prvků. Hustota byla z původního nastavení délky konečných prvků $25{,}0\,mm$, zmenšena na $10{,}0\,mm$. To následně vyžadovalo zmenšit i *„Maximální vzdálenost mezi uzlem a linií pro integraci do linií“*. Tato hodnota je primárně nastavena na $1\,mm$ avšak automatická kontrola nastavení si vyžádal změnu této hodnoty na $0{,}5\,mm$.

Program umožňuje i nastavení maximálního poměru diagonál čtyřúhelníků konečných prvků, či odklon čtyřúhelníkového prvku od roviny. Tyto parametry byly ale ponechány v původních hodnotách. Nakonec byl zvolen typ možných generovaných konečných prvků. Model byl tedy sítí rozložen na trojúhelníky a čtyřúhelníky.

Program také může sám, adaptivně zahustit generovanou síť prvků. Tato funkce ale nebyla využita a ani manuálně nebyly do modelu vkládány prvky pro zahuštění sítě konečných prvků.

5.1.4 Shrnutí

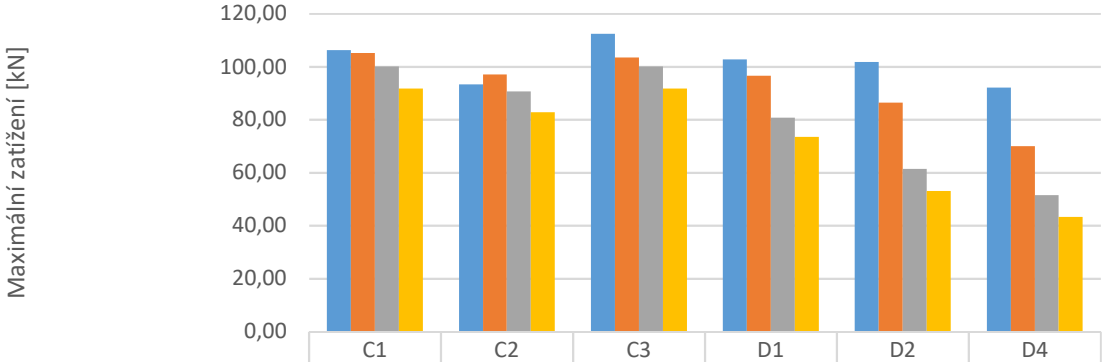
Pro parametrickou studii, ve které byla využita metoda konečných prvků, byl využit skořepinový model se dvěma kontaktními tělesy a pruty představující jednotlivé šrouby. Materiál užitých plechů byl zvolen jako *„izotropní plastický 2D/3D“* se základními vlastnostmi odpovídající oceli S 355. Pro šrouby byla zvolena ocel S 700 MC, která se svými pevnostními vlastnostmi blíží skutečně použitým šroubů M 20 třídy 8.8 a materiálový model byl v tomto případě *„izotropní lineárně elastický“*. Vzorky byly zatíženy buď maximální naměřenou silou při experimentu a v případě variant vytvořených v parametrické studii byly silou $100\ kN$. Tato síla byla aplikována jako osamělé břemeno působící na ose styčníku a roznos této síly byl realizován pomocí tuhých prutů. Pro určení únosnosti byl použit přídavný modul programu RFEM označený jako RF-STABILITI.

5.2 Validace a verifikace

Cílem při vytváření modelů, které měli představovat skutečně zatížené vzorky, bylo se vypočtenou únosností co nejvíce přiblížit, ale nepřekročit únosnost naměřenou při experimentu. Protože byl každý typ vzorku vyroben pouze jako jeden samostatný kus, nebyla hodnota výsledné únosnosti nijak upravována. Na Obrázek 31 můžeme vidět, jak dopadly výsledky výpočtů v porovnání se skutečnými vzorky.

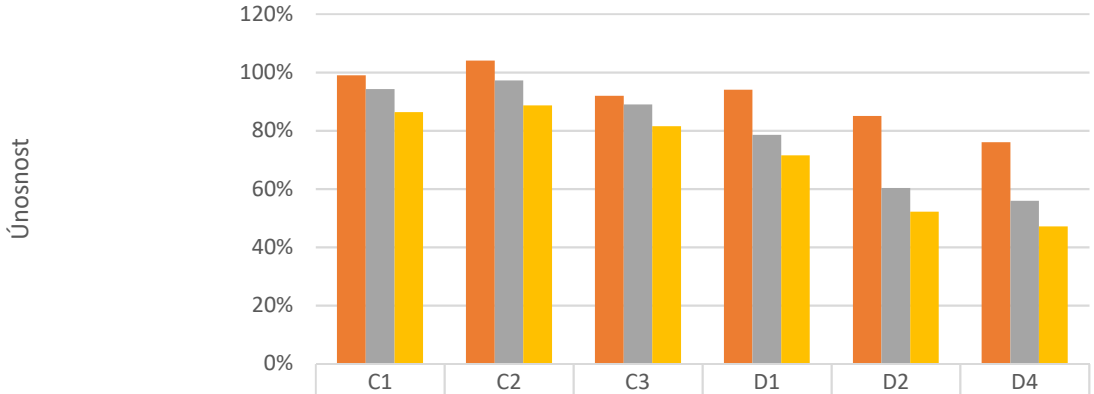
Když se podíváme na výsledky získané metodou konečných prvků, tak u většiny se záměr získat nižší únosnost podařil. Jedinou výjimkou je vzorek C2 kde spočtená únosnost je o $3{,}73\ kN$ větší. V procentuálním vyjádření je to 104 % skutečné únosnosti. Obecně u vzorků skupiny *„D“* pak je zřejmá procentuálně nižší únosnost nežli u vzorků skupiny *„C“*. Tento rozdíl je však vidět u všech použitých metod ale při srovnání experimentu a metody konečných prvků je rozdíl nejmenší, Tabulka 6.

Tabulka 6 na straně 51 porovnává přesnosti použitých metod. Koeficient λ byl, stejně jako v případě hodnocení výpočetních metod samotného RFEMu, získán ze vzorce $\lambda = \sqrt{\sum(N_{exp} - N_i)^2}$, kde N_i vždy představuje hodnotu únosnosti spočtenou hodnocenou metodou, pro konkrétní vzorek. Do tabulky byly přidány i metody analytické a porovnávány jsou i skupiny *„C“* a *„D“*.



	C1	C2	C3	D1	D2	D4
Nexp [kN]	106,22	93,35	112,45	102,78	101,75	92,06
Nmax RFEM [kN]	105,16	97,08	103,46	96,61	86,49	69,96
Nan1 dle Wilkinsona [kN]	100,11	90,72	100,11	80,76	61,37	51,49
Nan2 dle Khoo/Perera [kN]	91,70	82,77	91,70	73,53	53,10	43,35

Obrázek 31 – Únosnosti vzorků z experimentu a získané výpočtem



	C1	C2	C3	D1	D2	D4
Faktor zatížení f - RFEM [%]	99%	104%	92%	94%	85%	76%
Nan1 dle Wilkinsona [%]	94%	97%	89%	79%	60%	56%
Nan2 dle Khoo/Perera [%]	86%	89%	82%	72%	52%	47%

Obrázek 32 – Spočtené únosnosti vyjádřené v procentech skutečné únosnosti

Tabulka 6 – Srovnání přesností výpočetních metod

Označení vzorku	Skoutečná únosnost [kN]	Užité metody		
		Wilkonson [kN]	Khoo/Perera [kN]	RFEM [kN]
C				
C1	106,22	100,11	91,70	105,16
C2	93,35	90,72	82,77	97,08
C3	112,45	100,11	91,70	103,46
λ_C		14,02	27,45	9,80
D				
D1	102,78	80,76	73,53	96,61
D2	101,75	61,37	53,10	86,49
D4	92,06	51,49	43,35	69,96
λ_D		61,33	74,80	27,55
λ		62,91	79,67	29,24

5.3 Studie citlivosti

Citlivostní studie, je založena na předpokladu, že máme k dispozici pokročilý model, kterým je možné nahradit reálný test provedený na zkušebním vzorku. To nám umožní snížit náklady a čas potřebný k provedení experimentu, a je možné takto namodelovat a ozkoušet celou řadu variant.

Model, který byl popisován v části 5.1.3 Modelování pomocí skořepin nám tedy poslouží jako předpoklad chování tohoto typu styčníku. Dalším krokem je tak navrhnout geometrii testovaných vzorku. Ta v našem případě vychází z parametrů, které byly měněny i u skutečného experimentu, avšak byl přidán ještě jeden podstatný parametr, který v reálném testu použit nebyl – tloušťka použitých plechů.

5.3.1 Proměnné parametry ve studii citlivosti

Celkem jsou tedy tři parametry, které u styčníků měníme. Rozdělení na skupinu *„C“* a *„D“*, kde první skupina je skupinou kolmých přípojů a skupina *„D“* je skupinou šikmých přípojů, není do těchto parametrů začleněno z důvodu že i nadále zůstávají přípoje buď kolmé anebo pod úhlem 45°. Důležitou poznámkou je fakt, že byl vždy měněn pouze jeden z parametrů. Nikdy jich u jednoho vzorku nebylo změněno více najednou.

Prvním je odsazení přípojného plechu od paty styčníku. To je ve výkresech, Příloha A – Výkresová dokumentace, a v tabulkách označeno písmenem „A“. U reálných vzorků byla tato hodnota vždy 55 mm anebo 20 mm. Ve studii citlivosti byly přidány hodnoty 10 mm, 35 mm a 65 mm. Další možností, kde je možné vidět vyznačenou vzdálenost „A“ je Obrázek 6 – Rozměry vzorků – a) skupina „C“ b) skupina „D“ na straně 22.

Druhým měnícím se rozměrem je délka přesahu styčníkového a přípojného plechu, vždy značené jako rozměr „B“. Ta byla u experimentu měněna podle toho, kolik bylo v přípoji použito šroubů. Standardní délka přesahu byla 135 mm v případě použití čtyř šroubů a

170 mm, když byly použity pouze dva šrouby. Pro vzorky modelované pouze ve výpočetním softwaru byly přidány délky 145 mm, 165 mm, 180 mm a 200 mm. Počet šroubů a jejich průměr způsobil, že nebylo možné vytvořit kratší přesah než v experimentu použitých 135 mm, protože by pak nebyla splněna minimální rozteč šroubů.

V případě svislé rozteče šroubů, značenou písmenem „D“, nemá žádnou návaznost na skupinu vzorků „D“, nešlo o cílenou změnu, ale vše záviselo na protažení přípojného plechu. Vzhledem k tomu, že vzdálenosti šroubů od okrajů zůstaly konstantní muselo dojít ke zvětšení vzdálenosti mezi samotnými šrouby. To a také délka přípojného plechu je znázorněno na Obrázek 8 – Rozteče šroubů použité u zkušebních těles na straně 24.

Posledním parametrem, který byl zkoumán je tloušťka plechů použita pro výrobu styčníku. Z původních 8 mm byly vytvořeny dvě nové varianty s tloušťkami 6 mm a 10 mm. Tloušťka byla měněna vždy u všech příslušných plechů, nebyl tedy vytvořen případ kde by byly spojovány dva plechy různé tloušťky. Modely, kde došlo k této změně byly vždy geometricky shodné s původními experimentálními vzorky a jedinou odlišností byla tloušťka plechů, a tedy i excentricita přípoje.

