



# VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

## FAKULTA STAVEBNÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING

## ÚSTAV KOVOVÝCH A DŘEVĚNÝCH KONSTRUKCÍ

INSTITUTE OF METAL AND TIMBER STRUCTURES

# ZESILOVÁNÍ OCELOVÝCH PRUTŮ NAMÁHANÝCH OSOVOU SILOU POD ZATÍŽENÍM

STRENGTHENING OF AXIALLY LOADED STEEL MEMBERS UNDER LOAD

## DIZERTAČNÍ PRÁCE

DOCTORAL THESIS

## AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Ing. Martin Vild

## VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

prof. Ing. Miroslav Bajer, CSc.

BRNO 2018

## **Abstrakt**

Dizertační práce se zabývá zesilováním ocelových prutů namáhaných osovou silou pod zatížením. Zesilování pod zatížením pomocí svařování je výhodné z hlediska úspory času i finančních prostředků. Pruty, které nejsou náchylné ke ztrátám stability, nepředstavují pro návrh zesílení problém a lze pro ně využít plastickou rezervu. Návrh prutů se stabilitními problémy je značně složitější, názory vědců a inženýrů na postup návrhu a využití plastické rezervy se liší a experimentů bylo doposud provedeno pouze několik. Práce je zaměřena na pruty vybraných průřezů namáhané vzpěrným tlakem. Při návrhu tlačných prutů náchylných ke vzpěru zesílených pod zatížením je potřeba ověřit únosnost původního prutu, oslabeného zvýšenou teplotou od svařování. Také je třeba zohlednit vliv původního zatížení a svařování – reziduální napětí a přetvoření – na únosnost zesíleného prutu. Cílem práce je stanovení únosnosti běžně používaných průřezů tlačných prutů zesílených pod zatížením.

V rámci dizertační práce byly autorem provedeny experimenty zesílení prutů tvaru průřezu H a L a bezešvých trubek. Další experimenty byly provedeny na prutech tvaru průřezu H a čtvercových trubkách, pomocí nichž byla ověřována únosnost při svařování. S jejich pomocí byly validovány numerické modely, které pomohly rozšířit počet vzorků pro statistické vyhodnocení. Pomocí experimentů z literatury, vlastních experimentů a numerických modelů byly navrženy analytické modely na stanovení únosností původního prutu oslabeného teplotou a prutu zesíleného pod zatížením. Zjednodušený model je konzervativní a vhodný pro praktické navrhování, komplexní model je poměrně složitý a vhodný spíše pro vědecké účely. Komplexní model poskytuje informace o přetvoření a pro stanovení únosnosti využívá modifikace součinitele imperfekce. Poskytuje dobrou shodu s experimenty. Práce obsahuje také praktická doporučení pro návrh a provádění zesilování pod zatížením pomocí svařování.

## **Klíčová slova**

Experiment; návrhová metoda; numerická analýza; ocel; reziduální napětí; svar; tlačný prut; vzpěr; zesilování pod zatížením

## **Abstract**

Dissertation focuses on strengthening of axially loaded steel members strengthened under load. Strengthening under load using welding is time and financially efficient. Plastic design can be used for members without stability problems. However, the design of members susceptible to buckling is difficult and opinions of researchers differ on this matter and there are only several experiments. The dissertation is focused on strengthening under load of members with selected cross-sections susceptible to flexural buckling. It is necessary to check the resistance of the base member weakened by the elevated temperatures caused by welding. The preload and welding – residual stress and deformations – must be taken into account for the determination of the buckling resistance of the member strengthened under load. The aim of this dissertation is to provide the load resistance of selected compressed members strengthened under load.

Author performed experiments on members with the H and L shaped cross-sections and seamless tubes. Other experiments were performed on members with H shaped cross-section and rectangular hollow sections to determine the resistance of base member during welding. These served to validate numerical models which helped to increase the number of specimens for statistical evaluation. Analytical models to determine the load resistances of the base member during welding and the strengthened member were developed using experiments from literature and author's experiments and numerical models. The simplified model is conservative and suitable for practical design. The complex model is suitable for scientific purpose and it provides both deformation and load resistance using modified imperfection factor. It provides a good agreement with the experiments. Doctoral thesis also includes practical recommendations for design and execution of strengthening under load using welding.

## **Keywords**

Buckling; compressed column; design method; experiment; numerical analysis; residual stress; steel; strengthening under load; weld

## **BIBLIOGRAFICKÁ CITACE VŠKP**

Ing. Martin Vild. *Zesilování ocelových prutů namáhaných osovou silou pod zatížením*. Brno, 2018. 140 s., 34 s. příl. dizertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav kovových a dřevěných konstrukcí. Vedoucí práce prof. Ing. Miroslav Bajer, CSc.

## **PROHLÁŠENÍ**

Prohlašuji, že jsem dizertační práci zpracoval samostatně a že jsem uvedl všechny použité informační zdroje.

