

PROFESORSKÁ PŘEDNÁŠKA

KONSTRUKCE
Z KOROZIVZDORNÝCH OCELÍ

doc. Ing. MICHAL JANDERA, Ph.D.

ČVUT



České vysoké učení technické v Praze

Fakulta stavební

Czech Technical University in Prague

Faculty of Civil Engineering



Konstrukce z korozivzdorných ocelí

Stainless steel structures

doc. Ing. Michal Jandera, Ph.D.

2021

Summary

The lecture summarises design of stainless steel load-bearing structures and its difference from design of common carbon steel structures. Stainless steel exhibit significantly nonlinear stress-strain diagram without a visible yield point. The material nonlinearity and the lack of a clearly defined yield point leads to a different resistance of a structural member in many cases. Due to gradual yielding before reaching the yield strength (material nonlinearity at low stress level) and the decrease of stiffness, the resistance may be lower for members subjected to buckling and slender sections in compression. On the contrary, for stocky sections and members not subjected to instabilities, the resistance may be higher than for similar carbon steel members. The possible increase in resistance is a consequence of the significant stress-strain hardening after the yield strength and absence of a yield plateau. Significant strain hardening and a very good ductility of stainless steel also leads to a higher strength increase in cold-formed sections. The lecture summarises research carried out at the Czech Technical University in Prague. This includes prediction of strength increase due to cold-forming, results of residual stress measurement and their influence on resistance of compressed members and sections, slender sections and beams in bending, beam column behaviour and welded connections of austenitic steel sections.

Souhrn

Přednáška se zabývá navrhováním korozivzdorných ocelí pro nosné konstrukce a specifikům, respektive odlišnostem návrhu oproti běžným uhlíkovým ocelím. Tato odlišnost je dána zejména výrazně zakřiveným pracovním diagramem korozivzdorných ocelí bez vyznačené meze kluzu. Kvůli postupné plastizaci materiálu před dosažením meze kluzu (nelinearitě pracovního diagramu i při nižších napětích) a tedy poklesu tuhosti, může být únosnost nižší než u obdobných konstrukcí z uhlíkových ocelí. To je případ zejména štíhlých průřezů a prutů. Naopak u konstrukcí, které nejsou vystaveny ztrátě stability a u masivních průřezů, je únosnost typicky vyšší díky zpevnění materiálu za mezí kluzu a absenci plastického plató. Vysoké zpevnění vede také spolu s dobrou tažností korozivzdorných ocelí k vysokému nárůstu pevnosti tvářením průřezů za studena. V přednášce je shrnut zejména výzkum provedený na ČVUT v Praze. Konkrétně je prezentována problematika zvýšení pevnosti oceli u za studena tvarovaných průřezů, výsledky měření reziduálních pnutí a jejich vliv na chování tlačných prvků, chování štíhlých ohýbaných průřezů a prutů, interakce tlaku s ohybem na prutech a únosnost svarů austenitických ocelí.

Keywords:

steel structure, stainless steel, structural stability, beam, beam-column, lateral-torsional buckling, local buckling.

Klíčová slova:

ocelová konstrukce, korozivzdorná ocel, stabilita, nosník, interakce tlaku s ohybem, klopení, lokální boulení.

Poděkování:

Výsledky uvedené v práci vznikly z velké části za pomoci mnou vedených doktorských studentů. Velké poděkování patří zejména Martinu Prachařovi, Janu Maříkovi, Břetislavovi Židlickému, Marku Šorfovi, Nině Feber a Janu Jůzovi. Dále pak kolegům z projektového týmu normy EN 1993-1-4, jejichž připomínky k mé práci byly nesmírně cenné. Výzkum by nebyl možný bez finanční podpory, mimo jiné GAČR. Děkuji i všem ostatním, kteří mě v práci podporovali a podporují.

Obsah:

Úvod	6
Pracovní diagram korozivzdorných ocelí a vliv tváření za studena..	7
<i>Zvýšení pevnosti tvářením za studena.....</i>	<i>8</i>
Reziduální pnutí v za studena tvarovaných uzavřených průřezech	11
<i>Měření reziduálních pnutí.....</i>	<i>12</i>
<i>Vliv reziduálních pnutí.....</i>	<i>14</i>
Ohýbané pruty vystavené celkové ztrátě stability a lokálnímu boulení	16
<i>Zkoušky nosníků.....</i>	<i>17</i>
<i>Numerický model nosníku.....</i>	<i>21</i>
<i>Parametrická studie lokálního boulení.....</i>	<i>23</i>
<i>Parametrická studie klopení nosníků.....</i>	<i>28</i>
<i>Klopení nosníků při obecném průběhu momentu.....</i>	<i>32</i>
Interakce tlaku s ohybem.....	33
<i>Experimenty.....</i>	<i>35</i>
<i>Numerický model</i>	<i>36</i>
<i>Probíhající výzkum prutových soustav</i>	<i>39</i>
Svarové spoje.....	40
<i>Korelační součinitel pro austenitické oceli</i>	<i>40</i>
<i>Tepelně ovlivněná oblast za studena tvarovaných profilů.....</i>	<i>43</i>
Závěr	45

Úvod

Korozivzdorné oceli se řadí mezi oceli vysoce legované s minimálním obsahem 10,5 % chrómu a maximálním obsahem 1,2 % uhlíku. Kromě těchto prvků a železa obsahují rovněž nikl, mohou obsahovat i molybden a další prvky. Od běžných uhlíkových ocelí se liší nejen chemickým složením, ale většinou i mikrostrukturou. Nejběžnější materiály pro stavební konstrukce jsou oceli austenitické, austeniticko-feritické (duplexní) a feritické.

Korozivzdorná ocel ve svých vlastnostech kombinuje vysokou tuhost či pevnost, tedy vlastnosti charakteristické pro všechny běžné oceli, spolu s vynikající korozní odolností. Kvůli vysokému obsahu legur je ale cena materiálu vyšší. Pro ekonomický návrh je tak nutné využít všech výhod materiálu a mít k dispozici dostatečně výstižné návrhové postupy.

Používání korozivzdorných ocelí ve stavebnictví můžeme datovat již 90 let nazpět. Zahrnuje viditelné příklady jako je plášť Chrysler Building v New Yorku. či nejvyšší oblouk světa Gateway Arch v St. Louis. V obou případech byl materiál z velké části jistě volen díky atraktivnímu metalickému vzhledu jeho povrchu. Jako příklad známé nosné konstrukce z korozivzdorné oceli v ČR může sloužit nosná konstrukce oranžerie Pražského Hradu (obr. 1).



Obr. 1 Oranžerie Pražského hradu

Dnes je materiál používán nejen pro opláštění a monumenty, ale stále více pro svou dlouhou životnost a nízké nároky na údržbu. Většinou se jedná o konstrukce vystavené vysoce korozivnímu průmyslovému či přímořskému prostředí. Konstrukce z korozivzdorných ocelí zahrnují i hlavní nosné konstrukce lávek (např. lávka Millennium v Yorku s rozponem 80 m) či mostů menších rozpětí (např. silniční most v Cala Galdana na ostrově Menorca s rozponem 55 m). U těchto typů konstrukcí mohou být počáteční vyšší náklady na materiál kompenzovány nižšími náklady na údržbu a delší životností konstrukce. Příkladem může být výměna hlavní nosné konstrukce železničního mostu ve Stockholmu (obr. 2).



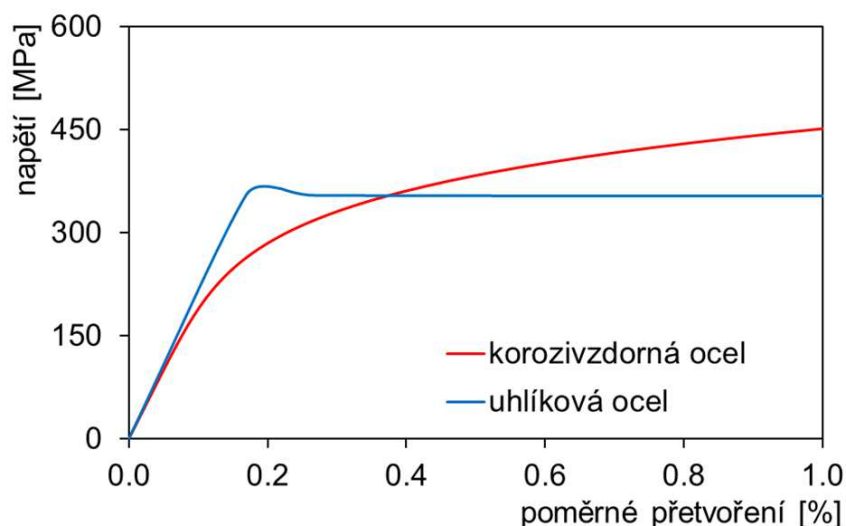
Obr. 2 Ocelový nosník železničního mostu ve Stockholmu během výroby (vlevo) a při montáži (vpravo) (foto: Lars Hamrebjörk)

Pracovní diagram korozivzdorných ocelí a vliv tváření za studena

Pracovní diagram korozivzdorných ocelí vykazuje oproti běžným uhlíkovým ocelím výraznou nelinearitu (obr. 3). Pro navrhování prvků z těchto ocelí se používá smluvní mez kluzu při dosažení plastické deformace 0,2 %. V případě za studena tvářených prvků je nutno uvážit rovněž nesymetrii pracovního diagramu v tahu a tlaku i anizotropii s ohledem na směr válcování. Popis pracovního diagramu vystihuje Ramberg-Osgoodův [01] model závislosti poměrného přetvoření (ε) na napětí (σ) známý zejména pro konstrukce ze slitin hliníku (1). Ten pro korozivzdorné oceli vykazuje dobrou shodu až do smluvní meze kluzu.

$$\varepsilon = \frac{\sigma}{E_0} + 0,002 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^n \quad (1)$$

kde E_0 je počáteční modul pružnosti, $\sigma_{0.2}$ smluvní mez kluzu, n parametr nelinearity. Pro oblasti vyšších hodnot poměrného přetvoření již tento popis není dostatečně přesný a využívá se další mocninné funkce pro popis ve vyšších napětích. Nejčastěji používané dvoustupňové pracovní diagramy byly publikované Mirambellem a Realovou [02] (vhodné pro modelování pevnostního porušení) a Gardnerem a Nethercotem [03] (využívané primárně pro simulace prvků s dosažením únosnosti kolem meze kluzu, např. při ztrátě stability).

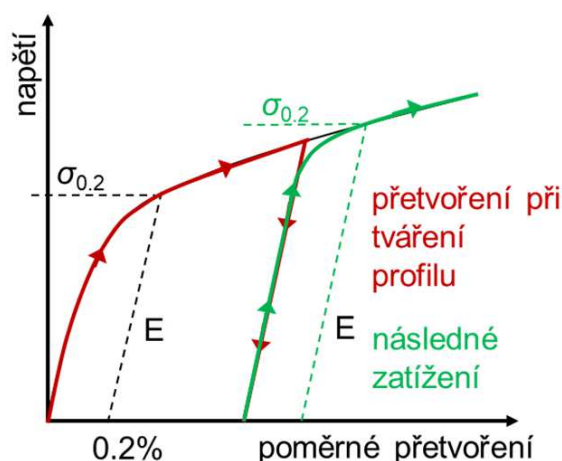


Obr. 3 Průběh počáteční části pracovního diagramu korozivzdorné a běžné uhlíkové oceli

Zvýšení pevnosti tvářením za studena

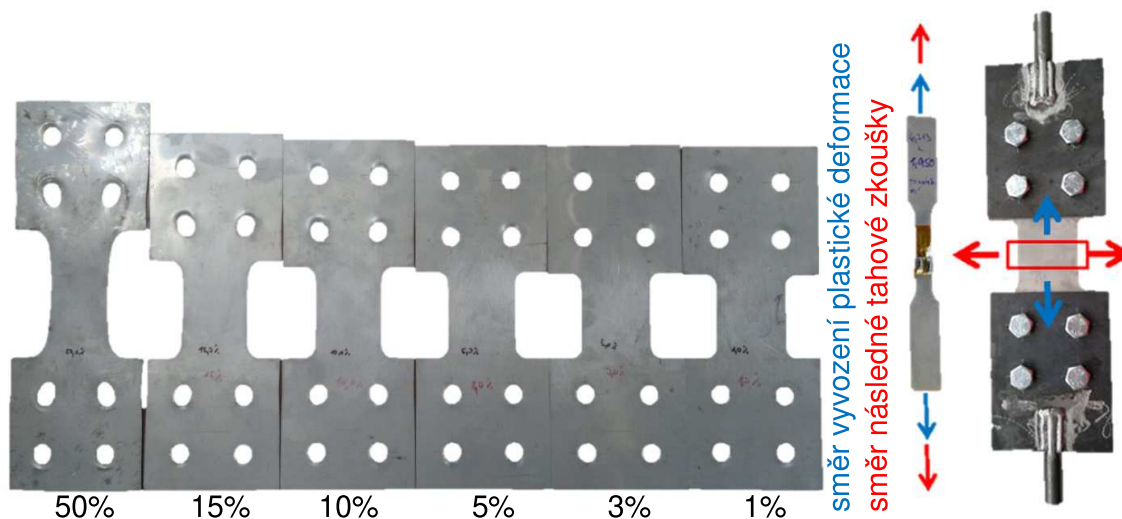
Obecně vysoký poměr meze pevnosti k mezi kluzu u korozivzdorných ocelí také způsobuje, že tváření plechů či průřezů za studena má výrazně větší vliv (vyšší nárůst) na výslednou mez kluzu než je obvyklé u klasických uhlíkových ocelí. Princip zvýšení meze kluzu je zjednodušeně uveden na obr. 4. Tato vlastnost tedy může příznivě ovlivnit výslednou únosnost prvku. Navíc, pro korozivzdorné oceli jsou za studena válcované uzavřené profily pro nosné konstrukce nejčastěji používaným průřezem.

Návrhy pro predikci zvýšených pevnostních charakteristik byly již publikovány, ale s řadou omezení [04]. Nejsou např. schopny postihnout celý pracovní diagram materiálu a zaměřují se pouze na omezenou skupinu tříd korozivzdorných ocelí.



Obr. 4 Pracovní diagram korozivzdorné oceli po předchozím plastickém přetvoření

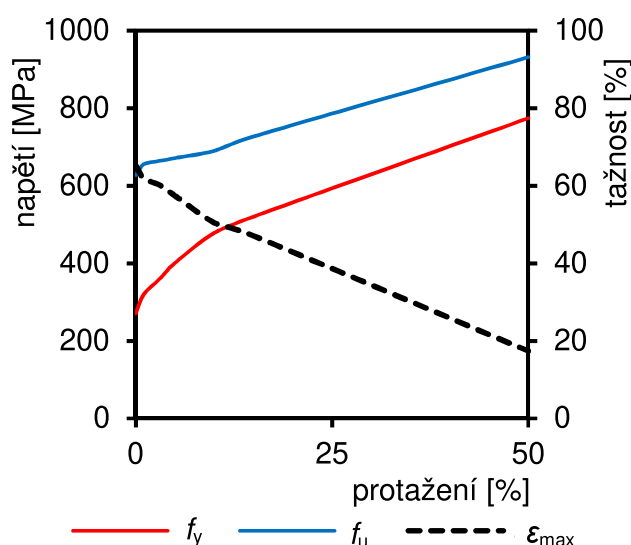
Na ČVUT v Praze byly provedeny sady tahových zkoušek několika typů za studena tvářených korozivzdorných ocelí. Konkrétně se jednalo o austenitickou ocel 1.4404, ferritickou 1.4003, duplexní 1.4462 a nízkolegovanou duplexní 1.4162. Pro tyto oceli byly připraveny vzorky z plechu, u kterých byla vyvozena rovnoměrná plastická deformace materiálu. Ty byly po protažení následně zkoušeny v tahu, a to jak ve směru vyvozené plastické deformace, tak kolmo na tento směr (obr. 5).



Obr. 5 Vzorky s různou mírou plastické deformace (uvedena procentem) a těleso pro tahovou zkoušku

Tyto výsledky sloužili pro odvození závislosti jednotlivých charakteristik pracovního diagramu korozivzdorné oceli (jejích jednotlivých tříd) na míře předchozího tváření za studena. Příklad závislosti meze kluzu (f_y), meze pevnosti (f_u) a tažnosti (ϵ_{\max}) na předchozí protažení ve směru

kolmém na následnou tahovou zkoušku je pro austenitickou ocel uvedena na obr. 6.



Obr. 6 Závislost meze kluzu, meze pevnosti a tažnosti na předchozím příčném protažení austenitické oceli

Tato závislost byla pro všechny zkoumané třídy oceli zavedena do analytického modelu tváření profilu, založeném na popisu rovinné napjatosti při ohybu kolem jedné osy [05]. Tímto modelem je možné simulovat poměrné přetvoření ohýbaného plechu. Na základě výsledných plastických přetvoření a při znalosti pracovního diagramu před tvářením lze pak stanovit i pracovní diagram materiálu profilu při dalším zatěžování.