Pro detailní popis jednotlivých rozměrů je vhodné si přečíst část 4.2 Geometrie na straně 21, případně podkapitolu 4.2.2 Proměnné rozměry. Další možností je Příloha A a Příloha C – Studie citlivosti.

5.3.2 Označení vzorků

Pro jednoduchou orientaci je potřeba zavést označení vzorků podle kterého se můžeme rychle orientovat. Bylo zvoleno alfanumerické označení, které obsahuje dvě písmena a dvě čísla.

$$X\#.Y.\# \tag{16}$$

Vztah (16) představuje zápis, který je využit u označení vzorků a kde:

X - představuje označení skupiny *„C“* nebo *„D“*

- první křížek je pak vždy nahrazen číslem, které odpovídá zkušebnímu vzorku, který byl upraven a vznikl tak příslušný model pro parametrickou studii

Y - je v kódovém zápise představuje další písmeno. Byly použity celkem tři písmena, která označují, který parametr je u daného modelu oproti výchozí konfiguraci změněn. Použity byly písmena:

„A“ v případě že došlo k změně odsazení přípojného plechu

„B“ pokud byl prodloužen přípojný plech

„T“ pokud došlo ke změně tloušťky plechů

Toto značení zároveň odpovídá označení parametrů ve výkresech.

- posledním znakem v kódu je číslo které nám specifikuje o který vzorek ve skupině jde

Příkladem takového označení je zápis

$$D2.B.1$$

Z tohoto zápisu vidíme, že tento model patří do skupiny „D“, je tedy šikmý a vychází z varianty D2. Písmeno B značí, že v modelu byla změněna délka přípojného plechu a číslo na konci nám říká že jede o první vzorek ze skupiny $D2.B$. V prvotním fázi přípravy parametrické studie bylo zamýšleno vytvořit u každé skupiny tři modely s pozměněným parametrem. Vzhledem k výslednému počtu vzorku bylo od záměru upuštěno, a nakonec byly vytvořeny pouze dva. Označení však přetrvalo, a tak mezi vzorky chybí jedna z původně zamýšlených variant.

U vzorků, jejichž geometrická konfigurace byla použita v reálném experimenty jsou pro odlišení označeny pouze písmenem skupiny, „C“ nebo „D“ a svým číslem. Například C1 nebo D4.

5.3.3 Vyhodnocení studie

K vyhodnocení studie, byly použity výsledky spočtené pomocí analytických metod, které jsou popsány v části 2.1 Analytické modely. Ty byly porovnávány s výsledky experimentu a výsledky získanými z metody konečných prvků. Studie citlivosti byla zaměřena na vliv jednotlivých měněných parametrů na únosnost styčníku. Tabulka 7 je výňatkem z Příloha C a jsou v ní shrnuty parametry vzorků a jejich únosnosti.

Vliv parametrů „A“ a „B“

Při zkoumání výsledků si můžeme povšimnout, že délkové parametry, které jsou u styčníků měněny nemají u analytických metod žádný vliv na výslednou únosnost. To je vidět i ze vzorců v podkapitole 2.1 Analytické modely. Jediná délka, která má vliv na únosnost styčníku je celková výška styčníku. Je uvedená v tabulce na straně 54 pod označením L_c a ve vzorcích analytických metod je taktéž značena jako vzdálenost L_c, více Obrázek 3 na straně 13.

Kde jsou však rozdíly vidět je metoda konečných prvků. Ale i zde si jsou výsledky velmi podobné. V následujících grafech, Obrázek 33, Obrázek 34, Obrázek 35 a Obrázek 36, byly vzorky roztříděny podle skupin *„C“* a *„D“* a protože výsledky jsou závislé hlavně na výšce L_c byl stanoven poměr A/L_c a B/L_c pro každý zkoumaný vzorek a tomu přiřazena odpovídající únosnost. Následně byly výsledky aproximovány pomocí lineární regrese a byl stanoven koeficient determinace neboli spolehlivosti R^2, aby bylo možné říct, zda se dá provedená aproximace považovat za relevantní, či nikoliv. V grafech na stranách 56 a 56 je potom zobrazena únosnost závislá pouze na výšce styčníku L_c, pro srovnání byly do grafu vyneseny i výsledky analytických metod jejich přesnosti v podobě koeficientu determinace R^2. Pokud porovnáme přesnosti jednotlivých aproximací, zjistíme že měněné parametry mají na výslednou únosnost vliv, avšak jejich změna nemá vliv přímo na únosnost, ale na délku L_c, která následně ovlivní výsledek.

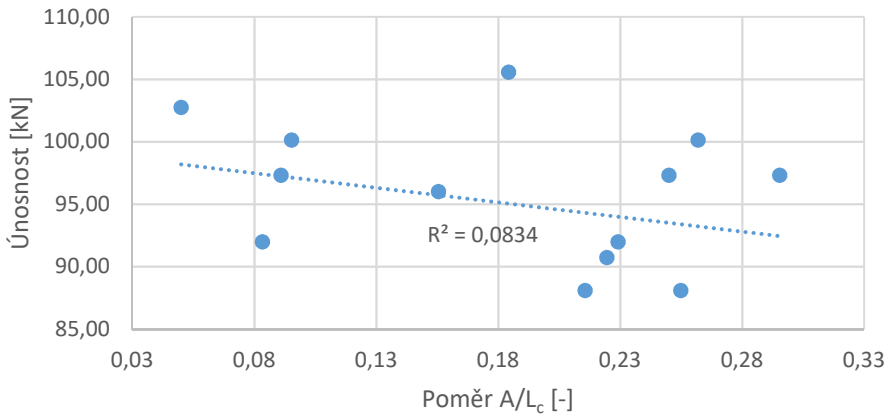
Situace u parametru „A“ u skupiny *„D“* se ale od ostatních liší. Z výsledků vyplývá, že v případě jeho změny bude vliv na únosnost výrazně větší, nežli vliv parametru „B“. To bylo odvozeno na základě koeficientu R^2. Vliv parametrů na únosnost u skupiny *„D“* je vidět i

z přesnosti aproximace v grafu na Obrázek 38. Ve spojení s pozorováním z Obrázek 35 je zřejmé, že tímto parametrem je právě parametr „A“, nikoliv „B“.

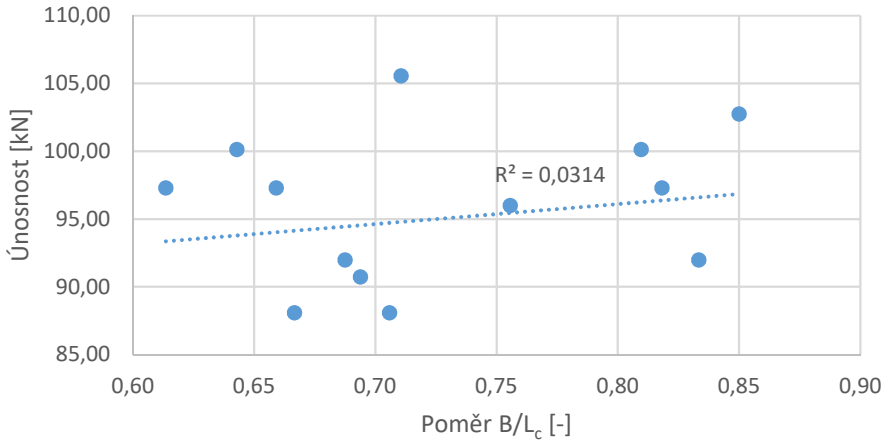
Z grafu na Obrázek 38 můžeme také zjistit že výpočty všech tří metod, zahrnují vliv geometrie u skupiny „D“ podobným způsobem, byť v dosažené přesnosti se liší.

Tabulka 7 – Vzorky parametrické studie a jejich únosnosti

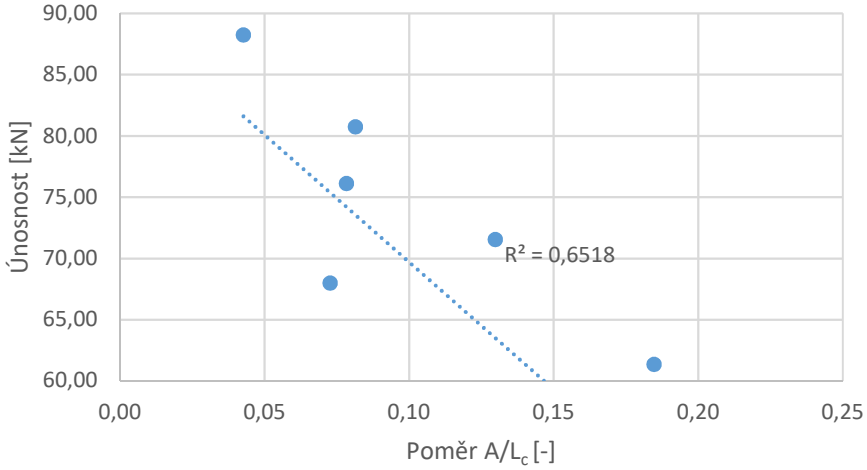
Označení vzorku	Odsazení přípojného plechu	Délka přesahu plechů	Tloušťka plechů	Výška styčníkového plechu	L_c	Počet šroubů	Vodorovná rozteč šroubů	Průměr šroubů	$N_{exp/num}$	N_{an1} dle Wilkinsona	N_{an2} dle Khoo/Perera	Faktor zatížení f - RFEM	N_{max} RFEM
	A	B	T	C	L_c		E						
C	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[ks]	[mm]	[mm]	[kN]	[kN]	[kN]	[%]	[kN]
C1	**55**	**135**	**8**	**190**	**210**	**4**	**60**	**20**	**106,22**	**100,11**	**91,70**	**99%**	**105,16**
C1.A.1	35	135	8	170	190	4	60	20	100	105,56	95,88	107%	107
C1.A.3	65	135	8	200	220	4	60	20	100	97,29	89,33	105%	105
C1.B.1	55	145	8	200	220	4	60	20	100	97,29	89,33	105%	105
C1.B.3	55	165	8	220	240	4	60	20	100	91,97	84,16	103%	103
C1.T.1	55	135	6	190	210	4	60	20	100	56,65	50,88	62%	62
C1.T.2	55	135	10	190	210	4	60	20	100	145,89	126,06	148%	148
C2	**55**	**170**	**8**	**225**	**245**	**2**	**-**	**20**	**93,35**	**90,72**	**82,77**	**104%**	**97,08**
C2.A.1	35	170	8	205	225	2	-	20	100	96,00	88,13	98%	98
C2.A.3	65	170	8	235	255	2	-	20	100	88,07	79,74	92%	92
C2.B.1	55	180	8	235	255	2	-	20	100	88,07	79,74	111%	111
C2.B.3	55	200	8	255	275	2	-	20	100	83,16	73,75	96%	96
C2.T.1	55	170	6	225	245	2	-	20	100	49,10	42,35	55%	55
C2.T.2	55	170	10	225	245	2	-	20	100	137,13	120,33	136%	136
C3	**20**	**170**	**8**	**190**	**210**	**2**	**-**	**20**	**112,45**	**100,11**	**91,70**	**92%**	**103,46**
C3.A.1	10	170	8	180	200	2	-	20	100	102,73	93,83	113%	113
C3.B.1	20	180	8	200	220	2	-	20	100	97,29	89,33	102%	102
C3.B.3	20	200	8	220	240	2	-	20	100	91,97	84,16	104%	104
C3.T.1	20	170	6	190	210	2	-	20	100	56,65	50,88	70%	70
C3.T.2	20	170	10	190	210	2	-	20	100	145,89	126,06	142%	142
D													
D1	**20**	**135**	**8**	**408**	**249**	**4**	**60**	**20**	**102,78**	**80,76**	**73,53**	**94%**	**96,61**
D1.A.1	10	135	8	388	234	4	60	20	100	88,26	81,80	106%	106
D1.B.1	20	145	8	422	259	4	60	20	100	76,14	68,49	88%	88
D1.B.3	20	165	8	449	279	4	60	20	100	68,00	59,88	86%	86
D1.T.1	20	135	6	408	249	4	60	20	100	42,70	36,50	60%	60
D1.T.2	20	135	10	408	249	4	60	20	100	124,74	114,35	138%	138
D2	**55**	**135**	**8**	**475**	**298**	**4**	**60**	**20**	**101,75**	**61,37**	**53,10**	**85%**	**86,49**
D2.A.1	35	135	8	436	269	4	60	20	100	71,56	63,60	90%	90
D2.A.3	65	135	8	494	312	4	60	20	100	57,07	48,80	84%	84
D2.B.1	55	145	8	489	308	4	60	20	100	58,28	50,00	76%	76
D2.B.3	55	165	8	516	328	4	60	20	100	52,75	44,57	74%	74
D2.T.1	55	135	6	475	298	4	60	20	100	30,64	25,02	48%	48
D2.T.2	55	135	10	475	298	4	60	20	100	100,11	90,98	126%	126
D4	**55**	**170**	**8**	**523**	**333**	**2**	**-**	**20**	**92,06**	**51,49**	**43,35**	**76%**	**69,96**
D4.A.1	35	170	8	484	304	2	-	20	100	59,27	50,99	76%	76
D4.A.3	65	170	8	542	347	2	-	20	100	48,15	40,16	66%	66
D4.B.1	55	180	8	537	343	2	-	20	100	49,09	41,06	68%	68
D4.B.3	55	200	8	564	363	2	-	20	100	44,77	36,98	66%	66
D4.T.1	55	170	6	523	333	2	-	20	50	25,03	19,97	80%	40
D4.T.2	55	170	10	523	333	2	-	20	100	86,26	76,16	104%	104