V Brně dne 25. 4. 2018

---

Ing. Martin Vild

autor práce

Děkuji svému školiteli, prof. Ing. Miroslavu Bajerovi, CSc., za množství rad a připomínek, které mi i přes své časové vytížení poskytnul, a také za zapojení do řady zajímavých projektů, které mi umožnily smysluplné a rozmanité začlenění do praktického prostředí ocelových konstrukcí a finanční zajištění v průběhu mého prezenčního a následného kombinovaného doktorského studia. Dále děkuji Ing. Janu Barnatovi, Ph.D., Ing. Josefu Holomkovi, Ph.D., a Ing. Jiřímu Veselému za pomoc při přípravě experimentů a Miloši Minaříkovi za mnoho hodin svařování. Děkuji svým kolegům z kanceláře doktorandů za sdílení zkušeností a za rady ohledně zpracování dizertační práce. Také děkuji svým rodičům za bezpodmínečnou podporu během mých dlouhých studií a při každém mém životním rozhodnutí. Děkuji své ženě Gabriele za lásku a jazykovou korekturu.

Děkuji také za podporu projektů FAST-J-14-2348, FAST-J-16-3560, NPU LO1408, TH02020301 a FAST-S-18-5550.

## OBSAH:

<b>1 ÚVOD.....</b>	<b>10</b>
1.1 Postup při návrhu zesilování .....	11
1.2 Cíle dizertační práce .....	12
1.3 Použité pojmy .....	12
<b>2 SOUČASNÝ STAV POZNÁNÍ .....</b>	<b>14</b>
2.1 Zesilování osově namáhaných prutů .....	14
2.2 Zesilování ohýbaných prutů .....	16
2.3 Svařování pod zatížením .....	16
2.4 Experimenty Dalších autorů .....	19
2.4.1 <i>O'Sullivan – zesílení hangáru v Bristolu.....</i>	<i>20</i>
2.4.2 <i>Kolesnikov .....</i>	<i>21</i>
2.4.3 <i>Rao a Tall .....</i>	<i>22</i>
2.4.4 <i>Marzouk a Mohan.....</i>	<i>23</i>
<b>3 ÚNOSNOST PŮVODNÍHO PRUTU PŘI SVAŘOVÁNÍ.....</b>	<b>24</b>
3.1 Proces svařování .....	26
3.2 Redukce únosnosti vlivem teploty.....	30
3.2.1 <i>Velikost oslabené průřezové plochy .....</i>	<i>31</i>
3.2.2 <i>Stanovení kritické síly původního oslabeného prutu .....</i>	<i>33</i>
3.2.3 <i>Stanovení únosnosti .....</i>	<i>35</i>
3.3 Ověření postupu na experimentech .....	37
<b>4 ÚNOSNOST PRUTŮ ZESÍLENÝCH POD ZATÍŽENÍM.....</b>	<b>41</b>
4.1 Tlačené pruty bez stabilitních problémů .....	41
4.1.1 <i>Elastická únosnost .....</i>	<i>42</i>
4.1.2 <i>Plastická únosnost .....</i>	<i>42</i>
4.2 Přibližné návrhové metody stanovení vzpěrné únosnosti .....	44
4.2.1 <i>Konzervativní přístup .....</i>	<i>44</i>
4.2.2 <i>Zanedbání vlivu původního zatížení .....</i>	<i>45</i>
4.2.3 <i>Autorova metoda .....</i>	<i>45</i>
4.3 Komplexní metoda stanovení vzpěrné únosnosti .....	48
4.3.1 <i>Vliv zvýšení počáteční výchylky.....</i>	<i>49</i>
4.3.2 <i>Vliv reziduálního napětí .....</i>	<i>52</i>

4.4	Zesilování ocelí jiné pevnosti než původní materiál .....	59
4.5	Zesilování pouze části délky prutu .....	60
<b>5</b>	<b>EXPERIMENTÁLNÍ VÝZKUM .....</b>	<b>62</b>
5.1	T průřez .....	62
5.1.1	<i>Výsledky</i> .....	65
5.2	Průřez HEA 100 .....	71
5.2.1	<i>Posouzení prvků HEA 100 podle navrženého analytického řešení</i> .....	76
5.3	Bezešvé trubky TR 76,1×6,3 .....	78
5.4	Uhelník L50×5.....	81
5.4.1	<i>Analytické určení únosnosti a přetvoření uhelníku</i> .....	86
5.5	Měření teploty při svařování .....	88
5.6	Svařování na sloupech HEA 100 a SHS 100×5 .....	89
5.6.1	<i>Analytické určení únosnosti při svařování</i> .....	93
5.7	Shrnutí a statistické vyhodnocení experimentů .....	95
<b>6</b>	<b>NUMERICKÉ MODELY .....</b>	<b>99</b>
6.1	Modely bez reziduálního napětí od svařování .....	99
6.1.1	<i>Validace modelů</i> .....	101
6.1.2	<i>Zesilování prvků HEA 100 ocelí stejné pevnosti</i> .....	102
6.1.3	<i>Zesilování ocelmi jiné pevnosti</i> .....	104
6.2	Modely s reziduálním napětím od svařování.....	110
<b>7</b>	<b>ZÁVĚR .....</b>	<b>115</b>
7.1	Analytické stanovení únosnosti.....	115
7.2	Experimentální program .....	116
7.3	Numerické modely .....	117
7.4	Doporučení .....	117
	<b>REFERENCE .....</b>	<b>119</b>
	<b>SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ.....</b>	<b>123</b>
	<b>SEZNAM OBRÁZKŮ .....</b>	<b>129</b>
	<b>SEZNAM TABULEK .....</b>	<b>133</b>
	<b>PUBLIKOVANÉ PRÁCE AUTORA .....</b>	<b>135</b>