Výsledky modelu byly porovnány s pracovními diagramy kruhových a čtvercových uzavřených profilů válcovaných za studena. Tedy pro korozivzdornou ocel dvou nejběžnějších profilech. Čtverhranné profily se v běžných rozměrech vyrábějí převálcováním profilů kruhových. Analytický model vystihuje skutečné chování dostatečně výstižně a odchylka modelu je na stranu bezpečnou (nižší pevnost). Porovnání je vždy pro jeden profil uvedeno na obr. 7. Analytického modelu bylo rovněž využito k ověření jednoduchého návrhového vztahu stanovení zvýšené meze kluzu za studena tvarovaných profilů (2), který byl publikován Afshan a kol. [04].

$$\sigma_{0.2,p_{\text{d}}} = 0.85 [p(\epsilon_{\text{av}} + \epsilon_{0.2})^q] \quad (2)$$

kde:

$$p = \frac{\sigma_{0.2}}{\varepsilon_{0.2}^q}$$

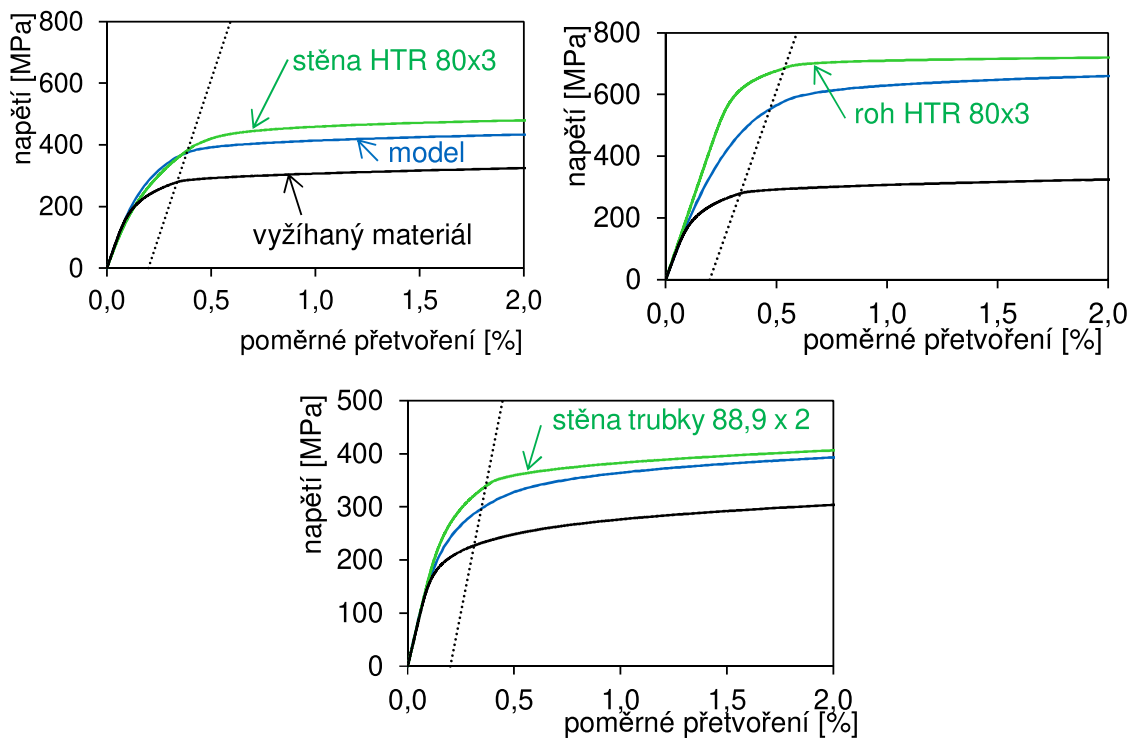
$$q = \frac{\ln(\sigma_{0.2}/\sigma_u)}{\ln(\varepsilon_{0.2}/\varepsilon_u)}$$

ε_{av} je průměrná plastická deformace pro danou část průřezu viz [04];

$\varepsilon_{0.2}$ je poměrné přetvoření na mezi kluzu;

ε_u je poměrné přetvoření na mezi pevnosti;

σ_u je mez pevnosti.



Obr. 7 Predikce počáteční fáze pracovního diagramu pro stěnu a roh čtvercové trubky 80x3 mm a stěnu kruhové trubky 88,9x2 mm

Reziduální pnutí v za studena tvarovaných uzavřených průřezích

Jak již bylo uvedeno, typickými profily z korozivzdorné oceli jsou uzavřené kruhové nebo čtverhranné profily. Pro tyto profily byly také odvozeny návrhové postupy nejdříve.

Postupy pro nosné prvky z korozivzdorných ocelí se oproti postupům pro běžné uhlíkové oceli liší zejména v případech, kdy dochází ke

ztrátě stability. V Evropě jsou návrhové postupy pro nosné konstrukce z korozivzdorných ocelí uvedeny v normě EN 1993-1-4, v USA v normě AISC 370.

Únosnost štíhlých prutů a průřezů je mírně odlišná zejména s ohledem na jiný průběh pracovního diagramu oceli. Např. pro pruty střední štíhlosti je redukce vlivem vzpěru zpravidla mírně vyšší (tj. méně příznivá). U těchto štíhlostí je rozhodující tečná tuhost materiálu před dosažením meze kluzu. U zakřiveného pracovního diagramu korozivzdorné oceli je tečná tuhost materiálu právě v těchto napětích výrazně nižší a dojde tedy k vybočení při nižší síle. U velkých štíhlostí prutů, tj. i nízkých napětích v prutu při dosažení únosnosti, se i korozivzdorná ocel chová téměř lineárně a únosnost se blíží kritické síle. Naopak u prutů malé štíhlosti (a stejně tak i průřezů), kde únosnost není výrazně ovlivněna ztrátou stability, může být únosnost prutu z korozivzdorné oceli vyšší než prutu z běžné uhlíkové oceli. To je dáno absencí plastického plató pracovního diagramu a výrazným zpevněním materiálu za mezí kluzu (zejména pro austenitické a duplexní oceli). Dle EN 1993-1-4 tak pro tyto oceli platí, že k redukci vlivem vzpěru dochází až od vyšší štíhlosti prutu ($\bar{\lambda} \geq 0,3$).

Spolu s pracovním diagramem je chování tlačенých prvků ovlivněno případnými odlišnostmi ve velikosti geometrických imperfekcí a reziduálních pnutí, které jsou rovněž závislé na vlastnostech materiálu, a tedy se mezi jednotlivými materiály mírně liší.

Měření reziduálních pnutí

Velikost reziduálních pnutí byla měřena pro čtverhranné uzavřené průřezy z austenitické oceli. Cílem bylo získat obrazec pnutí použitelný pro numerické modely. Bylo využito dvou metod měření, a sice metody rentgenové difrakce a proužkové metody. Metoda rentgenové difrakce sloužila ke stanovení obrazce napětí po tloušťce stěny. Změřený průběh napětí vykazoval přibližně konstantní hodnotu po polovině tloušťky stěny. Na základě tohoto výsledku byl následně zjednodušeně uvažován plastický průběh ohybové složky napětí po tloušťce stěny.

Proužková metoda (obr. 8) sloužila pro stanovení průběhu napětí po šířce stěny. Byla provedena pro dva čtvercové profily, 100x100x3 mm a 120x120x4 mm. Oproti většině měření provedených jinými autory nebyla měřena pouze napětí podélná, tj. rovnoběžná s osou trubky, ale také napětí

příčná. Z výsledků byl odvozen obecný predikční model pro čtvercové trubky z austenitické oceli.



Obr. 8 Řezání profilu a proužky po vyříznutí (profil 120x120x4mm)

Pro odvození modelu podélných reziduálních napětí byla výsledky proložena regresní křivka. Níže je uveden navržený průběh napětí (3) až (5). Dále také na obr. 8.

$$\sigma_m = \left(-0,253 + 1,483(x - x^2)\right)\sigma_{0,2} \quad (3)$$

$$\sigma_{b,pl} = \left(0,833 + 1,866(x - x^2)\right)\sigma_{0,2} \quad (4)$$

$$\sigma_{b,pl,t} = -0,376\sigma_{0,2} \quad (5)$$

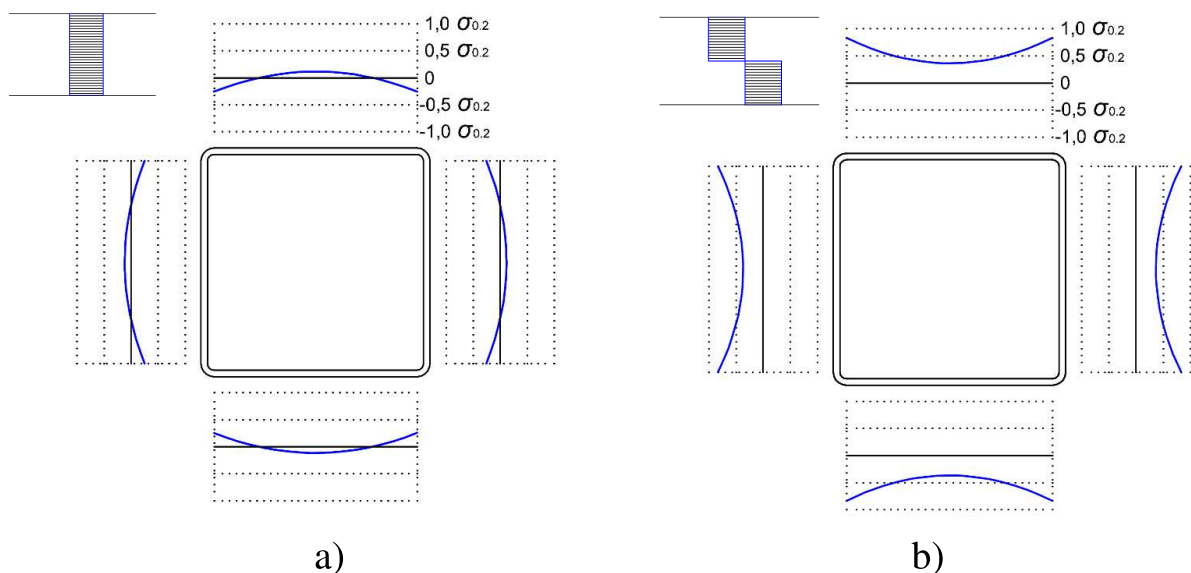
kde σ_m je membránové reziduální pnutí;

$\sigma_{b,pl}$ je ohybové reziduální pnutí (uvažováno plastické rozdělení);

$\sigma_{b,pl,t}$ je ohybové reziduální pnutí pro příčný směr (plastické);

x je relativní vzdálenost po šířce stěny (např. $x = 0$ pro kraj stěny, $x = 0,5$ pro její střed).

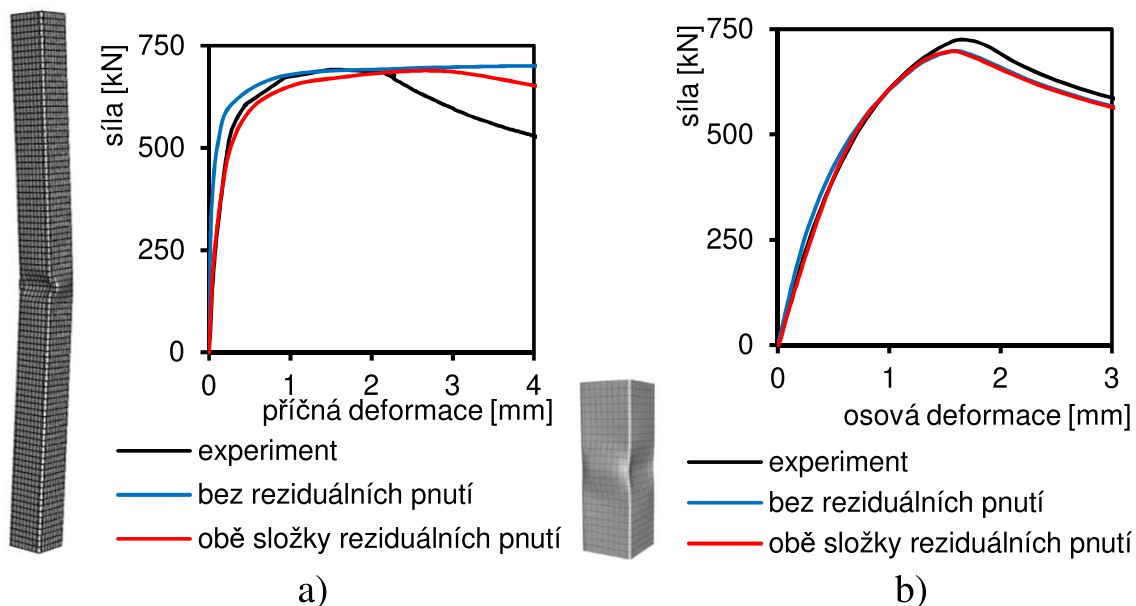
V rohové oblasti lze vzhledem k nízkým hodnotám ohybových reziduálních pnutí uvažovat pouze membránovou složku napětí. Tu je možné získat dopočítáním z podmínky rovnováhy na průřezu a je opět velmi malá.



Obr. 9 Obrazec podélných reziduálních pnutí pro čtvercový profil:
 a) membránová složka, b) ohybová složka

Vliv reziduálních pnutí

Reziduální pnutí byla zavedena do numerického modelu tlačných prvků v software Abaqus. Porovnání numerického modelu se zkouškou dlouhého prutu (vliv vzpěru) a krátkého sloupku (lokální boulení průřezu) je uvedeno na obr. 10.

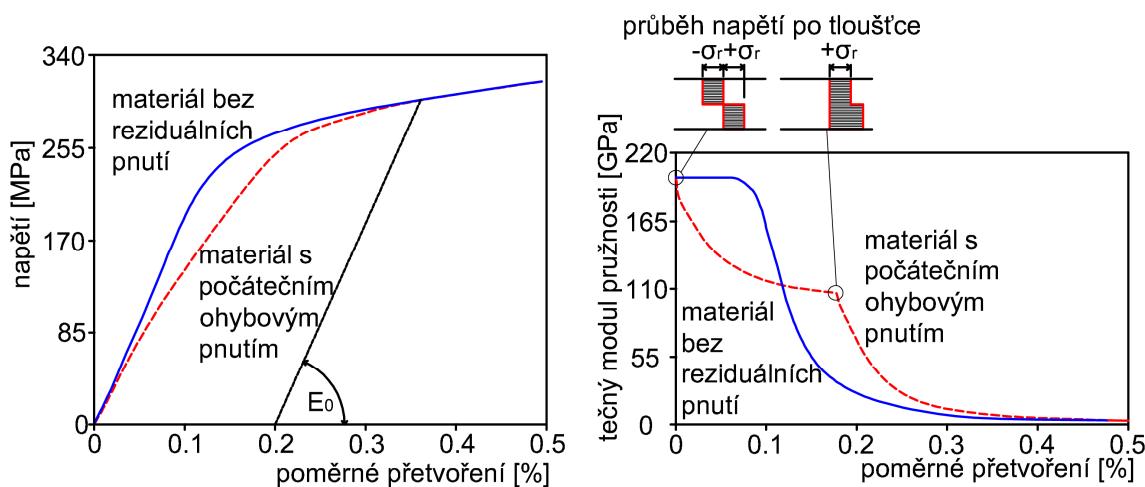


Obr. 10 Výsledek numerického modelu čtvercového průřezu 150x150x4 mm s a bez reziduálních pnutí porovnaný se zkouškou: a) tlačného prutu, b) krátkého sloupku bez vlivu vzpěru

Model se zavedeným reziduálním pnutím byl validován ještě na řadě vlastních zkoušek čtverhranných krátkých sloupů různé štíhlosti průřezu. Z výsledků numerických modelů bylo patrné, že vliv samotných membránových reziduálních pnutí na únosnost je velmi malý (max. 1 až 2 %).

Vliv ohybových pnutí na únosnost je výrazně vyšší (jejich velikost rovněž) a lze ho vysvětlit změnou zakřivení pracovního diagramu při jejich zavedení. Přestože reziduální pnutí snižují sečný modul pružnosti, bylo analytickým modelem zjištěno, že tečný modul pružnosti, který je pro vybočení prutu zásadní, je v některých částech průběhu diagramu po zavedení pnutí vyšší. Průběh tečného modulu pružnosti je v závislosti na poměrném přetvoření vyneseno pro jednu úroveň ohybových reziduálních pnutí (přibližně průměrná hodnota pro stěnu) na obr. 11.

V obrázku jsou také vykresleny úrovně napětí pro jednotlivá místa diagramu označená kroužkem. Pro vyšší přetvoření (u tohoto konkrétního případu reziduálního napětí $\varepsilon > 0,12\%$) je tečný modul pružnosti vyšší pro materiál obsahující reziduální pnutí a naopak.