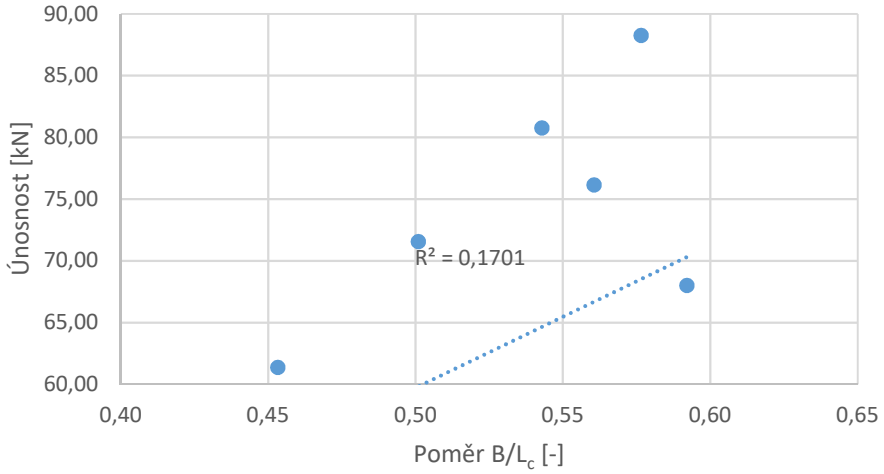
Obrázek 33 – Závislost únosnosti na poměru A/L_c – skupina C



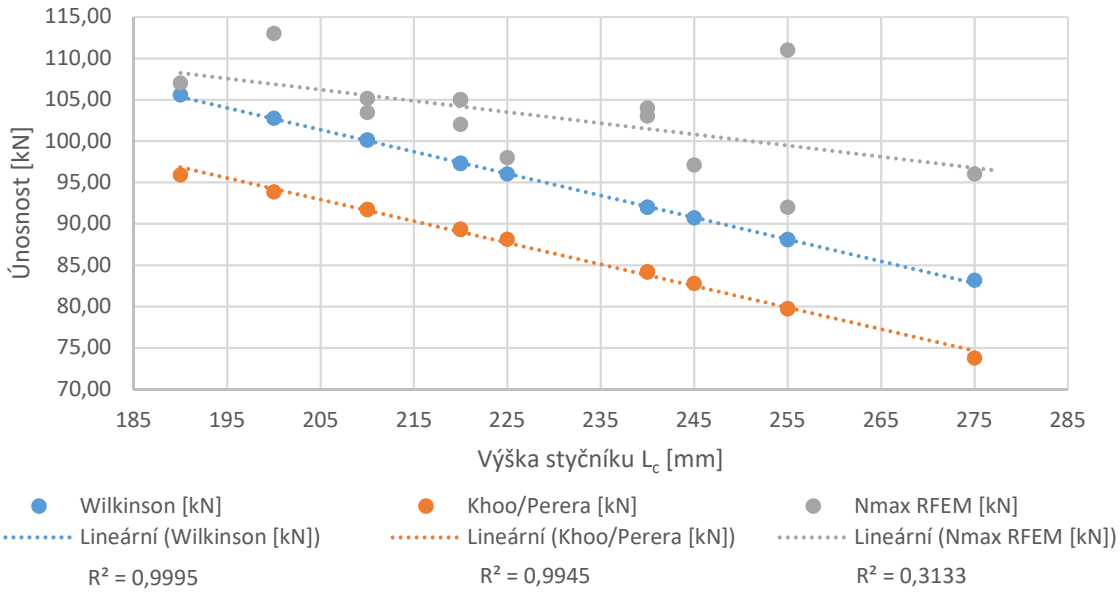
Obrázek 34 – Závislost únosnosti na B/L$_c$ – skupina C



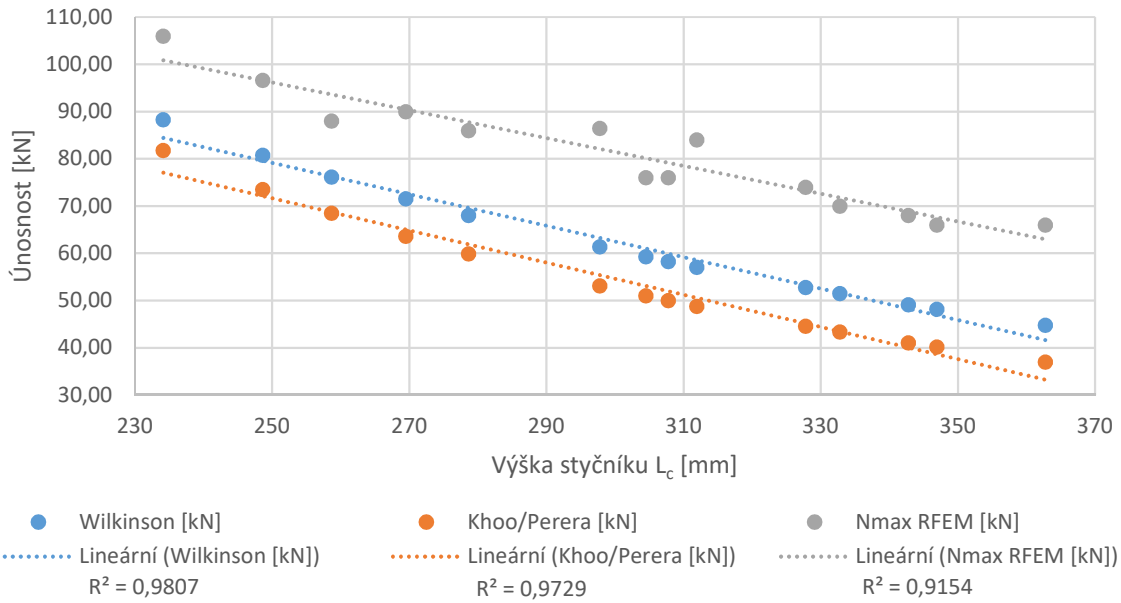
Obrázek 35 – Závislost na poměru A/L$_c$ – skupina D



Obrázek 36 – Závislost únosnosti na B/L$_c$ – skukpina D



Obrázek 37 – Závislost únosnosti na délce styčníky L_c – skupina C



Obrázek 38 – Závislost únosnosti na délce styčníku L_c – skupina D

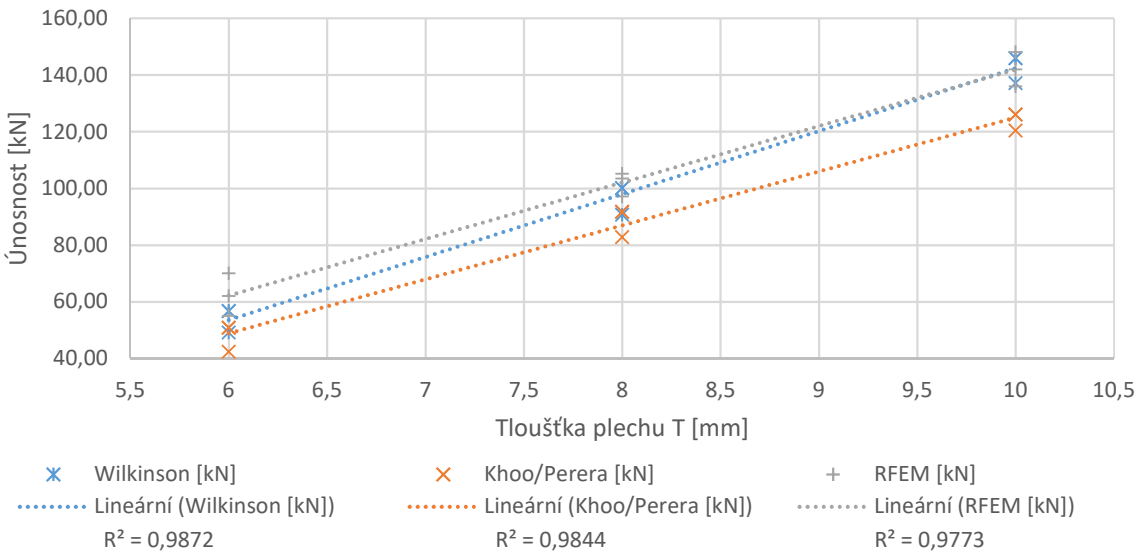
Vliv tloušťky plechu – parametr „T“

Tento parametr se spočtenou únosností zahýbal nejvíce, ale protože nebyl v reálném experimentu testován, jsou k dispozici pouze výsledky z numerického modelu, který nebylo možné porovnat s realitou. Ale jak bude popsáno dále, jako ukazatel funkčnosti modelu nám posloužily analytické modely. Pro posouzení vlivu tloušťky byly vytvořeny grafy na Obrázek 39 a Obrázek 40 na straně 58.