Obr. 11 Chování stěny průřezu bez a při uvažování ohybové složky reziduálních pnutí

To odpovídá rovněž výsledkům při numerickém modelování sloupů poměrné štíhlosti $\bar{\lambda} \approx 0,8$ až 1,2, kdy došlo k vybočení při $\varepsilon \approx 0,15\%$ a únosnost při zavedení pnutí vzrostla až o 9 %. Se zvyšující se štíhlostí prutu ($\lambda > 1,5$) ale klesá poměrné přetvoření dosažené při kolapsu do oblasti, kde je vliv pnutí na tečný modul pružnosti resp. únosnost

nepříznivý ($\varepsilon < 0$, 12%). Pro velmi štíhlé pruty tak došlo vlivem zavedení pnutí k poklesu únosnosti (až -16 % pro sledované štíhlosti).

Pro prvky vystavené pouze lokálnímu boulení byl vliv pnutí vždy pozitivní (do +9 % únosnosti). To je dáno tím, že u velmi štíhlých stěn je oproti štíhlým prutům při dosažení únosnosti výrazně vyšší poměrné přetvoření vlivem pokritického chování.

Ohýbané pruty vystavené celkové ztrátě stability a lokálnímu boulení

Prvky namáhané ohybem okolo hlavní osy průřezu, které nejsou po délce podepřeny v příčném směru, jsou obecně vystaveny ztrátě příčné a torzní stability - klopení. Pokud se jedná o prvky štíhlého průřezu, může být únosnost navíc ovlivněna i lokálním boulením tlačných částí průřezu. Únosnost ohýbaného prutu z korozivzdorné oceli lze pro různé štíhlosti průřezu stanovit podle normy EN 1993-1-4:2006 jako:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} W_y f_y / \gamma_{M1} \quad (6)$$

kde χ_{LT} je součinitel klopení;

W_y je průřezový modul pro ohyb k ose y, dle třídy průřezu (štíhlosti) buď plastický $W_{pl,y}$, pružný $W_{el,y}$, nebo při uvažování účinného průřezu $W_{eff,y}$;

f_y mez kluzu;

γ_{M1} dílčí součinitel spolehlivosti.

Normou uvedený vztah pro součinitel klopení pro nosníky z korozivzdorných ocelí byl odvozen bez odpovídajících experimentů či numerických modelů. Navíc, vztah pro klopení I průřezů z běžných uhlíkových ocelí v normě EN 1993-1-1 byl při své revizi shledán mírně nebezpečným a nahrazen pro dvouose symetrické I průřezy postupem Tarase a Greinera [06]. Ten je níže uvedený v úpravě pro další edici normy prEN1993-1-4:2021.

$$\chi_{LT} = \frac{f_M}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - f_M \bar{\lambda}_{LT}^2}}; \chi_{LT} \leq 1,0 \quad (7)$$

$$\phi_{LT} = 0,5 \left[1 + f_M \left[\left(\frac{\bar{\lambda}_{LT}}{\bar{\lambda}_z} \right)^2 \alpha_{LT} (\bar{\lambda}_z - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right] \right] \quad (8)$$

kde: α_{LT} je součinitel imperfekce. Pro svařované I průřezy s tloušťkou pásnice do 40 mm se stanoví jako:

$$\alpha_{LT} = 0,21 \sqrt{\frac{W_{el,y}}{W_{el,z}}}; \alpha_{LT} \leq 0,64 ;$$

f_M je součinitel zohledňující průběh momentu po délce prutu (pro jiný než konstantní průběh momentu $f_M < 1,0$);

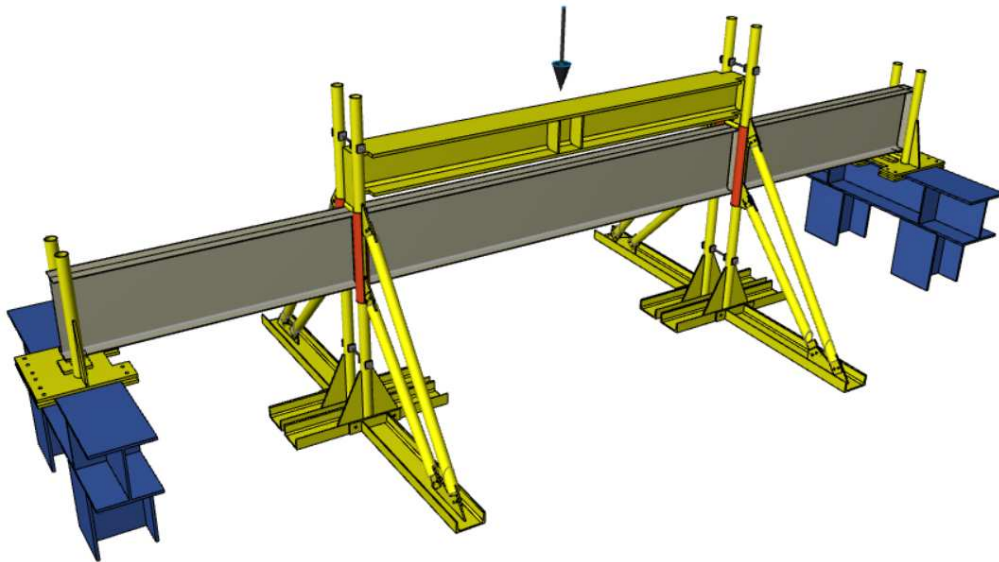
$\bar{\lambda}_{LT}$ je poměrná štíhlost prutu pro klopení;

$\bar{\lambda}_z$ je poměrná štíhlost prutu pro rovinný vzpěr k měkké ose.

Zkoušky nosníků

Celkem bylo vyrobeno šest nosníků ze dvou typů běžných korozivzdorných ocelí, konkrétně z oceli 1.4301 (austenitická) a 1.4016 (feritická). Tyto dvě oceli představují korozivzdornou ocel s vysokou a nízkou mírou zakřivení pracovního diagramu. Pro všechny nosníky byl zvolen stejný průřez výšky 400 mm se šířkou pásnice 130 mm, tloušťka pásnice i stojiny byla zvolena 4 mm. Průřez byl klasifikován jako štíhlý, třídy 4. Štíhlost $\bar{\lambda}_p$ pro pásnici byla 0,99 a štíhlost stojiny 0,86.

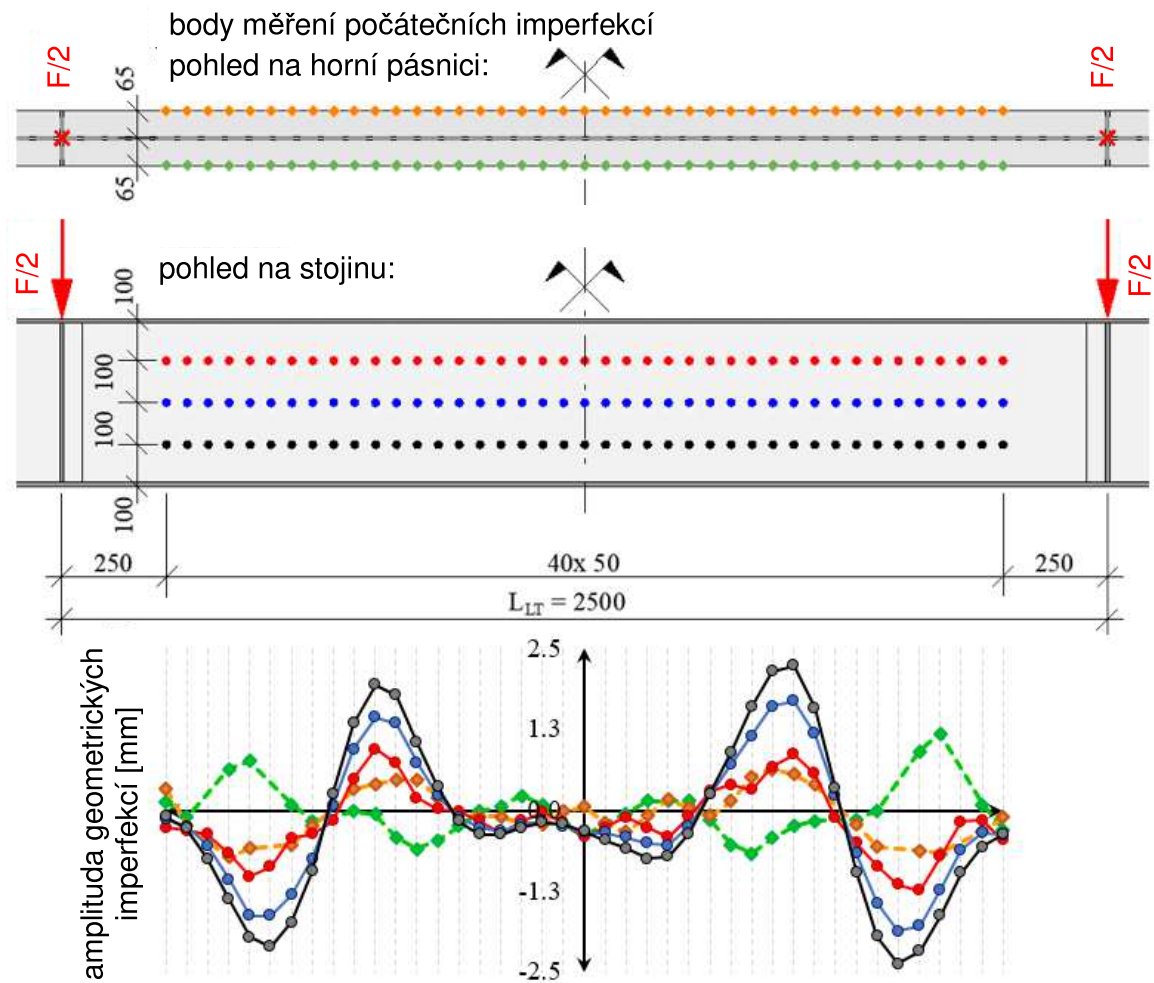
Osová vzdálenost svislých podpor (rozpon nosníku L) byla 2,4 m, 3,8 m a 5,4 m; délka prostřední části nosníku mezi příčným podepřením (délka na klopení L_{LT}) byla zvolena 1,0 m, 1,5 m a 2,5 m. To odpovídalo poměrné štíhlosti na klopení $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,27$ kde nelze očekávat vliv klopení až 0,64, kdy je vliv klopení významný. Způsob uspořádání zkoušky vychází z výzkumu Prachaře a kol. [07]. Jedná se o prostý nosník zatížený pomocí roznášecího nosníku dvojicí sil v místě mezilehlých příčných podpor. Ve svislých podporách na koncích nosníku je rovněž zabráněno natočení a vodorovnému posunu průřezu v příčném směru, viz obr. 12.



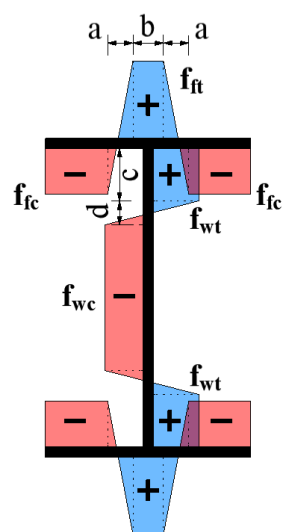
Obr. 12 Schéma zkoušky nosníku a detaily podepření

Na nosníku byly měřeny rozměry průřezu a geometrické imperfekce. Imperfekce prutu byla získána jako největší příčná odchylka horní pásnice mezi body příčného podepření. Lokální imperfekce byly měřeny setinnými hodinkami opět pouze na prostřední části nosníku jako největší odchylka na délce jedné půlvlny prvního vlastního tvaru pro lokální boulení. Měření bylo na stojině a tlačené pásnici. Body měření a výsledky pro jeden nosník jsou uvedeny na obr. 13.

Reziduální pnutí pro tento průřez měřeno nebylo. Do numerických studií bylo zavedeno pnutí dle doporučení pro svařované I průřezy z korozivzdorné oceli publikované Gardnerem a kol. [08]. Průběh je na obr. 14, velikost oblastí a napětí v tab. 1.



Obr. 13 Velikost změřených geometrických imperfekcí pro nejdelší nosník

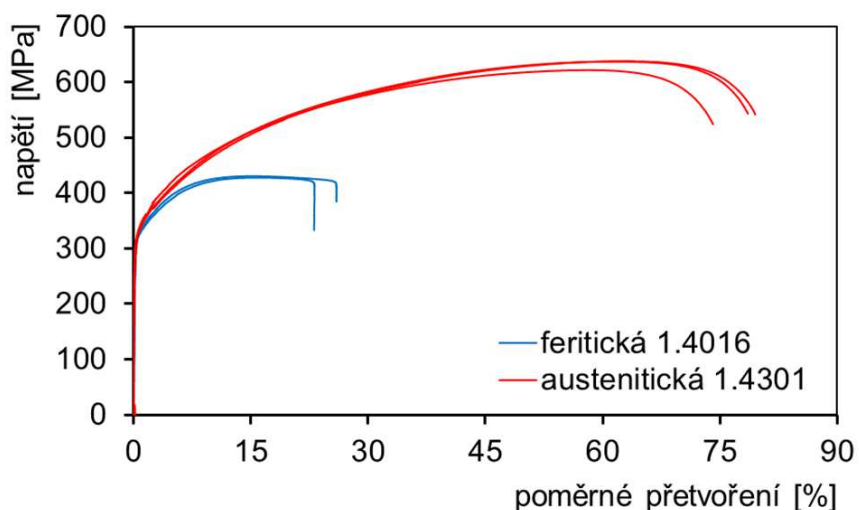


Obr. 14 Obrázek reziduálních pnutí pro svařovaný průřez [08]

Tab. 1 Velikost reziduálních pnutí pro svařovaný průřez [08]

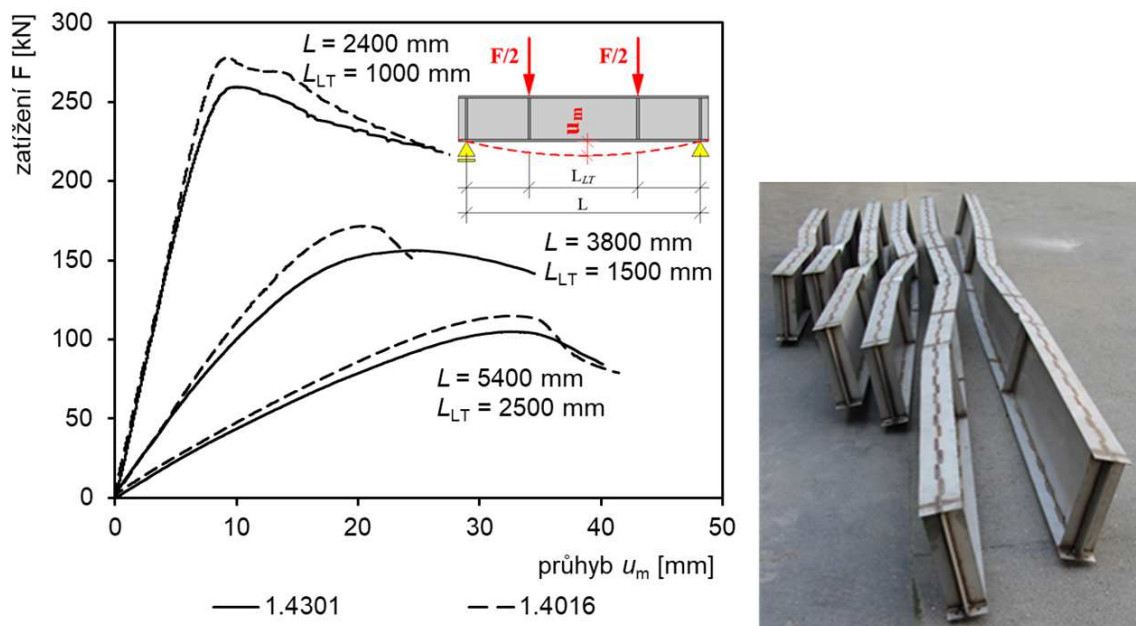
Ocel	$f_{ft} = f_{wt}$	$f_{fc} = f_{wc}$	a	b	c	d
Austenitická	$0,8f_y$	vypočteno z rovnováhy	$0,225b_f$	$0,05b_f$	$0,025h_w$	$0,225h_w$
Feritická	$0,6f_y$					

Pro zkoušené nosníky byly samozřejmě provedeny materiálové zkoušky. Tělesa byla vyrobena ve směru následného zatěžování nosníku (tj. rovnoběžně s osou prutu). Pro měření přetvoření bylo využito dvojice tenzometrů na zkušební tyči (pro přesnější měření počáteční fáze pracovního diagramu) a mechanického extenzometru (pro záznam celého pracovního diagramu). Pracovní digramy jsou uvedeny na obrázku 15.



Obr. 15 Pracovní diagram materiálu nosníků

Zkouška samotná byla řízena deformací. Zaznamenány byly svislé průhyby uprostřed rozpětí a v místě vnášení zatížení, vodorovný průhyb a natočení uprostřed rozpětí. Velikost momentu v nosníku byla rovněž kontrolována osazenými tenzometry na pásnicích. Závislost zatížení a svislého průhybu je spolu s fotografií těles po zkoušce na obr. 16.

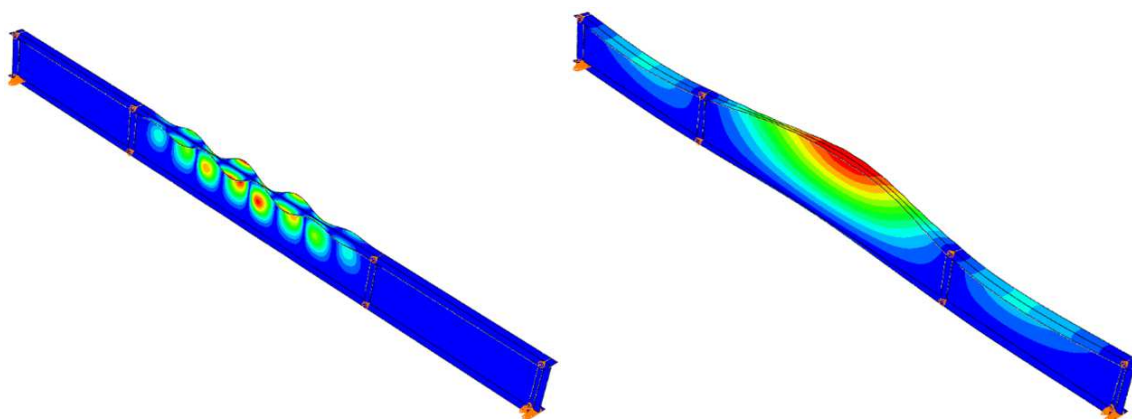


Obr. 16 Záznam zatížení a průhybu zkoušených nosníků; fotografie nosníků po zkoušce

Numerický model nosníku

Numerický (MKP) model nosníku byl vytvořen v software Abaqus pomocí deskostěnových prvků typu S4R tj. 4 uzlových prvků s lineární aproximací a redukovanou integrací.

V modelech bylo uváženo nelineární chování materiálů a zavedeny geometrické imperfekce a reziduální pnutí (GMNIA). Geometrické imperfekce byly do modelu zavedeny pomocí vlastních tvarů vybočení (obr. 17) a změřené amplitudy.



Obr. 17 Tvar vybočení pro lokální boulení a klopení použitý pro zavedení geometrických imperfekcí nosníku

Další možností zavedení lokálních imperfekcí, využívaného zejména u za studena tvarovaných konstrukcí, je použití tvaru vlastního kmitání. Ten

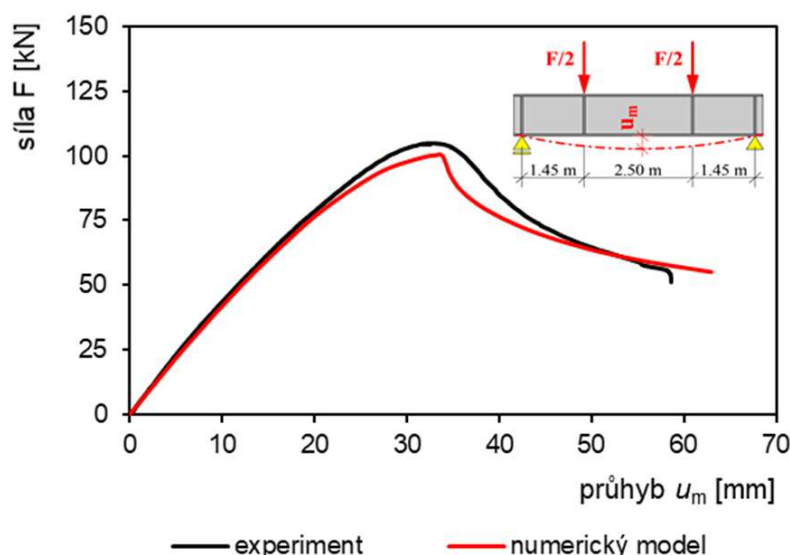
byl rovněž použit a vedl k mírně vyšší únosnosti v případě kratších nosníků.

Validace numerického modelu byla provedena na základě porovnání dosažených únosností (tab. 2), závislosti zatížení a svislého průhybu (obr. 18) a tvaru porušení (obr. 19). Numerický model vykázal dobrou shodu a vypočítaná únosnost byla vždy na straně bezpečné. Model byl proto následně využit do parametrické studie.

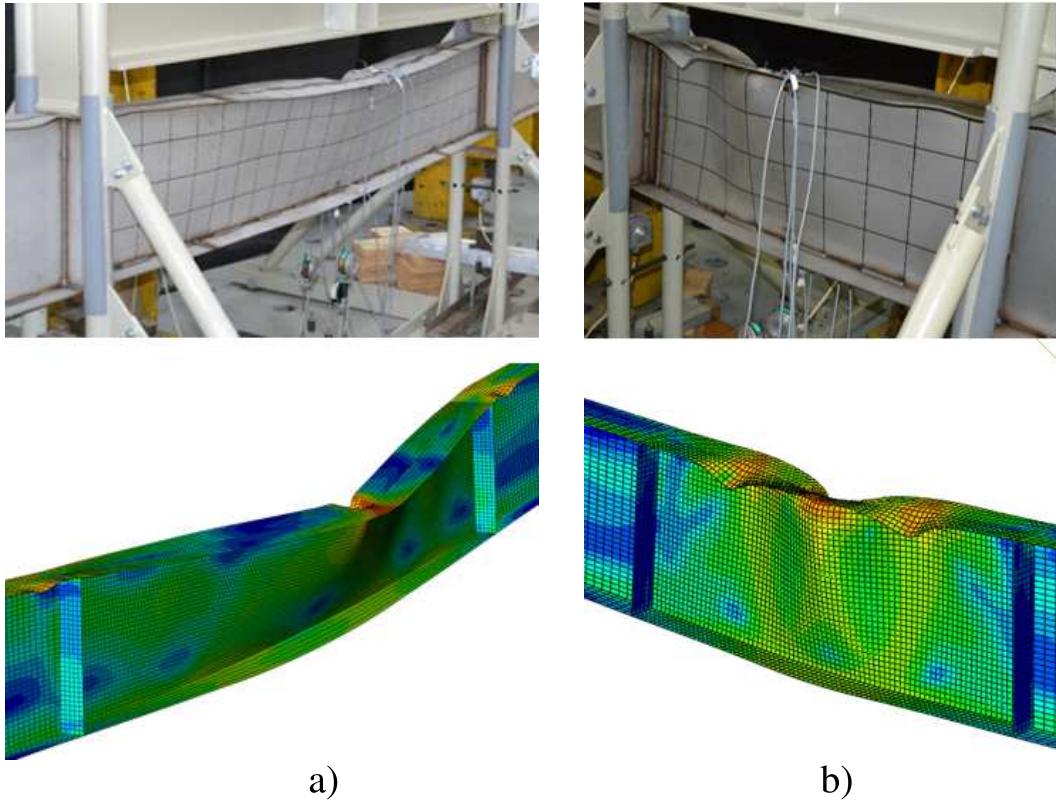
Tab. 2 Porovnání únosnosti získané zkouškou a numerickým modelem

Nosník č.	Únosnost ze zkoušky M_{TEST} [kNm]	Numerický model M_{FE} [kNm]	Porovnání M_{FE}/M_{TEST} [-]
1	76,09	70,19	0,92
2	89,83	85,96	0,96
3	90,82	86,60	0,95
4	83,31	75,23	0,90
5	98,66	92,19	0,93
6	97,36	94,55	0,97

průměrná shoda: 0,940
směrodatná odchylka: 0,025



Obr. 18 Porovnání průběhu zkoušky nosníku vystaveného klopení s výsledkem numerického modelu



Obr. 19 Porušení při zkoušce a dle numerického modelu nosníku s dominantním vlivem: a) klopení, b) lokálního boulení

Návrhový postup pro lokální boulení

Pro únosnost ohýbaných I průřezů nebyly při vzniku Evropské normy dostupné experimentální ani numerické výsledky pro štíhlé průřezy. Pro masivní průřezy pak velmi malé množství průřezů (Talja, Realová). Pro tlačené otevřené průřezy byl rovněž počet výsledků omezený.

Pozdější úprava normy EN 1993-1-4 A1:2015 vedla k současným klasifikačním limitům průřezů a redukčním součinitelům pro lokální boulení na základě poznatků Gardnera a Theofanose [09].

Pro vnitřní tlačené části:

$$\rho = \frac{0,772}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,079}{\bar{\lambda}_p} \text{ ale } \rho \leq 1,0 \quad (9)$$

pro přečnávající tlačené části:

$$\rho = \frac{1}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,188}{\bar{\lambda}_p} \text{ ale } \rho \leq 1,0 \quad (10)$$

Redukční součinitel byl z velké míry založen na výsledcích pro za studena tvarované profily, zejména čtverhranné uzavřené profily. Tyto průřezy mají ale výrazně (řádově) menší geometrické imperfekce než průřezy svařované. Proto byla pro svařované průřezy provedena parametrická studie ohýbaných a v menším počtu i tlačných průřezů.

Parametrická studie zahrnovala I průřezy s poměrem výšky průřezu k šířce pásnice $h/b=3$ a H průřezy s $h/b=1$. Průřezy byly tříd 1 až 4. Byly kombinovány různé štíhlosti stojiny a pásnice. Nejvyšší štíhlost samostatné pásnice byla $\bar{\lambda}_p = 1,4$ a stojiny 2,1. Nosník byl zatížen pouze shodnými koncovými momenty (konstantní průběh ohybového momentu po délce nosníku) a souvisle podepřen proti klopení. Délka nosníku byla dostatečná pro plné rozvinutí lokálního boulení (min. 10x výška průřezu).

Materiál byl uvažován dle doporučení Afshan a kol. [10], kteří na základě velkého vlastního souboru měřených pracovních diagramů a charakteristik sebraných z literatury publikovali typické (průměrné) pracovní diagramy pro jednotlivé skupiny korozivzdorných ocelí a způsoby výroby průřezu. Pro zkoumané svařované průřezy byly uvažovány charakteristiky z tab. 3.

Tab. 3 Materiálové charakteristiky uvažované pro parametrickou studii

Ocel	f_y [MPa]	f_u [MPa]	E [GPa]	ϵ_u [-]	n [-]	m [-]
Austenitická (A)	280	580	200	0.50	9.1	2.3
Austeniticko-feritická (D)	530	770	200	0.30	9.3	3.6
Feritická (F)	320	480	200	0.16	17.2	2.8

Geometrické imperfekce byly zavedeny prvním vlastním tvarem vybočení pro lokální boulení s amplitudou o velikosti 80% výrobních tolerancí (tento postup doporučuje Příloha C normy EN 1993-1-5 i připravovaná prEN 1993-1-14). Pro svařovaný průřez to odpovídá $0,8 b/100$. Tyto imperfekce jsou výrazně vyšší než ty, které jsou běžné pro za studena tvarované průřezy a pro které byly křivky redukce lokálním boulením korozivzdorných ocelí odvozeny.

Pro předběžný návrh redukčního součinitele byly modelovány rovněž samostatně tlačené a ohýbané stěny. Porovnáním se současně platnými postupy pro lokální boulení (9) a zejména (10) byla zjištěna nebezpečnost návrhových postupů pro svařované průřezy. Na základě výsledků byl navržen vztah pro boulení vnitřních částí průřezu jako:

$$\rho = \frac{0,655}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,01(3+\psi)/4}{\bar{\lambda}_p} \text{ ale } \rho \leq 0 \quad (11)$$

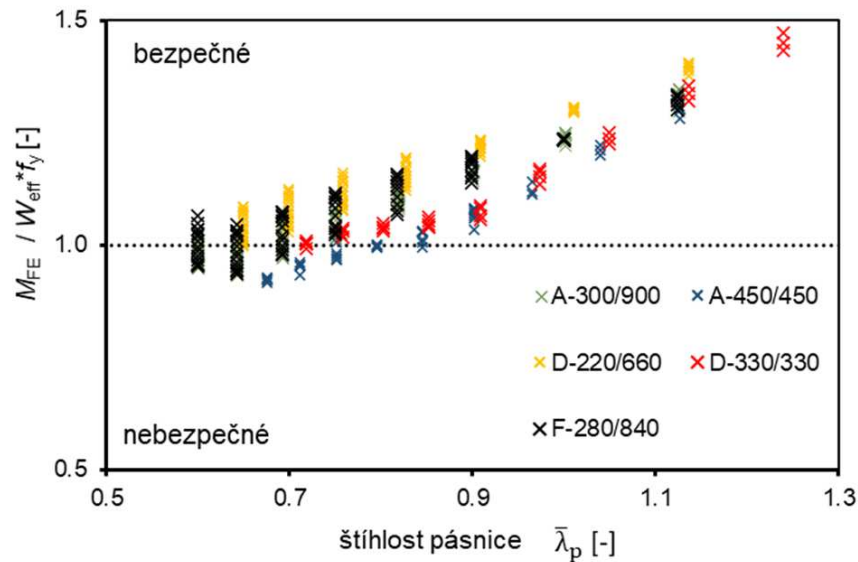
kde ψ je poměr napětí na méně tlačené straně stěny k více tlačené straně stěny. Pro přečnávající tlačenu část (např. pásnici I profilu) pak prakticky stejnou křivkou, pouze bez zohlednění gradientu napětí po její šířce:

$$\rho = \frac{0,655}{\bar{\lambda}_p} - \frac{0,01}{\bar{\lambda}_p} \text{ ale } \rho \leq 0 \quad (12)$$

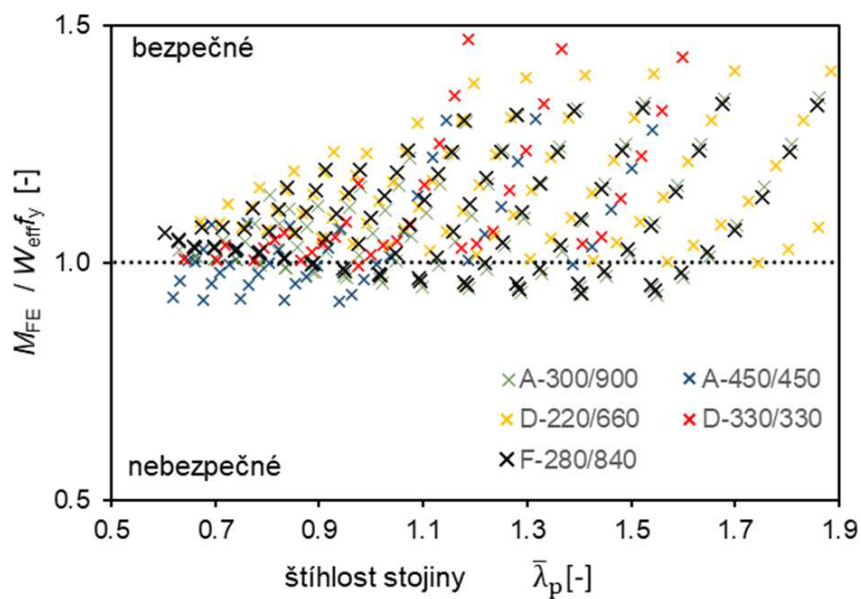
Porovnání numerických výsledků s navrženým postupem je pro modelované ohýbané průřezy uvedeno na obr. 20 až 22 (modelované průřezy v tlaku nejsou v přednášce dále uváděny). Porovnání (poměr únosnosti stanovené numerickým modelem a výpočtem s využitím navrženého analytického postupu) je vykresleno v závislosti na štíhlosti pásnice (obr. 20), štíhlosti stojiny (obr. 21) a štíhlosti celého průřezu (obr. 22, tedy s uvažováním vzájemné interakce jednotlivých stěn).

Z výsledků je patrné, že pro větší štíhlost pásnice je vztah poměrně konzervativní. Jedná se ale o průřezy, které nebudou běžně používány a kde by změna návrhového postupu znamenala zcela odlišný návrhový postup.

Momentová únosnost průřezu je dána hlavně únosností pásnic, proto výsledky na obr. 21 a částečně i 22 vykazují vyšší rozptyl (se stejnou štíhlostí stojiny existují mezi modelovanými průřezy různé štíhlosti pásnice). Výsledky nejsou příliš odlišné pro jednotlivé skupiny korozivzdorných ocelí a proto byl použit jeden vztah pro všechny druhy korozivzdorné oceli.