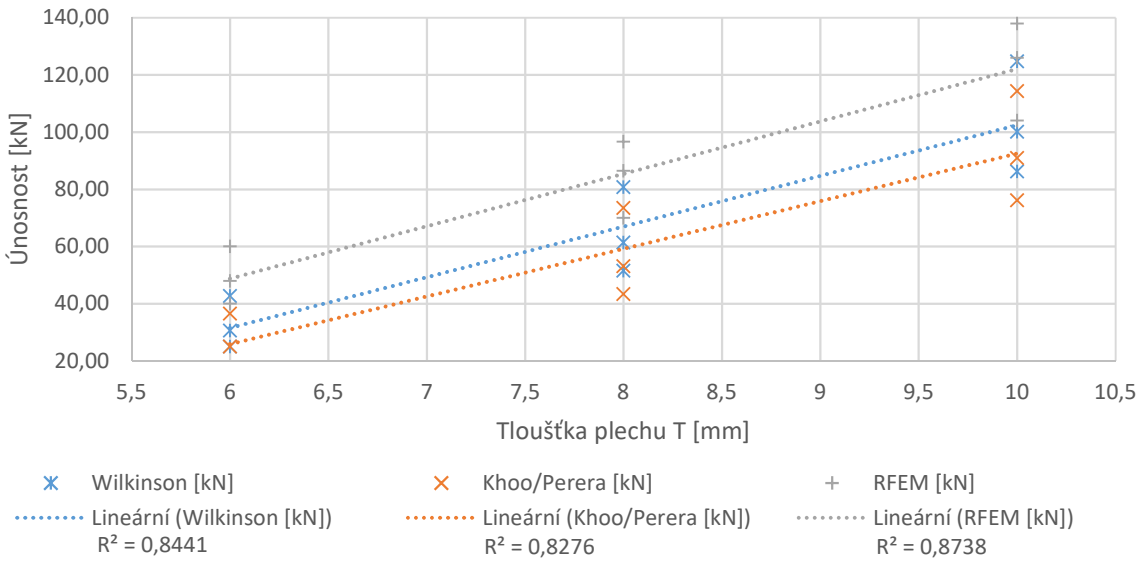
Protože parametr tloušťky neovlivňuje výšku styčníku, nebylo zde potřeba vztahovat únosnost také k této hodnotě pomocí poměru. Do grafu byly tedy hodnoty únosnosti

vyneseny pouze na základě tlouštěk plechů. Jak je vidno, z rozptylu vypočtených hodnot a z koeficientu spolehlivosti, výpočty velice dobře zahrnují změnu tloušťky do výpočtu. Podle aproximačních přímek pak můžeme odvodit, že Wilkinsonova výpočetní metoda je navržena pro tloušťky plechů, nebo podobné těm, které byly použity v této parametrické studii. U skupiny *„C“* můžeme pozorovat, že směrnice regresní přímky pro Wilkinsonovu metodu je větší nežli směrnice Khoo/Pererovi metody a metody konečných prvků. Pro plech tloušťky $6\ mm$ se hodnoty výsledků podobají metodě Khoo/Perera, kdežto pro plech tloušťky $12\ mm$ už únosnost roste a je téměř shodná s výsledky RFEMu. Dá se tedy očekávat, že při dalším nárůstu tloušťky by výsledná únosnost přesáhla tu, získanou metodou konečných prvků. Za předpokladu že numerický model odpovídá skutečnosti, je použití Wilkinsonovi metody v této oblasti nevhodné. Tento jev je ale pozorován pouze u vzorků skupiny *„C“*. U druhé skupiny jsou naopak směrnice přímek téměř totožné. A vzhledem ke skutečnosti že nebyly provedeny žádné reálné testy a numerických „vzorků“ bylo také pouze malé množství s malým počtem variant, nedá se dostatečně spolehlivě posoudit, zda je to způsobeno samotnou výpočetní metodou. Je možné že se na tomto jevu podílí jiný parametr, který zde není zkoumán.

U vzorků skupiny *„C“* je výpočet závislý na tloušťce více než konzistentní a nenastávají žádné výkyvy. Pro skupinu *„D“* je pak skupina výsledků rozptýlena do většího prostoru kolem regresní přímky, ale v porovnání s délkovými parametry „A“ a „B“ je evidentní že tloušťka plechu je mnohem podstatnější parametr. Navíc je u této skupiny vidět trend, který je pozorovatelný u celé této parametrické studie a který přispěl k vytvoření metody CBFEM, že mezi únosnostmi analytických metod a metodou konečných prvků je značný prostor tvořený bezpečným přístupem Wilkinsonovi i Khoo/Pererovi metody.



Obrázek 39 – Závislost únosnosti na tloušťce plechu – skupina C



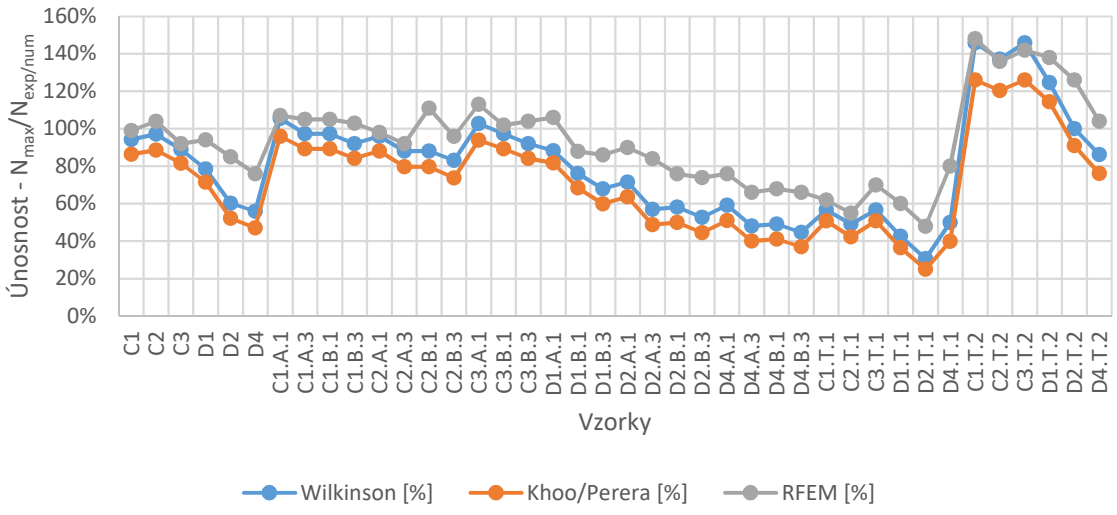
Obrázek 40 – Závislost únosnosti na tloušťce plechu – skupina D

5.3.4 Shrnutí

U skupiny *„C“* mají parametry „A“ a „B“ samy o sobě na únosnost malý vliv. Mnohem výrazněji se projeví zvětšení výšky styčníku, ať už je způsobené jakýmkoliv přičiněním. To však nejde tak jednoznačně říci pro skupinu *„D“*, kde je vidět převládající vliv parametru „A“. Je ale potřeba zmínit že hodnota koeficientu determinace užitého k vytvoření tohoto závěru je přibližně 46 %.

Poslední ze tří měněných parametrů, tloušťka plechu „T“, se ukázal jako nejzásadnější pro snížení či navýšení únosnosti a výpočetní metody jsou schopné toto velice dobře popsat.

Na závěr je uveden graf, kde jsou zaneseny únosnosti spočtené všemi metodami pro všechny vzorky.



Obrázek 41 – Porovnání únosností vzorků

6 ANALÝZA METODOU KONEČNÝCH PRVKŮ S KOMPONENTAMI

Metoda, která spojuje metodu komponent a metodu konečných prvků umožňuje vytvářet modely, které svojí přesností odpovídají výsledkům získaným metodou konečných prvků, ale usnadňuje vytváření modelu. Jednoduchosti je dosaženo tím, že jednotlivé části styčníků a jejich rozměry jsou parametrizovány a můžeme snadno vytvořit geometrii modelu. Princip fungování této metody je popsán na straně 18, kde je čerpáno z publikace *„Benchmark cases for advanced design of structural steel connections“* [7].

6.1 Tvorba modelu

Vytvoření výpočetního modelu a zadání zatížení v programu IDEA StatiCa Connectio je velmi jednoduché a rychlé. Vše je modelováno pomocí nástrojů, které jsou v programu již připraveny a zadávají se pouze hodnoty jednotlivých rozměrů, případně veličin. V programu není použit běžný systém, kde musíme zadat jednotlivé body nebo linie, které by byly následně spojeny do větších celků, třeba skořepin a poté z nich vytvořen celý model. Popis jednotlivých části modelu je zde seřazen chronologicky, tak jak byly skutečně modelovány.

Obrázek 42 – Model styčníku C1 vytvořený v CBFEM

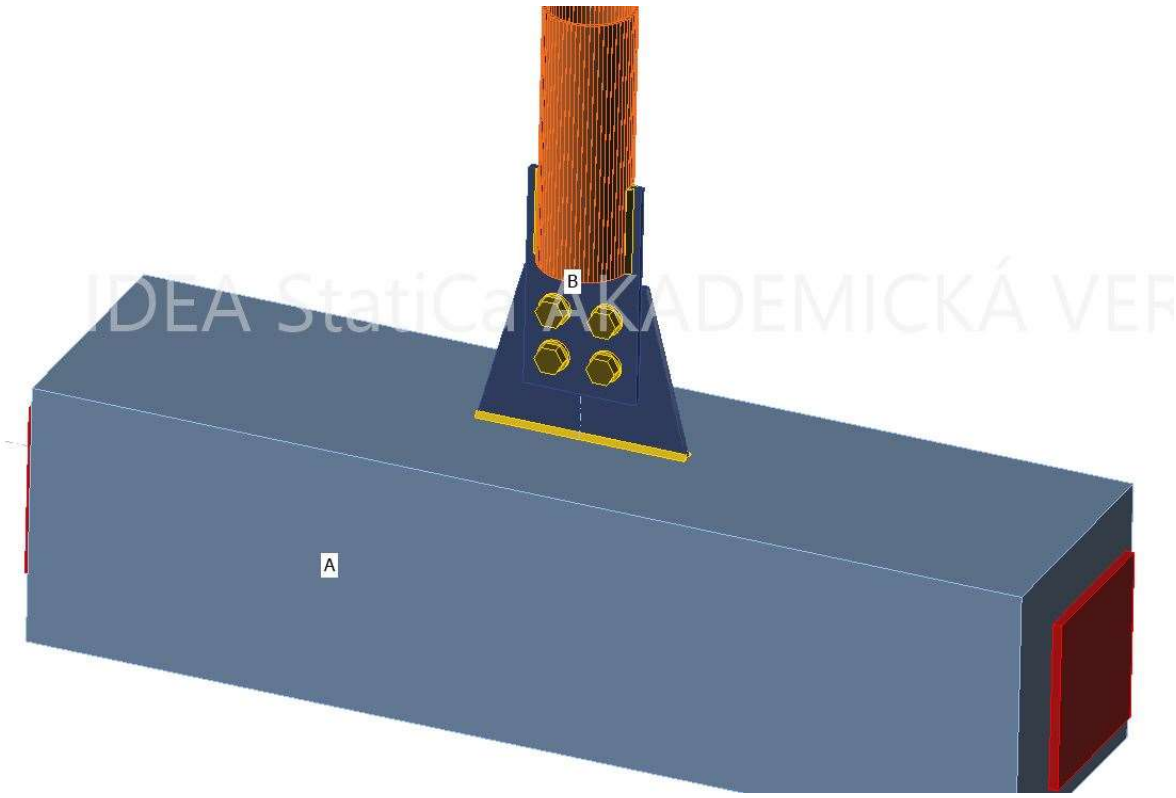
Prvky

Pokud otevřeme program IDEA StatiCa Connection, je nám nabídnuto několik typů přípoje, které jsou již vymodelovány a nám stačí pouze pozměnit jednotlivé parametry. Náš typ přípoje se tu však nenachází a musíme ho tedy vytvořit úplně od začátku. Prví věcí, co musíme udělat je vložit do modelového prostoru základní prvky. U našich modelů to jsou hlavní nosný prvek, který nahradil patku styčníku ve vzorcích a prut.