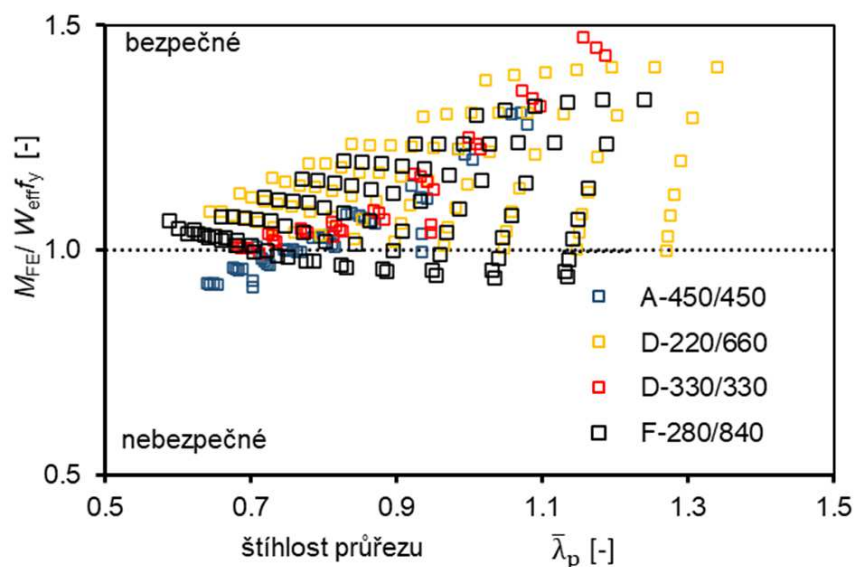


Obr. 20 Porovnání ohybové únosnosti průřezu v závislosti na štíhlosti pásnice



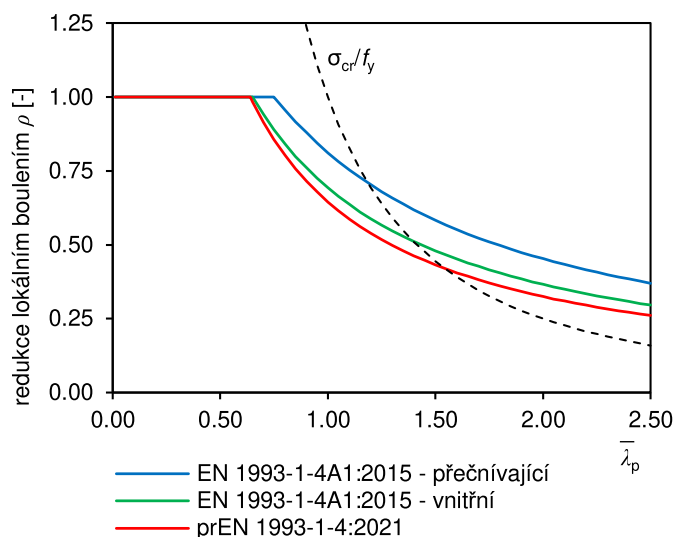
Obr. 21 Porovnání ohybové únosnosti průřezu v závislosti na štíhlosti stojiny

Následovala studie spolehlivosti návrhového postupu v souladu s EN 1990, přičemž byl pro jednotlivé druhy korozivzdorné oceli a pro různý rozsah štíhlostí průřezu vypočítán součinitel spolehlivosti γ_M . K jeho výpočtu je potřebné vycházet ze skutečných hodnot meze kluzu oceli. Statistické údaje, tj. průměrnou hodnotu $f_{y,mean} / f_{y,min}$ a variační koeficient V_{mat} , pro mez kluzu korozivzdorných ocelí publikovali Afshan a kol. [11].



Obr. 22 Porovnání ohybové únosnosti průřezu v závislosti na štíhlosti průřezu

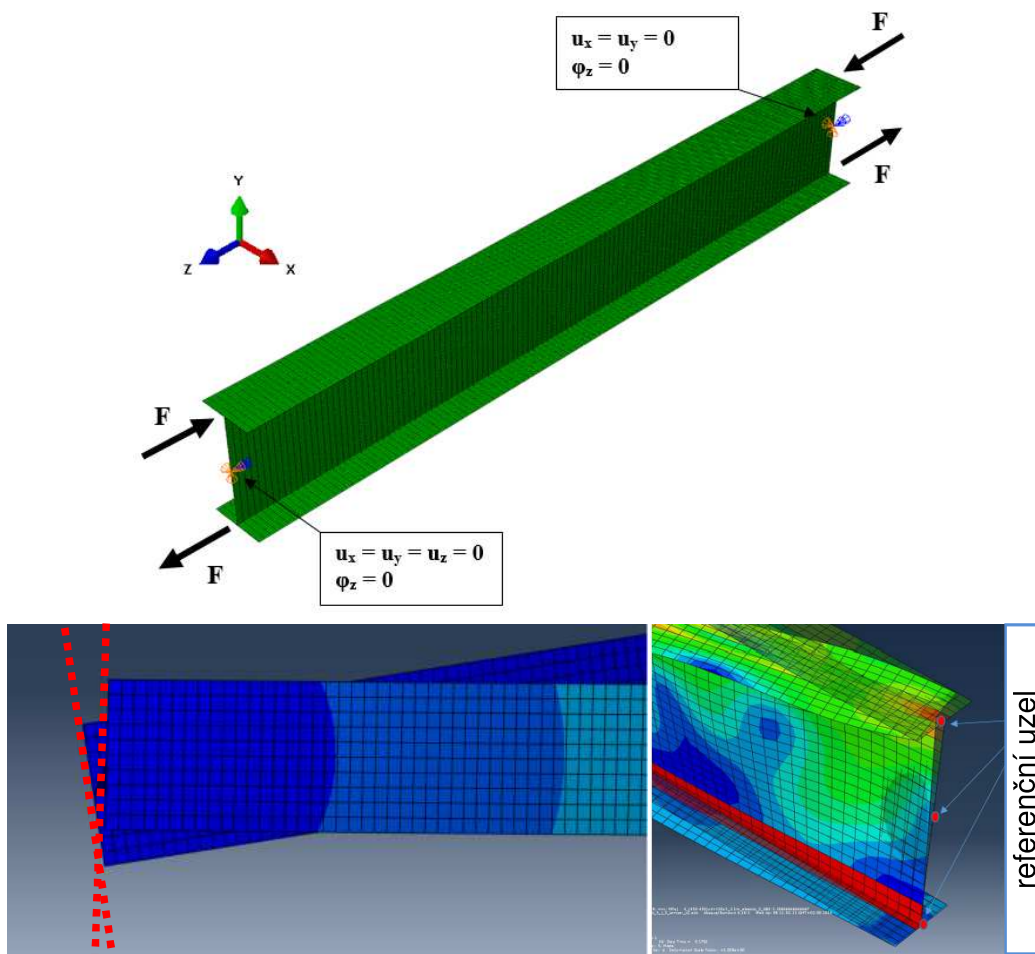
Studie spolehlivosti prokázala vhodnost návrhového postupu. Pro vyhodnocení součinitele spolehlivosti byl použit „acceptance limit“ dle pravidel pro spolehlivost postupů pro ocelové konstrukce SAFEBRICKTILE [12]. Pouze u štíhlosti stěn $\bar{\lambda}_p < 0,8$ byla shledána mírná odchylka ($< 2 \%$) od tohoto limitu. Tu lze považovat za přijatelnou a návrhový postup byl pracovní skupinou přijat do návrhu nové verze normy prEN 1993-1-4:2021. Grafické porovnání jednotlivých postupů je uvedeno na obr. 23.



Obr. 23 Postupy výpočtu redukce lokálním boulením

Návrhový postup pro klopení

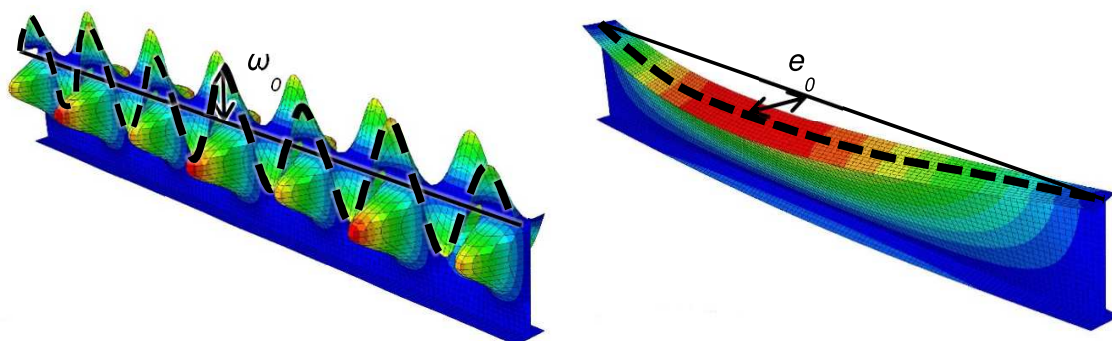
Podobně jako pro únosnost průřezu, tak i pro parametrickou studii vlivu klopení sloužil numerický model nosníku zatíženého koncovými momenty (v první fázi pouze konstantní průběh momentu po délce nosníku). Okrajové podmínky byly na rozdíl od modelu pro odvození průřezové únosnosti definovány tak, že nebyl nosník po délce podepřen a v koncích byla umožněna deplanace průřezu. Na koncových průřezech tak leží uzly pro každou z pásnic i stojinu na jedné přímce. Model je spolu s okrajovými podmínkami znázorněn na obr. 24.



Obr. 24 Numerický model nosníku zatíženého konstantním průběhem ohybového momentu

Tvar geometrické imperfekce byl volen opět vlastním tvarem vybočení (lineární stabilita). Spolu s geometrickou imperfekcí pro lokální boulení byla zavedena geometrická imperfekce odpovídající globální ztrátě stability (klopení) s velikostí amplitudy $0,8 L/750$, kde L je vzdálenost

mezi příčným podepřením (zde totožná s rozpětím). Průběh tvaru lokální a globální geometrické imperfekce s naznačením amplitudy (ω_0 resp. e_0) je uveden na obr. 25.



Obr. 25 Tvar globální a lokální geometrické imperfekce nosníku pro parametrickou studii

Při kombinaci lokálních a globálních imperfekcí je doporučeno uvažovat amplitudu pro nejnižší vlastní tvar plně a redukovat hodnotou 0,7 amplitudu pro tu imperfekci, který má na únosnost menší vliv. Toto pravidlo bylo u popisovaných modelů použito.

Pracovní diagram materiálu a reziduální pnutí byla zavedena stejně, jako v případě studie lokálního boulení.

Pro studii bylo využito tří poměrů šířky pásnice k výšce průřezu. Konkrétně $b/h = 0,33; 0,5$ a $1,0$. Shrnutí uvažovaných průřezů, tj. včetně štíhlostí pásnice $\bar{\lambda}_{p,f}$ a stojiny $\bar{\lambda}_{p,w}$ je uvedeno v tab. 4. Štíhlost nosníku byla uvažována v rozmezí přibližně $\bar{\lambda}_{LT} \approx 0,2$ až $1,9$.

Výsledky byly porovnány se stávajícími postupy EN 1993-1-4. Shoda byla v průměru poměrně dobrá, ale pro nízké štíhlosti nosníků byly výsledky výrazně na straně nebezpečné a naopak.

Postup prEN 1993-1-1:2019 (rovnice (7) a (8)) vykázal mnohem konzistentnější výsledky, byť s vyšší odchylkou průměru. Postup byl nakonec převzat a pro korozivzdornou ocel byly pouze odvozeny vhodné křivky – parametry imperfekce:

$$- \text{ austenitická ocel (A): } \alpha_{LT} = 0,37 \sqrt{\frac{W_{el,y}}{W_{el,z}}}; \alpha_{LT} \leq 1,1$$

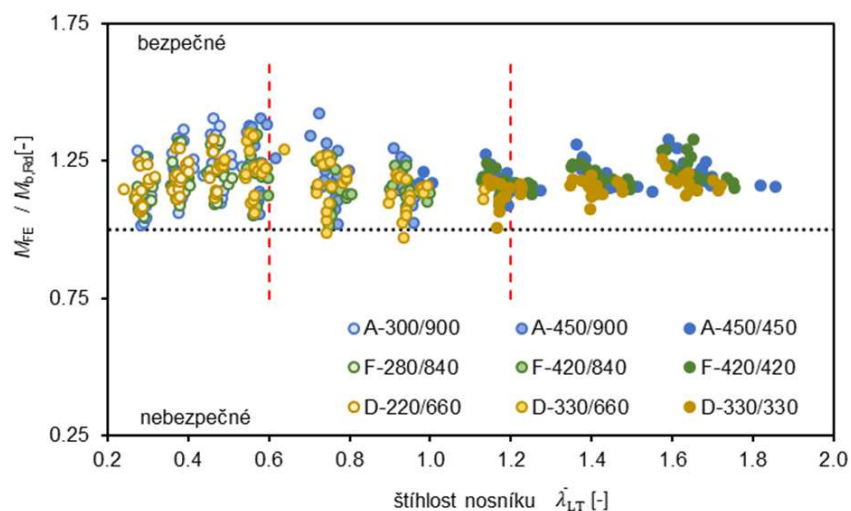
- duplexní ocel (D): $\alpha_{LT} = 0,23 \sqrt{\frac{W_{el,y}}{W_{el,z}}}; \alpha_{LT} \leq 0,76$
- feritická ocel (F): $\alpha_{LT} = 0,27 \sqrt{\frac{W_{el,y}}{W_{el,z}}}; \alpha_{LT} \leq 0,76$

Tab. 4 Geometrie průřezů pro parametrickou studii

b_f [mm]	h [mm]	t_f [mm]	Třída průřezu pásnice	$\bar{\lambda}_{p,f}$ [-]	t_w [mm]	Třída průřezu stojiny	$\bar{\lambda}_{p,w}$ [-]
300	900	15	3	0,601	12	3	0,604
		15	3	0,601	10	4	0,737
		15	3	0,601	8	4	0,943
		10	4	0,901	10	4	0,764
		10	4	0,901	8	4	0,989
		10	4	0,901	6	4	1,353
450	900	20	3	0,676	12	3	0,604
		20	3	0,676	10	4	0,733
		20	3	0,676	8	4	0,929
		16	4	0,845	10	4	0,756
		16	4	0,845	8	4	0,963
450	450	20	3	0,676	6	3	0,604
		20	3	0,676	5	4	0,728
		20	3	0,676	4	4	0,913
		16	4	0,845	5	4	0,757
		16	4	0,845	4	4	0,952
		12	4	1,126	4	4	1,046

Zároveň byla ověřena platnost limitní štíhlosti, pro kterou ke klopení nedochází, tj. $\chi_{LT} = 1$ pro $\bar{\lambda}_{LT} \leq 0,4$.

Porovnání numerických výsledků (M_{FE}) s výsledky navrženého postupu ($M_{b,Rd}$) je na obr. 26.



Obr. 26 Porovnání navrženého postupu únosnosti nosníku s výsledky parametrické studie

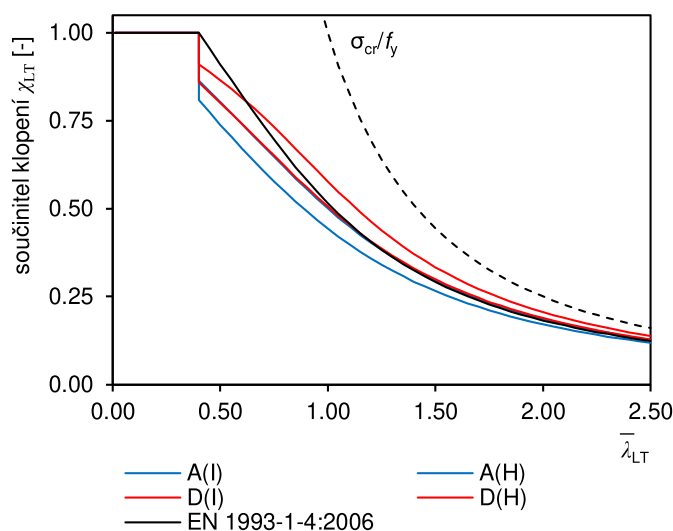
Studie spolehlivosti pro tento postup vykazala pro jednotlivé materiály i štíhlosti nosníků hodnotu $\gamma_M \leq 1,1$ (u klopení nebylo využito limitu pro překročení této hodnoty, doporučeném SAFEBRICKTILE). Vyhodnocené součinitele spolehlivosti uvádí tab. 5.

Tab. 5 Studie spolehlivosti návrhového postupu pro únosnost nosníků

Ocel	Štíhlost nosníku $\bar{\lambda}_{LT}$	Průměr $M_{FE} / M_{b,Rd}$	Variační koeficient	γ_M
Austenitická	$\bar{\lambda}_{LT} < 0,6$	1,21	0,086	1,10
	$0,6 < \bar{\lambda}_{LT} < 1,2$	1,19	0,065	1,10
	$\bar{\lambda}_{LT} > 1,2$	1,20	0,042	1,09
Duplexní	$\bar{\lambda}_{LT} < 0,6$	1,17	0,068	1,08
	$0,6 < \bar{\lambda}_{LT} < 1,2$	1,16	0,052	1,09
	$\bar{\lambda}_{LT} > 1,2$	1,20	0,039	1,06
Feritická	$\bar{\lambda}_{LT} < 0,6$	1,19	0,063	1,06
	$0,6 < \bar{\lambda}_{LT} < 1,2$	1,14	0,062	1,10
	$\bar{\lambda}_{LT} > 1,2$	1,16	0,028	1,05

Postup byl odvozen pouze pro štíhlé průřezy třídy 3 a 4. Návrh ale vznikl na ČVUT v Praze souběžně s výzkumem Fortana a Rossiové [13] z KU Leuven. Ti dospěli ke stejným konstantám součinitelů imperfekce

pro průřezy třídy 1 až 3. Výzkum [13] nebyl v takové míře věnován průřezům s velkým poměrem h/b . Fortan a Rossiová tak nestanovili horní limit α_{LT} . Postup byl následně převzat do prEN 1993-1-4:2021, byť s drobně upravenou konstantou postupu pro duplexní oceli. Postupy jsou na obr. 27 graficky porovnány pro austenitické (A) a duplexní oceli (D), pro oba typy oceli je uvažován I ($h/b = 3$) a H průřez ($h/b = 1$).



Obr. 27 Postupy výpočtu součinitele klopení

Klopení při obecném průběhu momentu

Rovnice (7) používá součinitel f_M zohledňující průběh momentu po délce prutu (pro konstantní průběh momentu $f_M = 1,0$) odvozeném pro běžné uhlíkové oceli. Platnost postupu pro oceli korozivzdorné byla ověřena na malé studii vzorků. Princip součinitele lze zjednodušeně popsat tak, že při jiném, než konstantním průběhu momentu je momentová únosnost vyšší (nehledě na vyšší kritický moment, který samozřejmě ve výpočtu zohledněn je).

Tento efekt je závislý jak na průběhu pracovního diagramu, tak na geometrii průřezu (zejména jeho štíhlosti). Proto bylo nejprve zjištěno, že únosnost při jiném, než konstantním ohybovém momentu narůstá nejméně (a je tedy potenciálně nejméně bezpečné uvažovat) u nosníků průřezů třídy 1 z austenitické oceli. Zejména jde o průřezy s nižším poměrem h/b .

Modelovány byly dva průřezy z austenitické oceli:

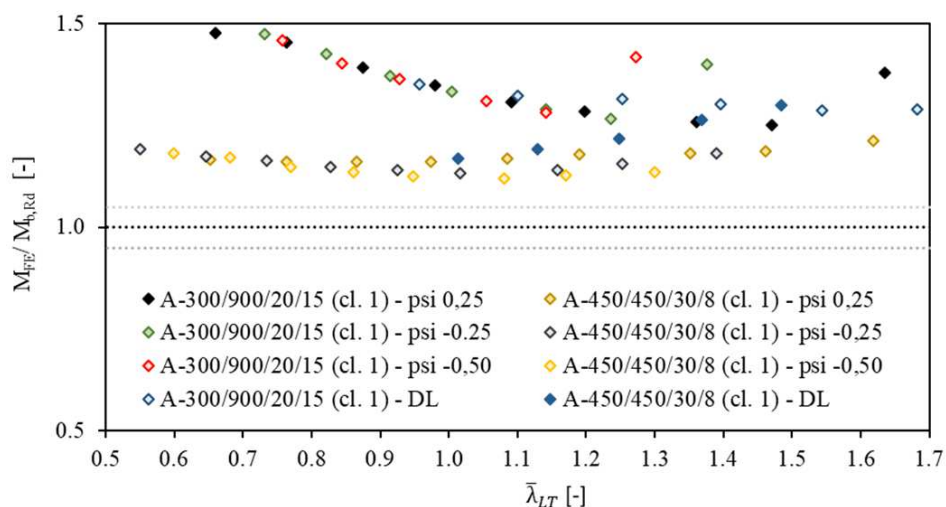
- I průřez (pásnice 300x20 mm, stojina 900x15 mm);

- H průřez (pásnice 450x30 mm; stojina 450x8 mm).

Průběh momentu:

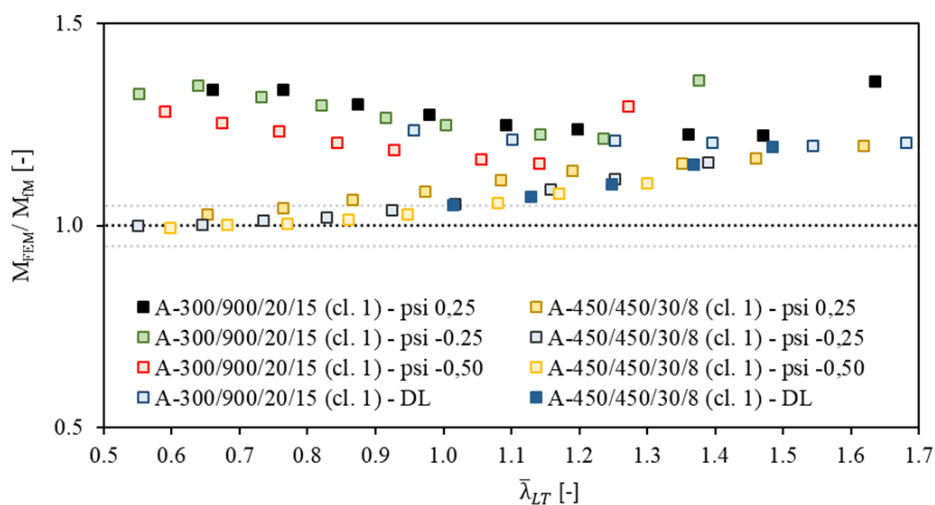
- lineární průběh momentu pro $\psi = 0,25; 0; -0,25; -0,5$ (kde ψ je poměr koncových momentů);
- rovnoměrné příčné zatížení podél nosníku (DL).

Porovnání je zde uvedeno pouze graficky. Na obr. 28 je únosnost stanovena bez součinitele f_M , resp. $f_M = 1,0$. Únosnost nosníku (numerický model) je výrazně vyšší než únosnost vypočtená návrhovým vztahem.



Obr. 28 Predikce ohybové únosnosti bez uvažování součinitele f_M

Na obr. 29 je stejné porovnání, ale s uvažováním součinitele f_M . Je vidět, že výsledky jsou méně konzervativní, ale stále na straně bezpečné. Postup prEN 1993-1-1:2019 lze tedy použít i pro korozivzdorné oceli.



Obr. 29 Predikce ohybové únosnosti s uvažováním součinitele f_M

Interakce tlaku s ohybem

Pruty jsou často zatíženy kombinací namáhání tlaku s ohybem. Tlaková síla u štíhlých prutů obecně vede k nárůstu ohybového momentu. Tento nárůst je ovlivněn geometrickou i materiálovou nelinearitou. Zároveň únosnost prutu při kombinaci namáhání není pouhým součtem využití od jednotlivých namáhání. Tyto vlivy jsou u ocelových konstrukcí

V době vzniku normy EN 1993 1-4:2006 existovalo pro tento typ namáhání prutů pouze velmi malé množství experimentálních a numerických výsledků. Návrhový postup normy byl proto odvozen spíše na inženýrském odhadu a později vyhodnocen jako přespříliš konzervativní [14].

Pro prEN 1993-1-4:2021 byly postupy revidovány zejména s využitím práce Zhaa a kol. [15] pro čtverhranné uzavřené průřezy a Bu [16] pro laserem svařované otevřené I průřezy. Postupy vycházejí z principu interakční rovnice používané pro běžné uhlíkové oceli. Pro případ rovinného vzpěru k ose y a ohybu bez klopení (k téže ose) je vztah možné zapsat jako:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b,y,Rd}} + k_{yy} \frac{M_{y,Ed}}{M_{y,Rd}} \leq 1,0 \quad (13)$$

kde k_{yy} je interakční součinitel;

N_{Ed} osová tlaková síla;

$M_{y,Ed}$ ohybový moment k ose y ;

$N_{b,y,Rd}$ vzpěrná únosnost prutu při vybočení k ose y ;

$M_{y,Rd}$ únosnost v ohybu k ose y .

Interakční součinitel podle [15] je rozdílný pro různé druhy korozivzdorných ocelí. Pro austenitické čtverhranné uzavřené průřezy je stanoven jako:

$$k_{yy} = C_{my} \left[1 + 2,0(\bar{\lambda}_y - 0,3)n_y \right] \text{ pro } \bar{\lambda}_y < 1,3$$
$$k_{yy} = C_{my} \left[1 + 2,0n_y \right] \text{ pro } \bar{\lambda}_y \geq 1,3 \quad (14)$$

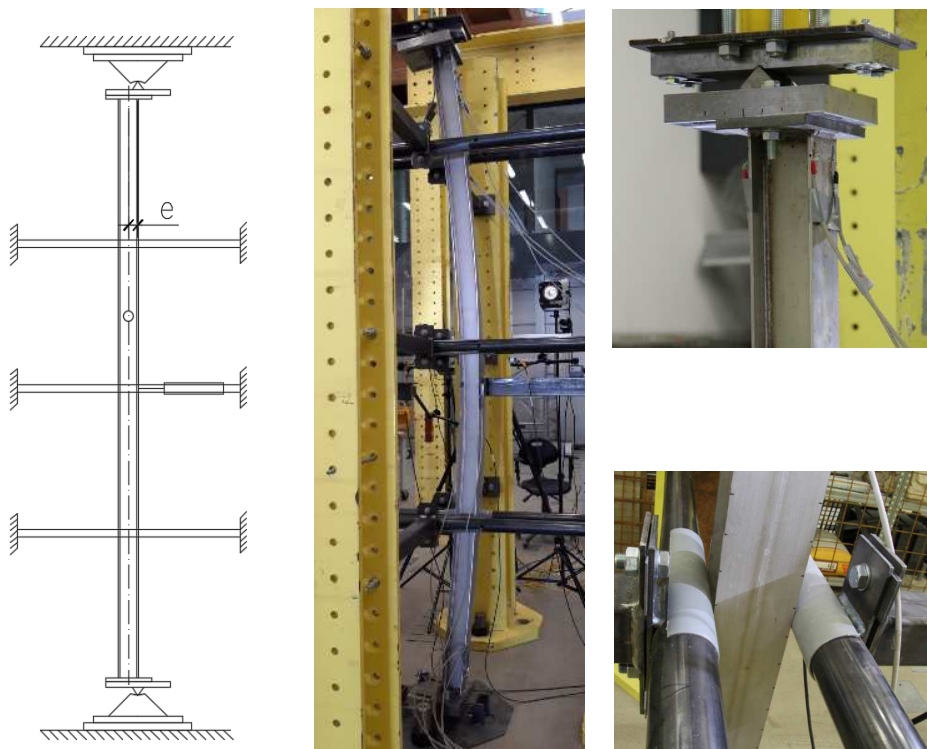
kde $\bar{\lambda}_y$ je poměrná štíhlost prutu pro rovinný vzpěr k ose y ;

C_{my} je součinitel ekvivalentního konstantního momentu (pro konstantní moment $C_{my} = 1$);

n_y je využití prutu v tlaku $n_y = N_{Ed} / N_{b,y,Rd}$.

Experimenty

Na ČVUT v Praze bylo v rámci výzkumu interakce tlaku s ohybem vyzkoušeno 20 prutů čtverhranných uzavřených profilů z austenitické oceli a 29 prutů otevřených I průřezů z austenitické a duplexní oceli. Otevřené profily byly vyrobeny běžným svařováním (21 prutů) i svařováním laserem (8 prutů). Jednalo se vždy o jednoosý ohyb (konstantní průběh) bez vlivu klopení a rovinný vzpěr k této ose. Fotografie a schéma uspořádání zkoušky jsou na obr. 30.



Obr. 30 Uspořádání zkoušky excentricky tlačných prutů otevřených průřezů

Byly voleny průřezy různých štíhlostí (třída 1 až 4). Pro zajištění kloubového podepření na obou koncích sloupu byly použity přípravky, které umožňují natočení pouze ve směru jedné hlavní osy. Umístěním kloubu vůči těžišti průřezu bylo rovněž možné dostatečně přesně zavést

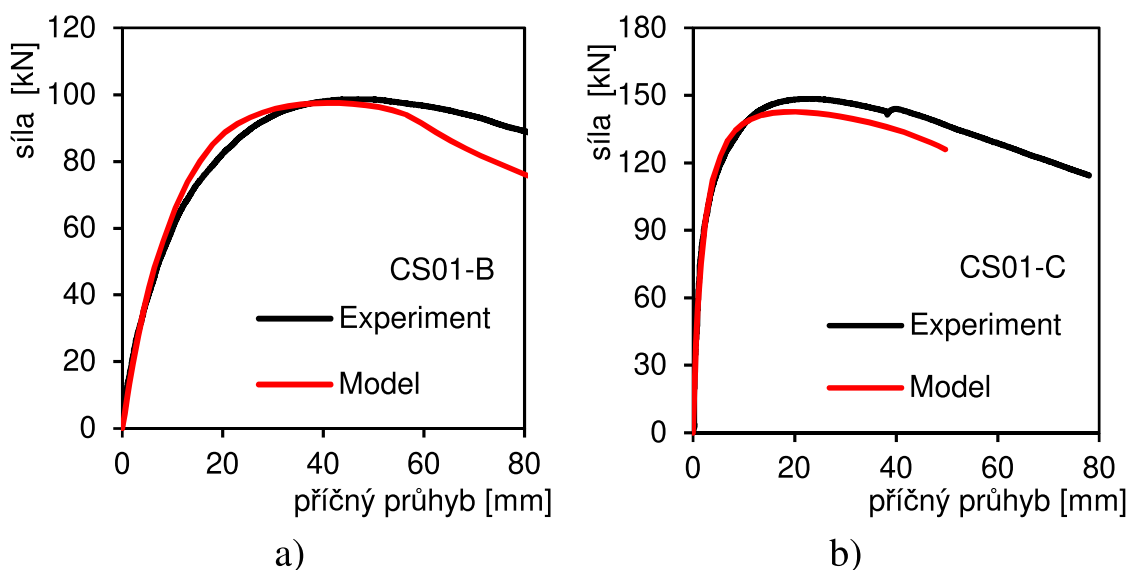
excentricitu zatížení (tato excentricita byla zároveň kontrolně vyhodnocena z čtení na tenzometrech).

Všechny pruty otevřených průřezů byly drženy proti vybočení z roviny (tzn. ve směru měkké osy) a natočení průřezu pomocí kruhových trubek rozepřených mezi sloupy zkušebního rámu. Bylo důležité zajistit tuhé podepření, ale zároveň umožnit volný pohyb ve směru ohybu (hlavní osy). Pro minimalizaci tření mezi vzorkem a podpěrami byly použity plastové trubky. Pro zkoušená tělesa byly provedeny materiálové zkoušky a změřeny lokální a globální geometrické imperfekce.

Numerický model

Pro doplnění experimentální studie byly opět vytvořeny numerické modely pomocí metody konečných prvků v software Abaqus. Modely byly nejprve validovány na experimentálních výsledcích. Při validaci byla sledována shoda výsledku numerického modelu s experimentem (N_{FE}/N_{TEST}). Pro čtverhranné profily byl v průměru poměr $N_{FE}/N_{TEST} = 0,950$, směrodatná odchylka 0,065. Pro otevřené svařované průřezy v průměru $N_{FE}/N_{TEST} = 0,988$ se směrodatnou odchylkou 0,068. Numerický model lze tedy považovat za výstižný.

Spolu s únosností byl kontrolován i průběh zatěžovacího diagramu. Pro dva pruty jsou diagramy vykresleny na obr. 31. Jedná se o stejný průřez (stojina 90x3 mm, pásnice 90x4mm) z austenitické oceli, stejnou délku prutu a zatížení vnášené s excentricitou 30 mm a bez excentricity.



Obr. 31 Porovnání experimentu a numerického modelu prutu I průřezu
a) zatíženého excentrickým a b) centrickým tlakem

Ukázka způsobu porušení je pro krátký a dlouhý prut čtvercového průřezu na obr. 32.



Obr. 32 Porušení krátkého a dlouhého excentricky tlačného prutu čtvercového průřezu

Návrhový postup pro čtverhranné uzavřené průřezy

Po validaci numerických modelů následovala parametrická studie uvažující různé štíhlosti prutů, průřezů, pracovní diagramy oceli a poměry využití od normálové síly a ohybu.