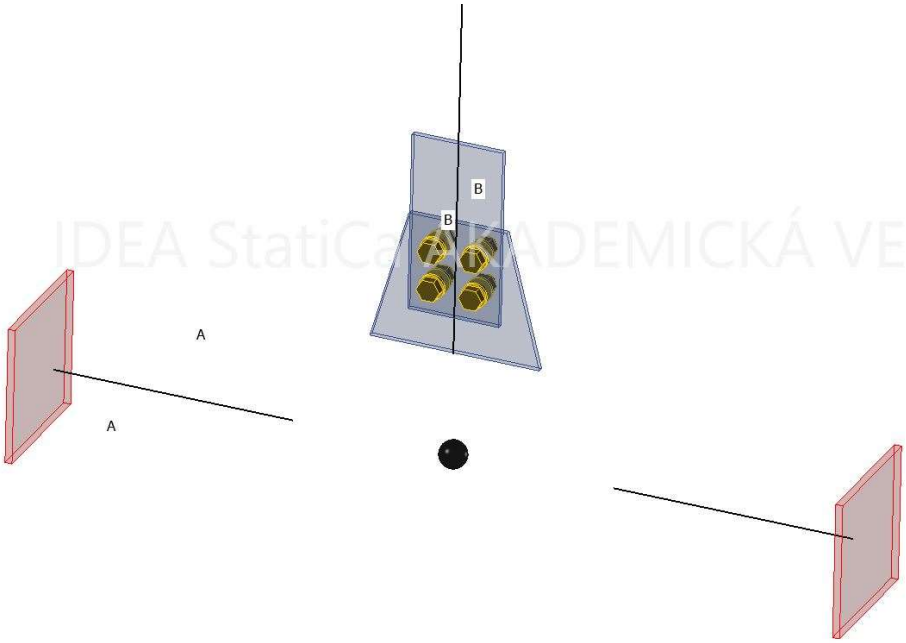
Jako hlavní nosný prvek byl zvolen *„průřez“* typu deska o rozměrech $300 \times 300\ mm$, který ale více než desku připomíná trám. Toto řešení bylo zvoleno jako náhrada za pevné podepření při experimentu. Bylo také nutné nastavit *„typ geometrie“*, který nám určí kde bude prut podepřený. Možností je podepření na jednom konci, kdy se prvek chová jako konzola, anebo uchycení na obou dvou koncích, což představuje vyjmutí průběžné části z nosníku a na tu následně připojit styčník. Na Obrázek 43 je toto podepření znázorněno jak červené obdélníky a koncích podpůrného trámu.

Druhým použitým prvkem byla trubka TR 102/4 jejíž osa byla otočena o 90°. Prvek se automaticky přichytí do předem připraveného bodu, který se nachází na průsečíku os použitých prvků, Obrázek 44. Pozice trubky se pak dá upravit vůči základnímu bodu. Například je možné trubku odsadit, či natočit. V našem modelu byla trubka ale pouze otočena a její skutečné posunutí od průsečíku os prutů bylo pro přehlednost upraveno až v dalších krocích.

Materiál prvků byl nastaven při zadávání průřezů a byla použita opět ocel S 355.



Obrázek 43 – Tělesový model styčníku C1



Obrázek 44 – Drátový model styčníku C1 se zobrazenými styčníkovými plechy a podporami

<u>*Operace*</u>

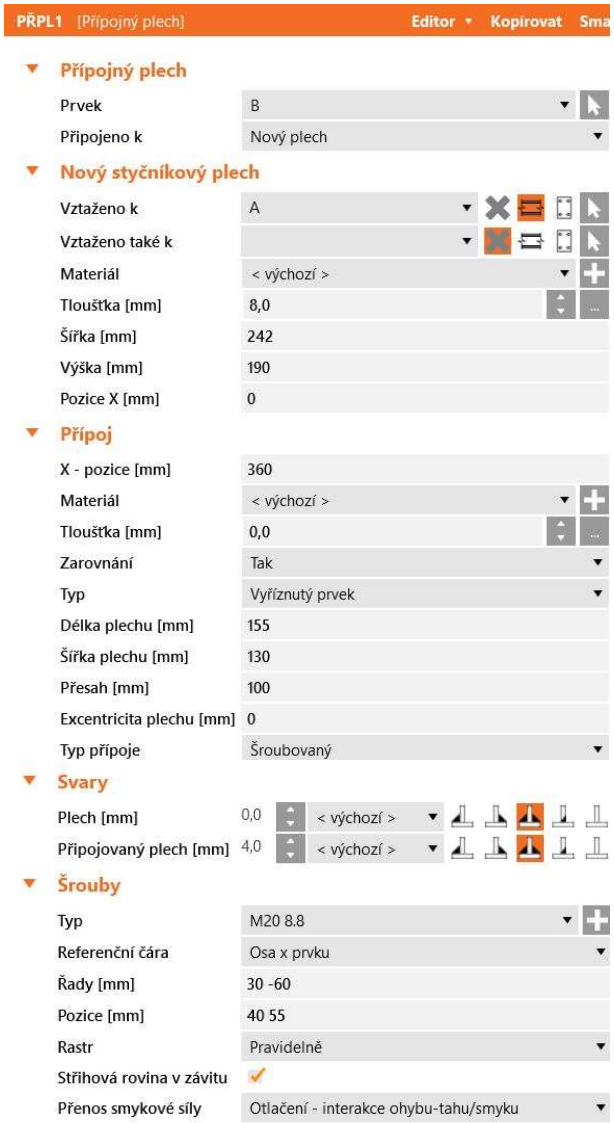
Po vložení hlavních prvků, přichází čas na vložení styčníkových plechů a jejich úpravu do požadovaného tvaru. V programu je možnost *„operace“* která nám umožní modifikovat a upravovat hlavní prvky. V této části zvolíme *„přípojný plech – nosník na nosník nebo sloup“*. Předtím než se nám objeví základní geometrie přípoje musíme zadat, k jakému prvku bude připojen přípojný plech. Zvolíme tedy již vytvořený prut s průřezem trubky. Důležité je taky vybrat hned další možnost, že bude vytvořen nový plech a že se nebudeme připojovat třeba přímo na pásnici či stojinu I – profilu.

Dále už musíme akorát správně navolit parametry, které po nás program vyžaduje. Pro názornost je připojen výstřižek panelu, kde jsou parametry přípoje zadávány, Obrázek 45.

Výše bylo zmíněno že poloha trubky bude vůči prvotnímu zadání ještě upravena. Odsazení, které odpovídá skutečnosti je nastavené v kolonce *„X – pozice“* v části přípoj.

U styčníku bylo potřeba také zvolit počet a rozmístění šroubů. To je zde zadáváno trochu nešikovně protože je v kolonce *„Řady“* musíme zadat nejprve odsazení prvního šroubu od osy X ($30\ mm$) a následně odsazení druhého šroubu, tentokrát ale od osy již zadaného šroubu ($-60\ mm$).

Jako finální úprava designu styčníku je zkosení všech potřebných hran. V současnosti má styčníkový plech tvar obdélníku, který má horní i dolní stranu širokou, v tomto případě, $242\ mm$. Potřebujeme tedy zkosit jeho rohy tak, aby šířka v patě zůstala oněch $242\ mm$ ale horní strana, aby měřila pouze $140\ mm$. V oranžové liště nad zadávacím panelem je kolonka editor, kde je možné provést potřebnou úpravu.



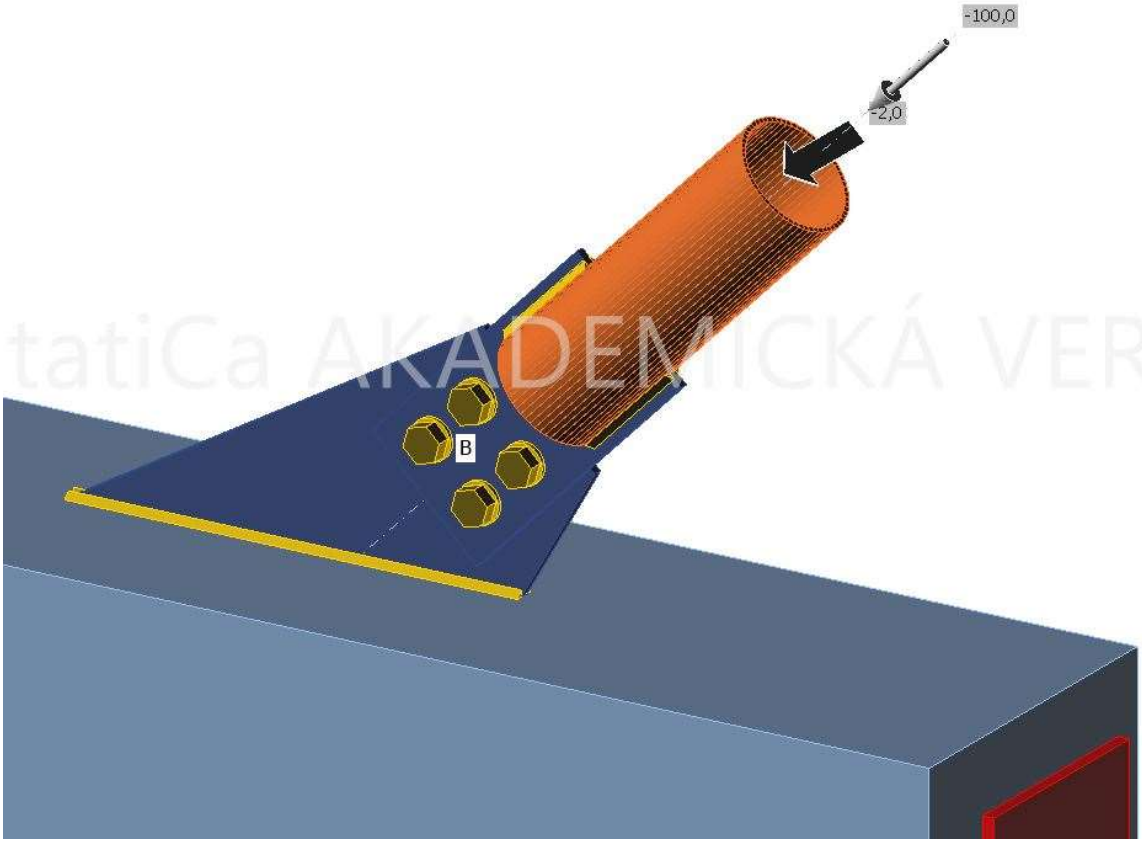
Obrázek 45 – Panel pro zadávání parametrů styčníku

Účinky zatížení:

Po namodelování styčníku můžeme zadat zatížení. Zatížení se zadává pomocí zatěžovacích stavů. Při vytvoření nového zatěžovacího stavu se v postranním zadávacím panelu objeví tabulka, Obrázek 46, ve které je výčet všech prvků, na které lze zadat zatížení. V našem případě je to pouze trubka představující prut, ale obecně to jsou prvky, které jsou „připojovány“. Aplikaci zatížení najdeme na Obrázek 42 a Obrázek 47.