Pro čtvercové průřezy byl navržen a následnou studií spolehlivosti potvrzen návrh interakčního součinitele k_{yy} :

$$\begin{aligned}
 k_{yy} &= 1,0 + 1,5 \bar{\lambda}_y n_y^{\beta_y} \text{ pro } \bar{\lambda}_y \leq 1,0 \\
 k_{yy} &= 1,0 + 1,5 \bar{\lambda}_y n_y^{\beta_y} \frac{0,8}{\sqrt{\bar{\lambda}_y} - 0,36} \text{ pro } \bar{\lambda}_y > 1,0
 \end{aligned}
 \tag{15}$$

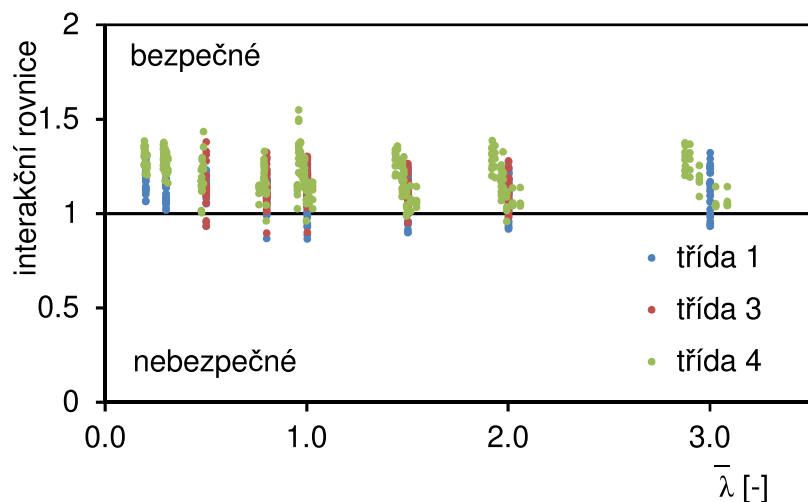
kde
$$\beta_y = \left(\frac{M_{el,y,Rd}}{M_{y,Rd}} \right)^2$$

$M_{el,y,Rd}$ je pružná momentová únosnost průřezu;

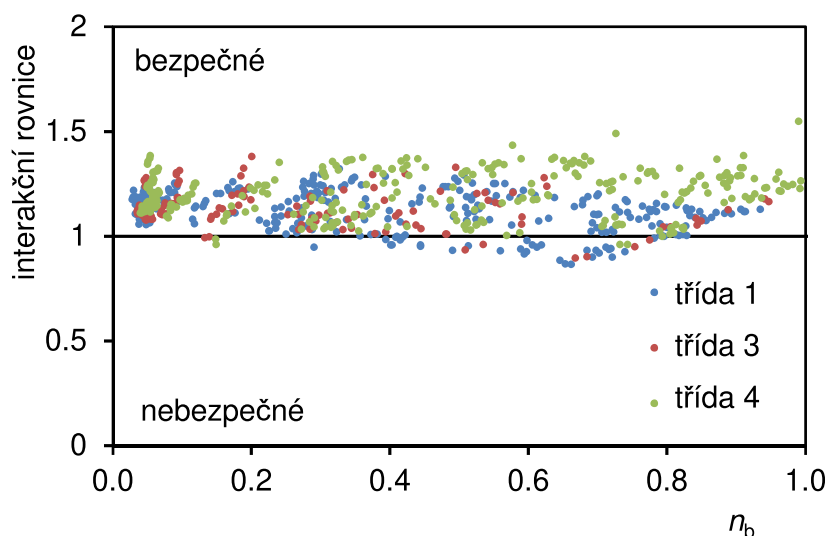
$M_{y,Rd}$ je momentová únosnost průřezu v závislosti na jeho třídě.

Interakční součinitel tak oproti návrhu [15] zavádí vliv třídy průřezu na míru interakce (ta je mimo jiné rovněž součástí návrhových postupů pro

běžné uhlíkové oceli). S menší štíhlostí průřezu je při porušení dosaženo větší přetvoření (větší plastická deformace) a tedy moment vlivem tlakové síly roste více (interakční součinitel musí být vyšší). Porovnání numerických výsledků s návrhovým postupem v závislosti na štíhlosti prutu a využití v tlaku je na obr. 33 a 34.



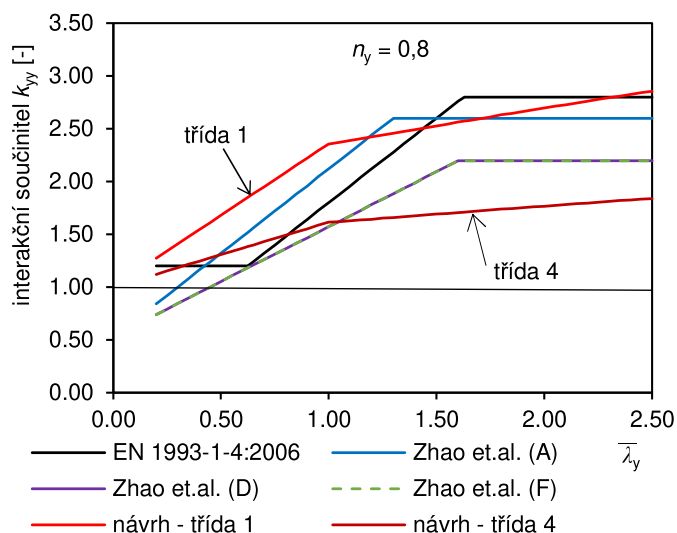
Obr. 33 Porovnání návrhového postupu s výsledky numerické studie v závislosti na štíhlosti prutu



Obr. 34 Porovnání návrhového postupu s výsledky numerické studie v závislosti na využití v tlaku

Návrh oproti [15] omezuje množství výsledků na straně nebezpečné pro masivní průřezy a méně konzervativní výsledky pro průřezy štíhlé. Byť pro štíhlé průřezy je určitá míra konzervatismu návrhu dána již stanovením únosnosti průřezu samotné.

Navíc nebyl v analýze shledán významný rozdíl mezi chováním jednotlivých druhů korozivzdorných ocelí, proto je na rozdíl od návrhu [15] návrhový vztah univerzální pro všechny korozivzdorné oceli. Porovnání postupu výpočtu interakčního součinitele je uvedeno na obr. 35.



Obr. 35 Postupy výpočtu interakčního součinitele k_{yy} pro čtverhranné uzavřené profily

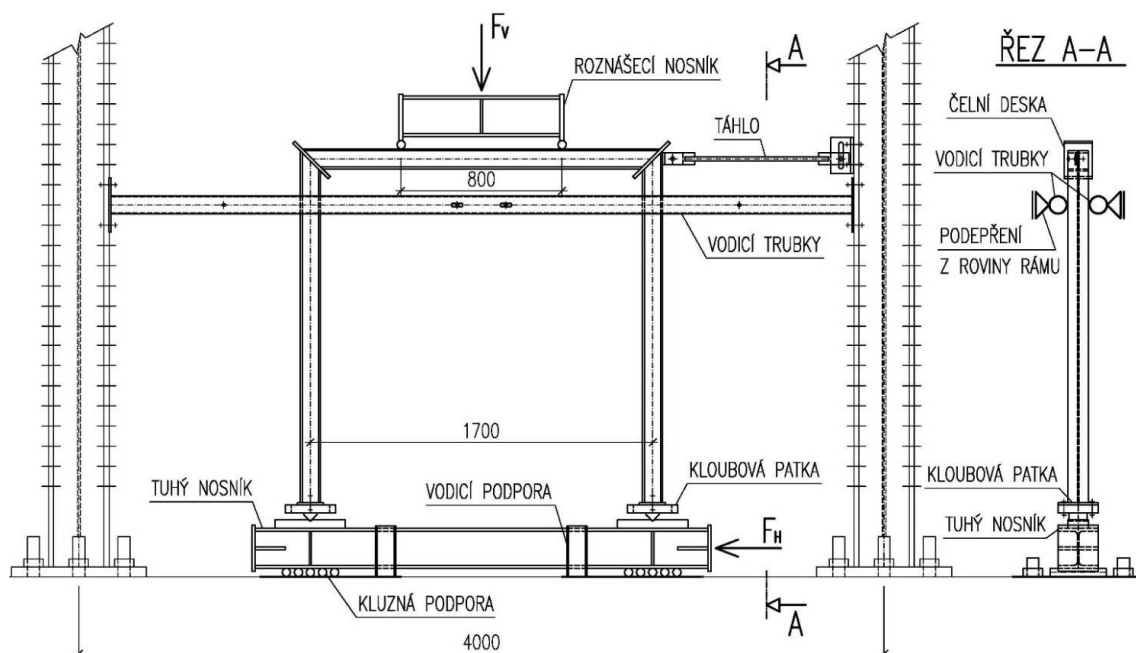
Probíhající výzkum prutových soustav

Pro globální analýzu konstrukcí z korozivzdorných ocelí nejsou normou stanovena žádná doplňující pravidla, proto je globální analýza prováděna dle pravidel původně stanovených pro konstrukce z uhlíkové oceli. Pouze EN 1993-1-4:2006 výslovně nedoporučuje plasticitní analýzu, což je v rozporu se skutečným materiálovým chováním korozivzdorných ocelí.

Jak bylo ukázáno již dříve na chování prutu, materiálová nelinearita vede k poklesu tuhosti, a tudíž i k větším deformacím konstrukce. Větší deformace pak mohou vést, spolu s uvažováním geometrické nelinearity, k nárůstu vnitřních sil v některých částech konstrukce. Při globální analýze konstrukce z korozivzdorné oceli je tedy obecně nutné materiálovou nelinearitu zohlednit, protože její zanedbání by mohlo vést k podhodnocení vnitřních sil v konstrukci.

Výzkum na ČVUT v Praze je konkrétně zaměřen na globální chování rámu. Cílem je nahrazení materiálově nelineárního výpočtu pružnou analýzou. Součástí výzkumu je rovněž experimentální studie, v rámci

které budou provedeny zatěžovací zkoušky. Schéma uspořádání zkoušky je uvedeno na obr. 36.



Obr. 36 Uspořádání zkoušky rámu

Svarové spoje

Přestože v případech pevnostního porušení je odlišnost mezi chováním korozivzdorných a běžných uhlíkových ocelí nižší, existují i zde určité odlišnosti či je potřeba ověřit, že lze bezpečně použít stejný postup.

Korelační součinitel pro austenitické oceli

Únosnost svaru je u korozivzdorných ocelí posuzována stejným postupem jako u běžných uhlíkových ocelí, tedy splněním podmínek (16) a (17).

$$\sqrt{\sigma_{\perp}^2 + 3(\tau_{\perp}^2 + \tau_{\parallel}^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \gamma_{M2}} \quad (16)$$

$$\sigma_{\perp} \leq \frac{0.9 f_u}{\gamma_{M2}} \quad (17)$$

kde σ_{\perp} , τ_{\perp} a τ_{\parallel} jsou jednotlivé složky napětí ve svaru;

f_u mez pevnosti materiálu;

β_w korelační součinitel v závislosti na třídě oceli (pro uhlíkové oceli $\beta_w = 0,8$ až $1,0$);

γ_{M2} je součinitel spolehlivosti materiálu $\gamma_{M2} = 1,25$.

Korelační součinitel byl odvozen výhradně na výsledcích zkoušek. Pro tento účel bylo Fakultou strojní ČVUT v Praze připraveno 32 zkušebních těles – křížem spojených plechů se čtyřmi podélnými svary. Plechy byly vyrobeny ze základní austenitické oceli 1.4301, svarový kov byl volen odpovídající svařovanému materiálu (OK AUTROD 316LSi, výrobce ESAB).

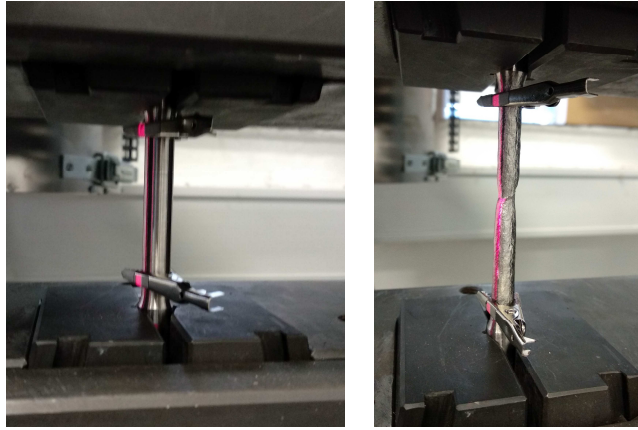
Svary byly namáhány výhradně podélným smykem. Jak vyplývá z výsledků [17], vede takové uspořádání k nejvyšší (tj. bezpečné) hodnotě korelačního součinitele. Zkušební těleso s porušenými svary je na obr. 37.



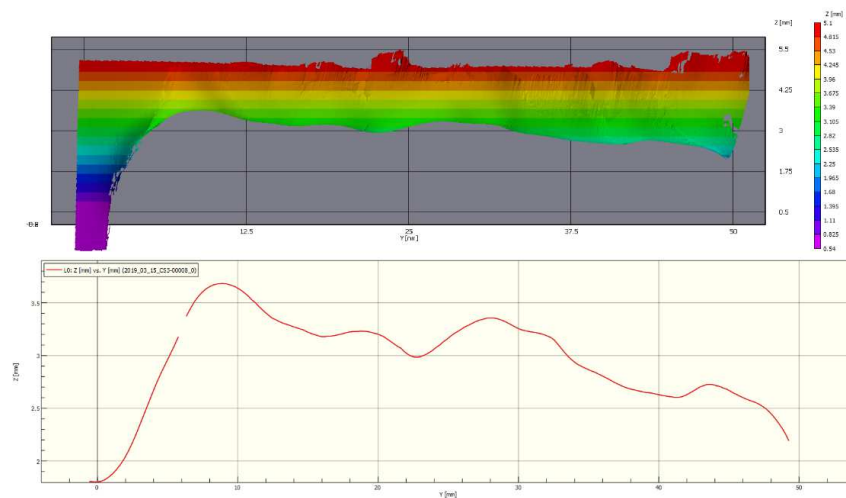
Obr. 37 Zkouška s porušením svaru

Pro vyhodnocení návrhové únosnosti svaru je nezbytná adjustace výsledků na nominální hodnotu pevnosti materiálu. K tomu bylo potřeba získat pevnostní charakteristiky svarového kovu tahovou zkouškou provedenou na Fakultě strojní ČVUT v Praze (průměr ze 6 zkoušek: $f_y = 381,0$ MPa, $f_u = 647,7$ MPa), obr. 38. Ta byla pochopitelně vyšší než pevnost spojovaného materiálu.

Poměrně komplikované je pro dobré vyhodnocení zkoušek přesné stanovení účinné plochy svaru. Plocha byla primárně měřena setinným měřítkem na porušeném vzorku. Kontrolně bylo provedeno měření DIC (digitální korelace obrazu). Touto metodou byla získána 3D geometrie svaru a hledána rovina s nejnižší průřezovou plochou (obr. 39). Měření vedlo k výsledkům srovnatelným s manuálním měřením smykové plochy po porušení.

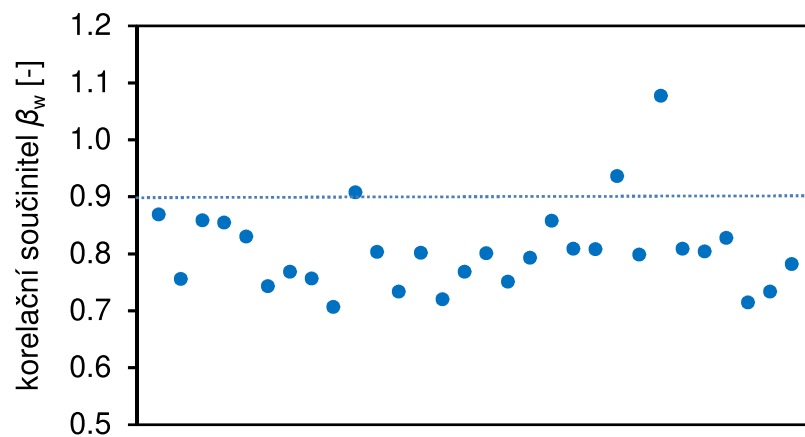


Obr. 38 Zkouška svarového kovu



Obr. 39 Geometrie účinného průřezu svaru získaná měřením DIC

Z experimentálně stanovené únosnosti byl při znalosti geometrie a pevnosti svaru odvozen přímo korelační součinitel platný pro daný test (obr. 40).



Obr. 40 Korelační součinitel β_w pro zkoušené vzorky

Na základě obdržených výsledků byl pro austenitickou ocel navržen korelační součinitel $\beta_w = 0,9$. Výsledkem studie spolehlivosti s uvažováním rozdělení pevnosti materiálu $f_{u.mean}/f_{u.nom} = 1,1$ a $COV = 0,035$ pak byla stanovena hodnota součinitele spolehlivosti $\gamma_{M2} = 1,22$, což bezpečně splňuje doporučenou hodnotu $\gamma_{M2} = 1,25$. Toto doporučení bylo následně přijato do normy prEN 1993-1-4:2021.

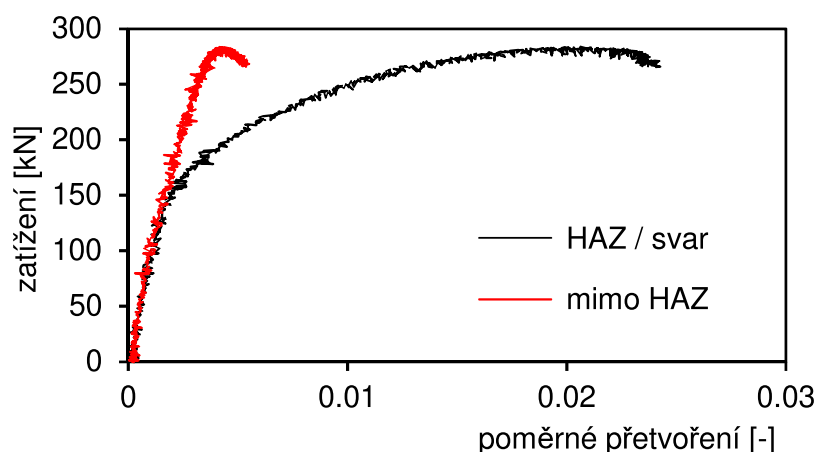
K velmi podobnému závěru $\beta_w = 0,84$ (byť s menším počtem vzorků) pro austenitickou ocel dospěli Fortan a kol. v práci [17].

Tepelně ovlivněná oblast za studena tvarovaných profilů

U svařování běžných korozivzdorných ocelí nedochází k významné redukci pevnostních charakteristik tepelně ovlivněné oblasti (HAZ).

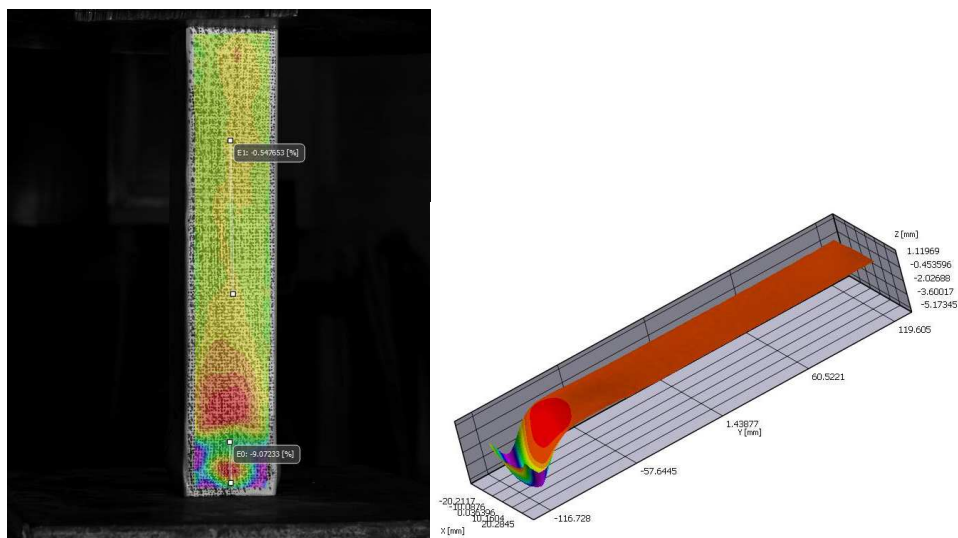
Při svařování profilů či plechů tvářených za studena může být ale příznivý nárůst pevnosti vlivem tváření vyžítán. Pro získání pracovních diagramů materiálu v tepelně ovlivněné oblasti byly na ČVUT v Praze provedeny zkoušky krátkých sloupů čtvercového průřezu z oceli 1.4301 s a bez příčného svaru. Dále pak zkoušky tahové. Celkem bylo zkoušeno 5 různých průřezů s rozdílným poměrem šířky stěny a tloušťky, tedy rozdílnou mírou tváření profilu.

Poměrné přetvoření pro jednotlivé části vzorku je možné vyhodnotit z měření DIC (viz obr. 41 pro tepelně ovlivněnou oblast a běžnou stěnu). Poměrné přetvoření na ploše stěny pak na obr. 42 a 43.

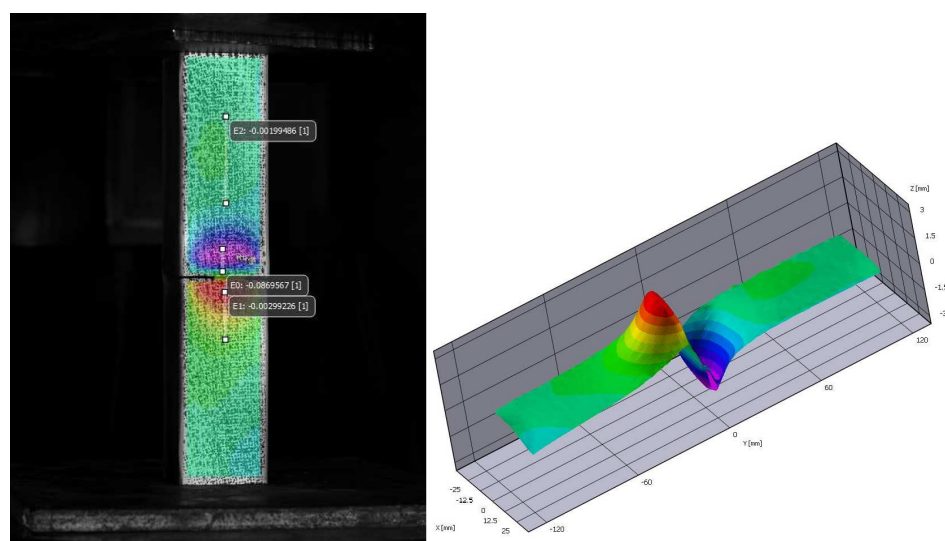


Obr. 41 Pracovní diagram pro oblast svaru a běžnou část stěny

Z dosavadních výsledků je patrné, že tepelně ovlivněná oblast vlivem svařování je poměrně malá a tím lze očekávat, že i její vliv na únosnost únosnosti prvku nebude vysoká.



Obr. 42 Poměrné přetvoření a vybočení z roviny stěny pro zkoušku sloupku bez svaru (DIC)



Obr. 43 Poměrné přetvoření a vybočení z roviny stěny pro zkoušku sloupku se svarem (DIC)

Závěr

Korozivzdorná ocel je materiál, jehož některé charakteristiky jsou pro nosné konstrukce velmi výhodné. Spolu s vysokou korozní odolností a nízkými nároky na údržbu to je například chování při nízkých teplotách či při nárazu. Složení těchto vysoce legovaných ocelí vede k výrazně nelineárnímu pracovnímu diagramu bez vyznačené meze kluzu. Tím se odlišuje od chování běžných uhlíkových ocelí.

Jak bylo v přednášce popsáno, u masivních průřezů, kdy je dosaženo poměrných přetvoření za mezí kluzu, může mít zakřivený pracovní diagram díky absenci plastického plató příznivý vliv na únosnost. Naopak, u štíhlých prutů a konstrukcí vede nelinearita materiálu k poklesu tuhosti a tím možné nižší únosnosti, resp. vyššímu nárůstu momentu vlivem tlakové síly.

Přednáška shrnuje výzkum konstrukcí z korozivzdorných ocelí provedený na ČVUT v Praze. Zabývá se vlivem tváření průřezů za studena na pevnost a měření reziduálních pnutí. Chováním tlačných a ohýbaných štíhlých průřezů a prutů. V poslední části jsou shrnuty dosavadní výsledky zkoušek únosnosti svarů. Vybrané výsledky výzkumu vedly k doplnění návrhových postupů nové generace Evropských norem a jsou součástí prEN 1993-1-4:2021.

Konstrukce z korozivzdorných ocelí jsou relativně nové. Většina výzkumu vznikla v posledních 15 až 20 letech a byť současné poznání pokrývá nejběžnější výrobky a způsob použití v nosných konstrukcích, existuje ještě nedostatek dat pro některé méně obvyklé případy, např. chování úhelníků či křehkolomové vlastnosti nových tříd těchto ocelí. S ohledem na menší objem výroby profilů z korozivzdorné oceli se také stále častěji setkáme s novými způsoby jejich výroby, např. svařováním laserem, které vede k velmi malým tolerancím výroby. Také se ve snaze o snížení ceny materiálu při zachování stále vysoké pevnosti a korozní odolnosti objevují nové slitiny. Zejména tzv. lean duplex oceli, tedy duplexní oceli se sníženým obsahem niklu.

Korozivzdorná ocel byla rovněž použita na výrobu lávky zhotovené technologií 3D tisku v Amsterdamu (obr. 44). Při této technologii výroby, která je prozatím pro běžné použití velmi drahá, není vyšší cena samotné oceli v poměru k ceně celé konstrukce tak významná. Navíc by

případné řešení protikoroziční ochrany pro takovou konstrukci bylo velmi komplikované a nákladné. Korozivzdorné oceli pro technologii 3D tisku představují vhodný materiál. Tato technologie samotná pak může vést k návrhu optimalizovaných konstrukcí. V současnosti se jedná spíše o menší části konstrukcí, např. komplikované styčníky.



Obr. 44 Lávka MX3D z korozivzdorné oceli vyrobená technologií 3D tisku [18]

Literatura

- [01] Ramberg, W. a Osgood, W.R.: *Description of stress-strain curves by three parametrs*. National Advisory Comittee for Aeronautics, Washington, 1943. Technical Note No. 902.
- [02] Mirambell, E. a Real, E.: *On the calculation of deflections in structural stainless steel beams*. Journal of Constructional Steel Research, 54, 2000, s. 109–133.
- [03] Gardner, L. a Nethercot, D.: *Numerical modelling of stainless steel structural components – A consistent approach*. Journal of Structural Engineering, 130, 2004, s. 1586–1601.
- [04] Rossi, B., Afshan, S. a Gardner, L.: *Strength enhancements in cold-formed structural sections - Part II: Predictive models*. Journal of Constructional Steel Research, 83, 2013, s. 189-196.
- [05] Howlader, M.K., Marik, J. a Jandera, M.: *Cold-forming effect on stainless steel sections*. International Journal of Steel Structures 16, 2016, s. 317-332.
- [06] Taras, A. a Greiner A.: *New desing curves for lateral-torsional buckling - Proposal based on a consistent derivation*. Journal of Constructional Steel Research, 66, 2010, s. 648-663.
- [07] Prachař, M., Jandera, M., Wald, F. a Zhao, B.: *Fire resistance of slender section beams*. Steel Construction, 7(3), 2014, s. 188-192.
- [08] Gardner, L., Bu, Y. a Theofanous M.: *Laser-welded stainless steel I-sections: Residual stress measurements and column buckling tests*. Engineering Structures, 127, 2016, s. 536-548.
- [09] Gardner, L. a Theofanous, M.: *Discrete and continuous treatment of local buckling in stainless steel elements*. Journal of Constructional Steel Research, 64, 2008, s. 1207-1216.
- [10] Afshan S.; Zhao O. a Gardner L.: *Standardised material properties for numerical parametric studies of stainless steel structures and buckling curves for tubular columns*. Journal of Constructional Steel Research. Vol. 152, 2019, s. 2-11.

- [11] Afshan, S., Francis, P., Baddoo, N.R. a Gardner, L.: *Reliability analysis of structural stainless steel design provisions*. Journal of Constructional Steel Research, 114, 2015, s 293–304.
- [12] Taras, A., Dehan, V., Simones da Silva, L., Marques, L. a Tankova, T.: *SAFEBRITILE: Standardization of Safety Assessment Procedures across Brittle to Ductile Failure Modes – Guideline for the Safety Assessment of Design Rules for Steel Structures in Line with EN 1990*, Research Programme of the Research Fund for Coal and Steel (RFCS), 2016.
- [13] Fortan, M. a Rossi, B.: *Lateral Torsional Buckling of Welded Stainless-Steel I-Profile Beams: Design and Reliability*. Journal of Structural Engineering, 146, 2020, článek 04020280.
- [14] Jandera, M. and Syamsuddin, D. *Interaction formula for stainless steel structures beam-columns*, EUROSTEEL 2014, Neapol, 2014, 6 s.
- [15] Zhao, O., Gardner, L. a Young, B.: *Behaviour and design of stainless steel SHS and RHS beam-columns*. Thin-Walled Structures, 106, 2016, s. 330-345.
- [16] Bu, Y.: *Structural behaviour of laser-welded stainless steel I-sections*. Disertační práce, Imperial College London, 2017, 184 s.
- [17] Fortan, M., Dejans, A., Karabulut, B., Debruyne, D., Rossi, B.: *On the strength of stainless steel fillet welds*. Journal of Constructional Steel Research, 170, 2020, 106081.
- [18] Gardner, L.: *Stability and design of stainless steel structures – Review and outlook*. Thin-Walled Structures, 141, 2009, s. 208-216.

Michal Jandera

Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí, Fakulta stavební ČVUT
v Praze, Thákurova 7, 166 29 Praha 6

narozen: 22. 2. 1981 v Mostě

Vzdělání

- 1999 - 2005 Fakulta stavební ČVUT v Praze
(Ing.) Studijní obor: Pozemní stavby a konstrukce
Modul: Konstrukce a statika pozemních staveb
- 2003 - 2005 Masarykův ústav vyšších studií ČVUT v Praze
(Bc.) Prezenční bakalářské studium
Studijní obor: Učitelství odborných předmětů
- 2005 - 2010 Fakulta stavební ČVUT v Praze
(Ph.D.) Prezenční doktorské studium
Studijní obor: Konstrukce a dopravní stavby

Zahraniční stáž

2007 Imperial College London, 6 měsíční doktorská stáž

Zaměstnání

- 2008 - 2017 Fakulta stavební ČVUT v Praze, Katedra ocelových
a dřevěných konstrukcí, odborný asistent
- Od 2017 Fakulta stavební ČVUT v Praze, Katedra ocelových
a dřevěných konstrukcí, docent

Pedagogická činnost

- Přednášky: Ocelové konstrukce 1
Tenkostěnné a ocelobetonové konstrukce
Stabilita a modelování ocelových konstrukcí
Ocelové a dřevěné konstrukce v architektuře 1
Stainless Steel and Aluminium Structures
- Další: vedení obhájených disertačních (3+1), diplomových (89) a
bakalářských prací (61), vedení projektů a cvičení.

Oblasti výzkumu

Konstrukce z korozivzdorných ocelí, stabilita ocelových konstrukcí, ocelové tenkostěnné konstrukce, štíhlé ocelové prvky za požáru.

Členství v organizacích a komisích

CEN/TC250/SC3:

- od 2016 Design based on FEA (ad hoc WG5, WG 22, RG)
- od 2014 Supplementary rules for stainless steels (WG4, PT)
- od 2014 Suppl. rules for cold-formed members and sheeting (WG3)

ECCS:

- od 2010 TC 7: Cold-formed thin-walled sheet steel in building (7.5)

Řešitel či spoluřešitel externích grantů

GAČR 20-24563S - Metody globální analýzy pro štíhlé konstrukce z korozivzdorných ocelí a dalších ocelí s nelineárním pracovním diagramem (2020-22)

RFCS 709600, PUREST - Promotion of new Eurocode rules for structural stainless steel (2016-2017, spoluřešitel)

GAČR GPP105/12/P307 - Vliv tváření za studena na mechanické vlastnosti korozivzdorných ocelí (2012-2014)

COST LD13016 - Tenkostěnné vaznice za požáru (2013-2014)

FRVŠ 702 B1a - Stabilita a modelování ocelových prutů (2013)

Vybrané publikace

Jůza, J., Jandera, M.: Distortional buckling resistance of intermediate stiffeners in stainless steel cold-formed profiles, *Thin-Walled Structures*. 2021, Vol. 169, č. 108390, 7 s. ISSN 0263-8231.

Jandera, M., Prachař, M., Wald, F.: Lateral-torsional buckling of class 4 section uniform and web tapered beams at elevated temperature, *Thin-Walled Structures*. 2020, Vol. 146, č. 106458, 12 s. ISSN 0263-8231.

Vesecký, J., Jandera, M., Cábová, K.: Compressive Resistance of Eccentrically Connected Gusset Plates, *Journal of Structural Engineering*. 2020, 146(12), s. 1-23. ISSN 0733-9445.

Šorf, M., Jandera, M.: Lateral-torsional buckling of slender cross-section stainless steel beams, *Structures*. 2020, Vol. 28, s. 1466-1478. ISSN 2352-0124.

Baddoo, N., Afshan, S., Arrayago, I., Gardner, L., Gedge, G., Jandera, M., Real, E., Rossi, B. et al.: Design manual for structural stainless steel 4 ed. Ascot: The Steel Construction Institute, 2017. ISBN 978-1-85942-226-7.

Prachař, M., Hricák, J., Jandera, M., Wald, F., Zhao, B.: Experiments of Class 4 open section beams at elevated temperature, Thin-Walled Structures. 2016, Vol. 98, s. 2-18. ISSN 0263-8231.

Howlader, M.K., Mařík, J., Jandera, M.: Cold-Forming Effect on Stainless Steel Sections, International Journal of Steel Structures. 2016, Vol. 16(2), s. 1-16. ISSN 1598-2351

Prachař, M., Jandera, M., Wald, F., Zhao, B.: Lateral torsional-buckling of class 4 steel plate beams at elevated temperature: Experimental and numerical comparison, Journal of Structural Fire Engineering, 6(3), 2015, s. 223-235. ISSN 2040-2317.

Jandera, M., Macháček, J.: Residual stress influence on material properties and column behaviour of stainless steel SHS, Thin-Walled Structures. 2014, Vol. 83(10), s. 12-18. ISSN 0263-8231.

Prachař, M., Jandera, M., Wald, F., Zhao, B.: Fire resistance of slender section beams, Steel Construction, Vol. 7, 2014, s. 188-192. ISSN 1867-0520.

Jandera, M., Gardner, L., Macháček, J.: Residual Stresses in Cold-rolled Stainless Steel Hollow Sections, Journal of Constructional Steel Research. 2008, Vol. 64(11), s. 1255-1263. ISSN 0143-974X.

Ohlasy prací a další vybrané aktivity

Citace prací v databázi WoS 163 (bez autocitací), $h=5$, v databázi Scopus 185 (bez autocitací), $h=6$.

Předseda organizačního výboru (Scientific Secretary) a člen organizačního výboru konference International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures (SDSS) 2019, Praha. Člen vědeckého výboru dalších 4 mezinárodních vědeckých konferencí.

85 ověřených recenzí článků na publons.com pro 11 mezinárodních časopisů.

Oponent disertačních prací a člen komisí pro obhajobu na univerzitách UPC Barcelona, Imperial College London, University of Aveiro, TU Ostrava a TU Bratislava.