	Prvek	N [kN]	Vy [kN]	Vz [kN]	Mx [kNm]	My [kNm]	Mz [kNm]
>	B / Konec	-106,2	-2,1	0,0	0,0	0,0	0,0

Obrázek 46 – Tabulka pro zadání zatížení – vzorek C1

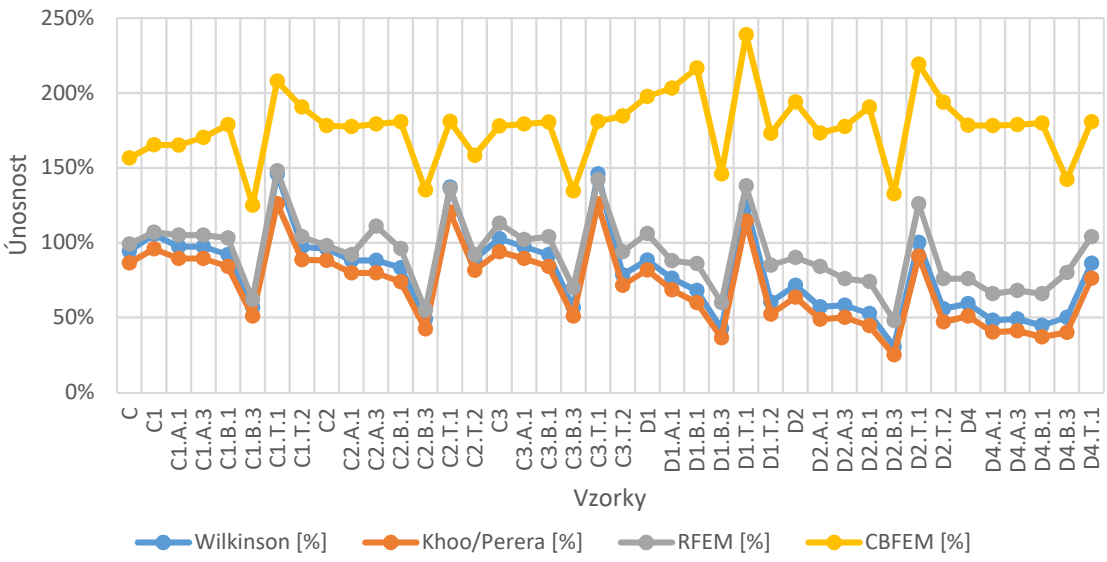


Obrázek 47 – Tělesový model styčníku D1

6.2 Zohlednění imperfekcí

Jako ve většině modelů, tak i zde jsou vlivy ovlivňující únosnost, které přímo nesouvisí s geometrií, vneseny do modelu pomocí excentricity zatížení. Každá síla, působící na excentricitě vytváří moment, kterým je namáhána zkoumaná konstrukce. Tento moment pak můžeme vytvořit přidáním excentricity k excentricitě e která je způsobena geometrií a návrhem styčníku. Takto zohledňuje Wilkinsonova metoda [2] vliv způsobu kolapsu. Způsoby kolapsu publikoval Kitipornchai v [1].

Pokud budeme modelovat zkoumaný typ přípoje metodou CBFEM v současné době, zjistíme že spočtená únosnost styčníku je výrazně vyšší, než získáme analytickými metodami nebo čistě metodou konečných prvků. Toto porovnání je v grafu na Obrázek 48, kde jsou únosnosti metod uvedeny v procentech. U Wilkonsonovi a Kho/Pererovi metody byla spočtená únosnost vztažena k zatížení silou $100\ kN$. Samotné hodnoty pak nalezneme v Příloha C – Studie citlivosti.



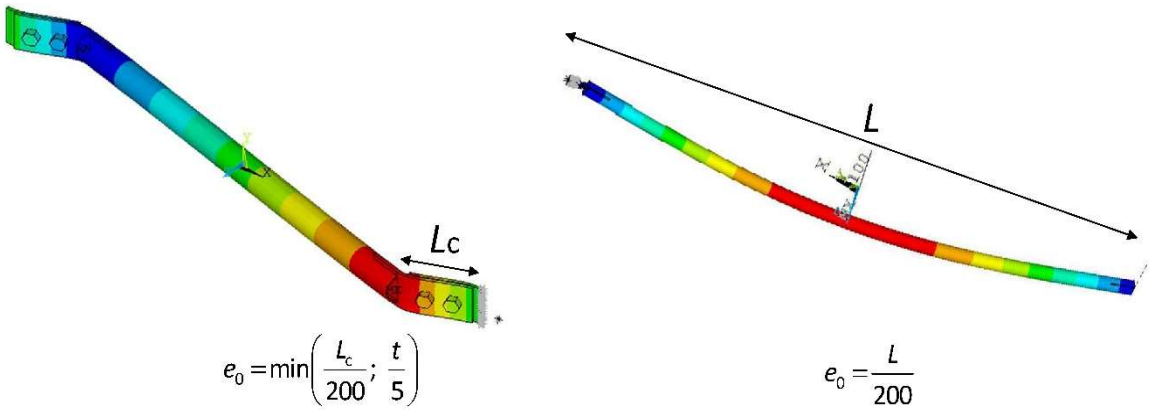
Obrázek 48 – Porovnání únosností s CBFEM bez zohlednění imperfekcí

Do modelu je tedy potřeba vnést excentricitu e_0, nebo sílu představující tuto excentricitu, která sníží únosnost styčníku. M. Couchaux a A. Rodier tuto hodnotu e_0 stanovují ve své studii [4] na základě mechanismu selhání, Obrázek 49. Na základě těchto hodnot byl vytvořen zjednodušený výpočet, který má sloužit k rychlému navržení a přípoje. Tento výpočet je vhodný pro kolaps se „zhoupnutím“ a figuruje ve vzorcích jako součinitel délky η v rovnici (4) na straně 12.

Stejným způsobem se k problému staví i metoda Khoo/Perera, která k výpočtu N_{cr} využívá úplně stejný vzorec jako Wilkinsonova metoda.

V metodě konečných prvků žádná přidaná excentricita zaváděna není. Zde je tento vliv zanesen v modelu tím, že je modelován celý prut i s oběma styčníky.

Cílem je tedy nalézt způsob, jak do výpočtu pomocí CBFEM vnést vliv prutu, když ho prozatím není možné modelovat. V této práci jsou zkoumány dva přístupy, jak tohoto dosáhnout.



a) Kolaps se „zhoupnutím“

b) Vybočení prutu

Obrázek 49 – Excentricita e_0 určená na základě mechanismu kolapsu [4]

Přídavná vodorovná síla

První způsob, jak redukovat únosnost je použít sílu kolmou na hlavní zatížení, jejíž velikost by byla rovna násobku hlavní osové síly. Taková síla je určena rovnicí

$$F_{lat} = \frac{N_{exp/num}}{X} \tag{17}$$

Tato síla pak byla v modelu aplikována v místě těžiště šroubů, kde bylo zvoleno i místo působiště osové síly $N_{exp/num}$.

Přídavný moment

Druhou možností redukce je zvětšení excentricity zatížení, které obyčejně působí v ose prutu, v našem případě trubky, a působí tedy na excentricitě dané geometrií styčníku. Konkrétně pak průměrné tloušťce plechů užitých pro výrobu styčníku. Přírůstek této excentricity e_0 je získán na základě délky prutu L, která je vydělena koeficientem Y a tím stanovena excentricita e_0.

$$e_0 = L/Y \tag{18}$$

Protože excentricita má za následek vytvoření momentu, byl do modelu přidán k osové síle ještě moment M_0 o velikosti

$$M_0 = N_{exp/num} \times e_0 \tag{19}$$

Moment byl, stejně jako vodorovná síla, při výpočtu umístěn do těžiště šroubů.

6.3 Validace

Poté co byly stanoveny způsoby, jak docílit hodnot únosností které by odpovídaly skutečnosti, bylo nutné určit hodnoty koeficientů X a Y a určit, která z metod lépe reprezentuje chování skutečných vzorků. Validace byla provedena porovnáním únosností získaných metodou konečných prvků a metodou CBFEM. Pro validaci byly použity prvky, které byly také zkoušeny v experimentu a na kterých byl validován i model pro metodu konečných prvků. U každého modelu, jak v metodě konečných prvků, tak i v metodě CBFEM byla použita zatěžovací síla získaná z při experimentu, jako maximální naměřená síla v lisu. Všechny dále uvedené únosnosti v procentech se tedy vztahují těmto silám.

6.3.1 První hodnoty součinitelů X a Y

Pro každý ze vzorků, byl vytvořen odpovídající model, který byl následně zatížen normálovou tlakovou silou. K tomu byla přidána odpovídající vodorovná síla z rovnice (18). Nejprve bylo u prvního vzorků vyzkoušeno, jaký bude výsledek, když zvolíme $X = 100$. To se však na výsledku téměř neprojevilo, a tak bylo postupným snižováním

koeficientu dospěno až k hodnotě $X = 75$. V první fázi byl použit tedy koeficient $X = 75$ a vodorovná síla byla jednou 75tinou svislé síly.

V dalším zatěžovacím stavu, byla opět vnesena normálová síla získaná z experimentu a jako redukční zatížení byl tentokrát zadán moment M_0. Podobně jako u vodorovné síly, bylo potřeba nejprve ověřit, zda hodnota $Y = 200$ bude mít na únosnost styčníku požadovaný vliv. Jak se ale ukázalo, velikost M_0 spočtená z rovnice (19) byla příliš veliká a únosnost styčníku klesla někam k 10 % skutečné únosnosti. Koeficient Y byl tedy tentokrát postupně navyšován až na hodnotu $Y = 500$.

V posledním zatěžovacím stavu byla do výpočtu zadána pouze normálová síla, aby byla zjištěna únosnost styčníku bez přidaných zatížení, Obrázek 48.

Z hodnot v grafu na Obrázek 50 je zřejmé, že užitím těchto koeficientů, bylo dosaženo podobné únosnosti jako v experimentu pouze u vzorku C3 při použití přídavného zatížení v podobě M_0. Tato únosnost však stále převyšuje hodnoty získané experimentem. Již od pohledu je zřejmé, že tyto konfigurace koeficientů není vhodná.

Pro orientaci v grafech

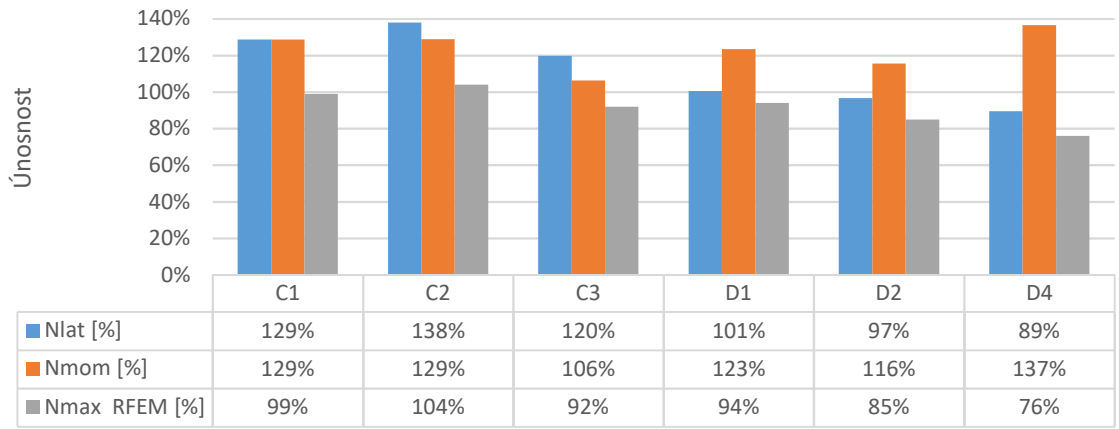
$$N_{lat} = maximální\ únosnost\ při\ použití\ vodorovné\ síly\ F_{lat}$$

$$N_{mom} = maximální\ únosnost\ při\ použití\ momentu\ M_0$$

$$N_{max} - RFEM = maximální\ únosnostzískaná\ metodou\ konečných\ prvků$$

Tabulka 8 – Výsledky CBFEM pro $X = 75$ a $Y = 500$

Označení vzorku	$N_{exp/num}$	X	F_{lat}	N_{lat}	N_{lat}	Y	M_0	N_{mom}	N_{mom}	N_{max} - RFEM	N_{max} - RFEM
	[kN]	[-]	[kN]	[%]	[kN]	[-]	[kNm]	[%]	[kN]	[%]	[kN]
C1	106,22	75	1,42	129%	136,60	500	0,42	129%	136,60	99%	105,2
C2	93,35	75	1,24	138%	128,82	500	0,37	129%	120,33	104%	97,1
C3	112,45	75	1,50	120%	134,72	500	0,45	106%	119,54	92%	103,5
D1	102,78	75	1,37	101%	103,29	500	0,41	123%	126,83	94%	96,6
D2	101,75	75	1,36	97%	98,29	500	0,41	116%	117,62	85%	86,5
D4	92,06	75	1,23	89%	82,30	500	0,37	137%	125,66	76%	70,0



Obrázek 50 – Procentuálně vyjádřené únosnosti CBFEMu a metody konečných prvků – $X = 75$ a $Y = 500$

6.3.2 Druhé hodnoty součinitelů X a Y

Protože při první variantě byly získané hodnoty vyšší nežli očekávaný výsledek, bylo nutné koeficienty X a Y snížit. S nižšími koeficienty byly získány větší síly, které redukují výslednou únosnost styčníku. Postup byl tedy stejný jako v prvním případě ale koeficienty byly sníženy na hodnoty $X = 50$ a $Y = 400$.

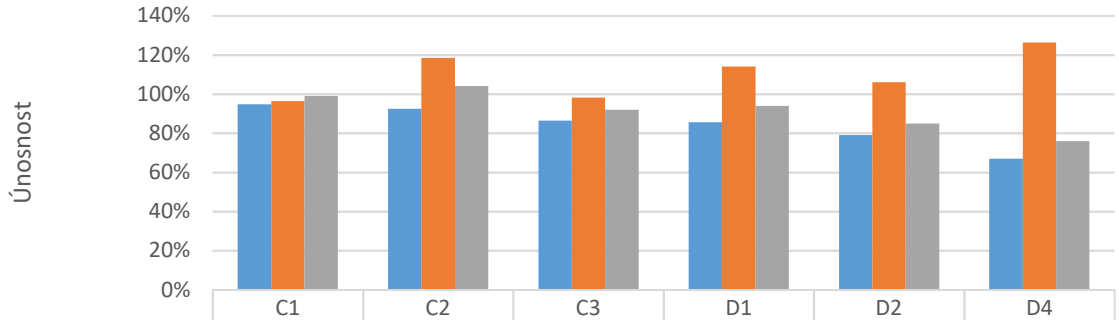
Při pohledu na výsledky v grafu na Obrázek 51, je ihned vidět zlepšení oproti předchozí konfiguraci parametrů. Při použití vodorovné síly bylo docíleno toho, že spočtená únosnost je ve všech případech pod hranicí 100 %. Navíc jsou výsledky i poměrně blízko spočtené maximální únosnosti. Pokud se podíváme na trend, růstu a poklesu únosnosti, je zřejmé že i ten je vystižen. Na Obrázek 52 vidíme únosnosti získané pomocí navržených přístupů v porovnání s metodou konečných prvků. V případě skupiny *„C“* můžeme říct, že výpočet pomocí CBFEM kopíruje dříve získané výsledky a jejich hodnoty jsou navíc nižší. U skupiny *„D“* je pak situace obdobná.

V případě užití metody s momentem M_0 byl zaznamenán pokles únosnosti, avšak nebyl tak markantní jako v případě vodorovné síly. To se projevilo tím že pouze v případě dvou vzorků, C1 a C3, byla získána nižší únosnost než při reálném experimentu.

Dalším sledovaným faktorem pro posouzení vhodnosti těchto metod je trend, který by měl kopírovat již získané výsledky. Jak můžeme vidět u všech předchozích metod u vzorků skupiny *„C“* je vždy únosnost vzorku C2 nejnižší. Pro skupinu *„D“* nebylo dosaženo ani požadované únosnosti a ani podobného chování.

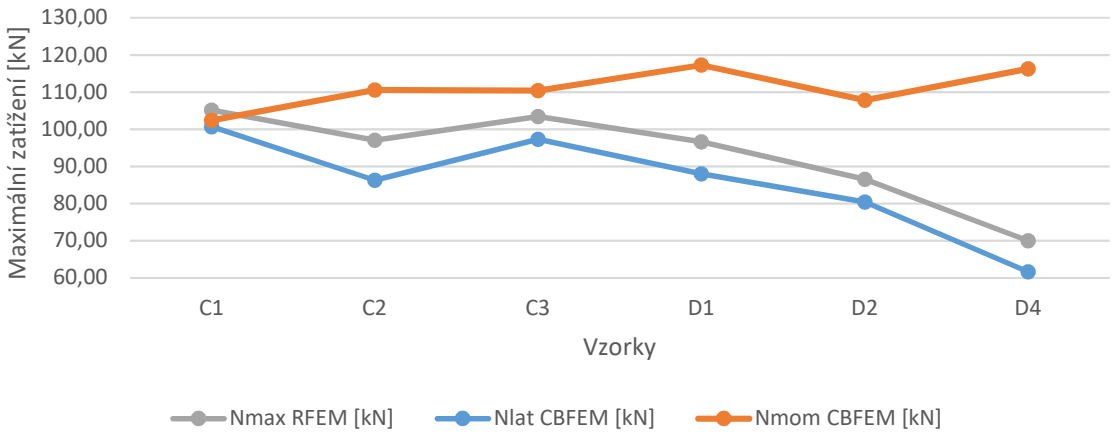
Tabulka 9 – Výsledky CBFEM pro $X = 50$ a $Y = 400$

Označení vzorku	N_{exp}	X	F_{lat}	N_{lat}	N_{lat}	Y	M_0	N_{mom}	N_{mom}	N_{max} - RFEM	N_{max} - RFEM
	[kN]	[-]	[kN]	[%]	[kN]	[-]	[kNm]	[%]	[kN]	[%]	[kN]
C1	106,22	50	2,12	95%	100,70	400	0,27	96%	102,40	99%	105,2
C2	93,35	50	1,87	92%	86,25	400	0,23	119%	110,62	104%	97,1
C3	112,45	50	2,25	87%	97,27	400	0,28	98%	110,43	92%	103,5
D1	102,78	50	2,06	86%	87,98	400	0,26	114%	117,27	94%	96,6
D2	101,75	50	2,03	79%	80,38	400	0,25	106%	107,85	85%	86,5
D4	92,06	50	1,84	67%	61,58	400	0,23	126%	116,27	76%	70,0



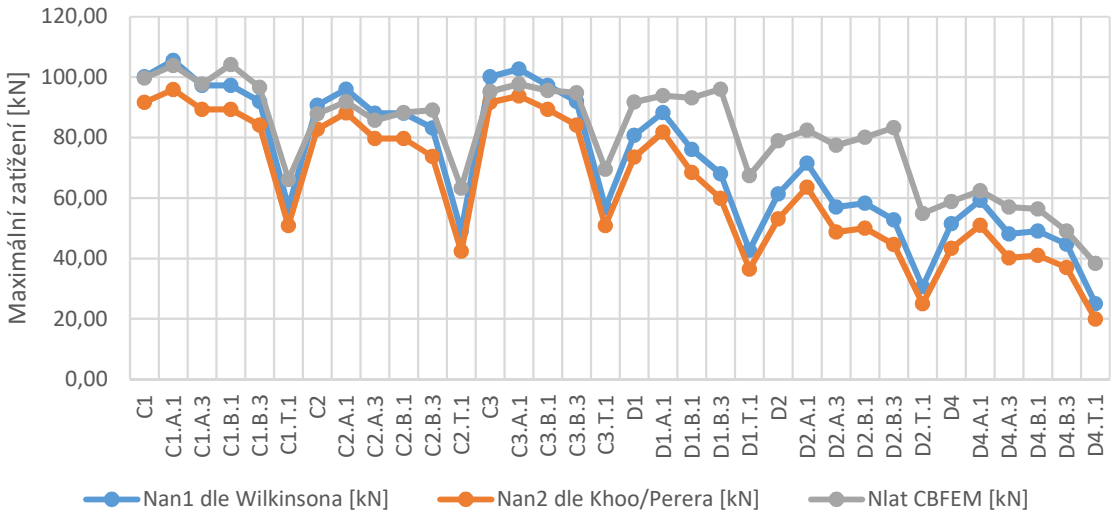
	C1	C2	C3	D1	D2	D4
Nlat [%]	95%	92%	87%	86%	79%	67%
Nmom [%]	96%	119%	98%	114%	106%	126%
Nmax RFEM [%]	99%	104%	92%	94%	85%	76%

Obrázek 51 – Procentuálně vyjádřené únosnosti CBFEMu a metody konečných prvků – $X = 50$ a $Y = 400$



Obrázek 52 – Trend únosností jednotlivých přístupů v CBFEM a metody konečných prvků

6.4 Verifikace



Obrázek 53 – Srovnání únosností analytických metod a redukované únosnosti z CBFEM

Důvod, proč začal vývoj metody CBFEM je, aby byl k dispozici nástroj, pomocí kterého získáme přesnější výsledky než s konvenčními analytickými metodami. Proto byly vytvořeny modely variant původních experimentálních vzorků a spočteny metodou CBFEM s redukcí únosnosti pomocí vodorovné síly. Tentokrát byla k zatížení modelů použita normálová síla $100\ kN$, a tedy vodorovná síla, spočtena podle rovnice (17) je

$$F_{lat} = \frac{N_{num}}{X} = \frac{100\ kN}{40} = 2{,}0\ kN$$

Jediný vzorek, který byl zatížen jinak je D4.T.1. Ten musel být zatížen silou pouze $50\ kN$, protože program používající metodu konečných prvků nebyl schopný, kvůli příliš velkým deformacím v případě většího zatížení, spočítat jeho únosnost. Vodorovná síla byla tedy také poloviční.

Výsledky jsou uvedeny níže v tabulce na straně 70 a grafu, který byl na základě této tabulky vytvořen, Obrázek 53. V grafu byly záměrně vynechány vzorky s tloušťkou plechů $12\ mm$, neboť hodnoty jejich únosností jsou výrazně vyšší a díky měřítku pak nejsou vidět rozdíly mezi metodami.

Tabulka 10 – Únosnosti vzorků a jejich variant spočítané analytickými metodami a metodou CBFEM

Označení vzorku	N_{an1} dle Wilkinsona	N_{an1} dle Wilkinsona	N_{an2} dle Khoo/Perera	N_{an2} dle Khoo/Perera	Faktor zatížení N_{lat} CBFEM	N_{lat} CBFEM
C	[%]	[kN]	[%]	[kN]	[%]	[kN]
C1	100%	100,11	92%	91,70	100%	99,70
C1.A.1	106%	105,56	96%	95,88	104%	103,90
C1.A.3	97%	97,29	89%	89,33	98%	97,70
C1.B.1	97%	97,29	89%	89,33	104%	104,20
C1.B.3	92%	91,97	84%	84,16	97%	96,60
C1.T.1	57%	56,65	51%	50,88	66%	66,10
C1.T.2	146%	145,89	126%	126,06	182%	182,00
C2	91%	90,72	83%	82,77	88%	87,80
C2.A.1	96%	96,00	88%	88,13	92%	91,90
C2.A.3	88%	88,07	80%	79,74	86%	85,70
C2.B.1	88%	88,07	80%	79,74	88%	88,30
C2.B.3	83%	83,16	74%	73,75	89%	89,10
C2.T.1	49%	49,10	42%	42,35	63%	63,30
C2.T.2	137%	137,13	120%	120,33	171%	171,40
C3	100%	100,11	92%	91,70	95%	95,30
C3.A.1	103%	102,73	94%	93,83	98%	97,70
C3.B.1	97%	97,29	89%	89,33	96%	95,60
C3.B.3	92%	91,97	84%	84,16	95%	94,80
C3.T.1	57%	56,65	51%	50,88	70%	69,50
C3.T.2	146%	145,89	126%	126,06	176%	176,00
D						
D1	81%	80,76	74%	73,53	92%	91,80
D1.A.1	88%	88,26	82%	81,80	94%	93,90
D1.B.1	76%	76,14	68%	68,49	93%	93,10
D1.B.3	68%	68,00	60%	59,88	96%	96,00
D1.T.1	43%	42,70	37%	36,50	67%	67,40
D1.T.2	125%	124,74	114%	114,35	158%	157,50
D2	61%	61,37	53%	53,10	79%	79,00
D2.A.1	72%	71,56	64%	63,60	82%	82,40
D2.A.3	57%	57,07	49%	48,80	78%	77,50
D2.B.1	58%	58,28	50%	50,00	80%	80,10
D2.B.3	53%	52,75	45%	44,57	83%	83,30
D2.T.1	31%	30,64	25%	25,02	55%	54,90
D2.T.2	100%	100,11	91%	90,98	138%	137,70
D4	51%	51,49	43%	43,35	59%	58,80
D4.A.1	59%	59,27	51%	50,99	62%	62,40
D4.A.3	48%	48,15	40%	40,16	57%	57,00
D4.B.1	49%	49,09	41%	41,06	56%	56,40
D4.B.3	45%	44,77	37%	36,98	49%	49,10
D4.T.1	25%	25,03	20%	19,97	77%	38,35
D4.T.2	86%	86,26	76%	76,16	109%	108,80

7 SHRNUTÍ

Výsledky experimentu ukázaly, že původní předpokládané únosnosti, které byly získány konvenčními analytickými metodami jsou zvláště u šikmých styčníků značně podhodnocené. To, jak se ukázalo, bylo pozorováno i v případě dalších použitých metod, metody konečných prvků a metody CBFEM. Rozdíl byl už ale nižší.

Při vytváření sofistikovaného modelu metodou konečných prvků bylo dospěno k závěru, že použití těles v programu RFEM není pro tento případ vhodné a bylo tedy užito skořepinového modelu. Model se podařilo validovat, a proto bylo možné zpracovat studii citlivosti.

Parametry, které byly zkoumány v samotném experimentu, jako je odsazení přípojného plechu a délka přesahu plechů měly sami o sobě na výsledky skupiny vzorků *„C“* pouze nepatrny vliv. Celkově ale vliv na únosnost měli, ale bylo to způsobeno tím, že díky změně těchto parametrů došlo také ke změně výšky styčníku, což je jeden z hlavních faktorů ovlivňující únosnost. To lze dobře pozorovat při porovnání s analytickými vztahy, které tyto faktory vůbec nezohledňují. Parametry měli ale jiný vliv na skupinu šikmých vzorků *„D“*. Zde se na únosnosti významně podepsala délka odsazení přípojného plechu. Vliv přesahu byl ale podobný jako v případě skupiny „C“.

V případě změny tloušťky plechů byl vidět výrazný rozdíl mezi jednotlivými tloušťkami. Vliv tloušťky měl podobný vliv na únosnost jak při ztenčení plechů, tak i při jejich zesílení.

Při zkoumání vlivu parametrů na výsledky výpočetních metod, bylo zjištěno že metody na změnu výšky styčníku, reagují velmi podobně. V případě tloušťky plechů, metoda vyvinutá při studii vedené T. Wilkinsonem, vykazovala chování, které neodpovídalo trendu pozorovanému u styčníků s tloušťkou plechů $8\,mm$. Z přímek proložených spočtenými hodnotami vidíme, že při užití tenčích plechů ($6\,mm$) se Wilkinsonova metoda výsledkově podobá metodě Khoo/Perera. Ale v případě užití plechů tloušťky $12\,mm$ dostáváme hodnoty srovnatelné s únosností spočtenou metodou konečných prvků. Toto chování naznačuje že tato metoda není vhodná pro použití v případě silnějších plechů.

Hlavním záměrem této práce bylo ověřit, jak lze modelovat styčník v CBFEMu, který v reálných situacích ovlivňuje připojený prut. Byly zkoumány dvě metody redukce únosnosti. První z nich byla závislá na délce připojeného prutu, ze které se odvodila excentricita e_0, o kterou byla zvětšena reálná excentricita osové síly daná geometrií styčníku. Takovéto zvětšení excentricity bylo do modelu začleněno pomocí přídavného momentu, který měl za cíl snížit únosnost. Toto řešení se ale ukázalo jako nevhodné.

Pro redukci byla dále využívána druhá metoda, která byla závislá na síle působící v ose prutu. Část této síly byla aplikována jako zatížení působící kolmo na osu prutu a na rovinu styčníkových plechů. Toto řešení už bylo schopné ovlivnit chování styčníku v potřebné míře a správnou volbou zmenšení bylo dosaženo požadovaných hodnot únosností.

Nejdůležitější úlohou do budoucna je ale eliminace tohoto typu přípoje. Vnesení přídavného namáhání v podobě excentricity, způsobuje u mnohých konstrukcí závažné poruchy a problémy. V dnešní době je možné efektivně navrhnout přípoje, které nevytvářejí ze styčníku slabé místo konstrukce. Další výzkum by měl být směřován k návrhu a použití centrických spojů. V oblasti excentrických přípojů stojí za prozkoumání možnost vyměnit excentrické přípoje za centrické na již postavených konstrukcích. Pro případy, kdy styčníky

budou navrhovány již od počátku s excentricitou je vhodné více prozkoumat analytické modely pro šikmé přípoje. Únosnosti získané experimentem se totiž výrazně liší od výsledků analytických modelů. Ty jsou v těchto případech velmi konzervativní. V případě metody CBFEM by bylo přínosné začlenění prutu do výpočetního modelu, aby bylo možné spolehlivě navrhnout styčníky s různou délkou připojovaného prutu.

Seznam použité literatury a zdrojů

[1] KITIPORNCHAI, K, G-A AL-BERMANI a N-R MURY. Eccentrically connected cleat plates in compression. In: *Journal of Structural Engineering-Asce*. 1993, s. 767-781. DOI: 10.1061.

[2] WILKINSON, T, D STOCK a A HASTIE. Eccentric cleat plate connections in hollow section members in compression. *Tubular Structures XIII*. CRC Press, 2010, , 197-203. DOI: 10.1201/b10564-28. ISBN 978-0-415-58473-9. Dostupné také z: http://www.crcnetbase.com/doi/10.1201/b10564-28

[3] KOHOO, X, M PERERA a F ALBERMANI. DESIGN OF ECCENTRICALLY CONNECTED CLEAT PLATES IN COMPRESSION. *Advanced Steel Construction*. 2010, **6**(2), 678-687. DOI: 10.18057/IJASC.2010.6.2.1.

[4] COUCHAUX, M a A RODIER. ECCENTRIC BOLTED GUSSET PLATE OF TUBE. In: *Eurosteel*. Naples, Italy, 2014. ISBN 9789291471218 9291471216.

[5] SOKOL, Zdeněk a František WALD. *Ocelové konstrukce: tabulky*. 2., přeprac. vyd. V Praze: České vysoké učení technické, 2010. ISBN isbn978-80-01-04655-5.

[6] DLUBAL SOFTWARE S.R.O. *Program RFEM 5 - Prostorové konstrukce metodou konečných prvků: Popis programu*. Praha, 2012, 590 s. Dostupné také z: https://www.dlubal.com/en

[7] WALD, František, L. ŠABATKA, Miroslav BAJER et al. *Benchmark cases for advanced design of structural steel connections*. Second extended edition. Praha: Česká technika - nakladatelství ČVUT, 2017. ISBN isbn978-80-01-06313-2.

[8] *ČSN EN 10025-2 - Výrobky válcované za tepla z konstrukčních ocelí: Část 2: Technické dodací podmínky pro nelegované konstrukční oceli*. Praha: Český normalizační institut, 2005.

[9] *ČSN EN 1993-1-8 - Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí: Část 1-8: Navrhování styčníků*. Praha: Český normalizační institut, 2006.

[10] BARDOT, Clément, Kamila CÁBOVÁ, Marta KUREJKOVÁ a František WALD. BEHAVIOUR OF A GUSSET PLATE CONNECTION UNDER COMPRESSION. *Stavební obzor - Civil Engineering Journal*. 2017, **26**(1). DOI: 10.14311/CEJ.2017.01.0008. ISSN 18052576. Dostupné také z: http://www.civilengineeringjournal.cz/archive/issues/2017/2017_1/1-2017-0008.pdf

[11] DOWSWELL, Bo. Effective Length Factors for Gusset Plate Buckling. *Engineering Journal, American Institute of Steel Construction*. 2006, (2), 91-102.

[12] LUTZ, D.G. a R.A. LABOUBE. Behavior of thin gusset plates in compression. *Thin-Walled Structures*. 2005, **43**(5), 861-875. DOI: 10.1016/j.tws.2004.10.007. ISSN 02638231. Dostupné také z: http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S0263823104001867

[13] DANTECK DYNAMICS. In: *DANTECK DYNAMICS: Measurement Principles of (DIC)* [online]. 2019 [cit. 2019-01-05]. Dostupné z: https://www.dantecdynamics.com/measurement-principles-of-dic

[14] Bolt Grade Markings and Strength Chart. *BoltDepont.com* [online]. b.r. [cit. 2018-11-18]. Dostupné z: https://www.boltdepot.com/fastener-information/Materials-and-Grades/Bolt-Grade-Chart.aspx

Použité programy

RFEM Student 5.15.01 – Obecné 3D konstrukce metodou konečných prvků
IDEA StatiCa – Verze 9.1.31.50722
Autodesk AutoCAD 2019 – STUDENTSKÁ VERZE
Microsoft Office 365 ProPlus – Excel
Microsoft Office 365 ProPlus – Word
PDF – XChange Editor

Seznam příloh

Příloha A – Výkresová dokumentace

Příloha B – Materiálové vlastnosti modelů

Příloha C – Studie citlivosti