<b>ÚČAST AUTORA NA VĚDECKÝCH PROJEKTECH.....</b>	<b>138</b>
<b>SEZNAM PŘÍLOH .....</b>	<b>140</b>
<b>PŘÍLOHY .....</b>	<b>141</b>
A. Příklad návrhu zesílení sloupu HEA 100 .....	141
B. Výsledky tahových zkoušek .....	151
C. Další naměřené hodnoty z experimentů .....	155
<i>C.1 HEA 100 + 2 P10 (kapitola 5.2) .....</i>	<i>155</i>
<i>C.2 TR76 + 2 UPE80 (kapitola 5.3) .....</i>	<i>158</i>
<i>C.3 L50×5 + P5 (kapitola 5.4) .....</i>	<i>160</i>
<i>C.4 Svařování pod zatížením – HEA 100 a SHS 100×5 (kapitola 5.6).....</i>	<i>163</i>
D. MKP analýza – ANSYS .....	166

# 1 ÚVOD

Stávající konstrukce je často v průběhu jejich životnosti nutné zesilovat. Může jít o prvky oslabené korozí, ale většinou se jedná o provozní důvody – nevyhovují na zvýšené zatížení, například mostní konstrukce, která má přenášet těžší automobily, nebo sloupy ve výškové budově, nad níž budou nastavovaná další podlaží [1]. Technické podmínky na opravy ocelových nosných konstrukcí mostů definují pojem zesílení. Stejně je užíván tento pojem i v této práci. „Zesílením rozumíme takový druh rekonstrukce, při němž zvětšujeme stávající průřez konstrukčního prvku, abychom dosáhli zvýšení průřezových hodnot, nutného k převzetí zvýšených vnějších zatížení konstrukce provozem. Pod pojmem zesílení rozumíme pouze zesilování průřezů konstrukčních prvků připojením zesilujících, přímo spolupůsobících částí, tedy zvětšením průřezové plochy. Zesilování je tradičním druhem rekonstrukce a je vyvoláno vesměs provozními, případně zvláštními důvody.“ [2, p. 32] V zájmu investora jde zpravidla o co nejlevnější, nejefektivnější a nejrychlejší způsob, který nejvíce zkrátí dobu úprav. Návrh zesílení musí samozřejmě zejména zajistit bezpečnost a spolehlivost zesílené konstrukce.

Ocelové prvky je možné zesílit pomocí přivaření pásoviny buď bez zatížení (v odtíženém stavu), nebo přímo pod zatížením, minimálně od vlastní tíhy konstrukce, což u některých typů konstrukcí výrazně zjednodušuje a zlevňuje proces zesilování a snižuje dobu omezení provozu. Původní (zesilovaná) a zesilující část průřezu jsou ovšem spojovány ke spolupůsobení ve stavu rozdílné napjatosti. Navíc svařování pod zatížením vyvolává v projektantech obavy. Ocel se ohřívá a dochází k objemovým změnám i degradaci jejích mechanických vlastností; už při 500 °C je modul pružnosti uhlíkaté oceli snížen zhruba na polovinu [3]. Při svařování jsou běžně přesahovány teploty 1700 °C, ale jen na velice malé oblasti okolo svaru. Proto je nutné návrh zesílení řádně promyslet zejména s ohledem na metodu a rychlost svařování, velikost původního prvku, hodnotu původního zatížení, při které je prvek zesilován, a poměr tuhostí původního prvku a okolních nosných částí konstrukce.

Vědecká a inženýrská komunita je ve vyhodnocování únosnosti ocelových prutů zesílených pod zatížením rozdělena do dvou táborů. Jeden, konzervativní a převažující v českém prostředí (např. [2, 4]; ze zahraničních [5, 6]), zastává názor, že zesilování by mělo být navrhováno na elastickou únosnost, a tudíž prut zesílený pod zatížením má výrazně nižší únosnost než prut stejného průřezu zesílený svařováním bez zatížení. Druhý, více rozšířený ve světě (např. [7, 8, 9, 10, 11]), povoluje posuzovat únosnost prutů zesílených pod zatížením s dovolením plastifikace původního průřezu a předpokládá, za splnění určitých podmínek, obdobnou únosnost, jakou má prut zesílený bez zatížení.

Z experimentů i úspěšně provedených zesílení konstrukcí (např. [8, 9, 12, 13]) vyplývá, že metoda zesilování pomocí přivařených ocelových prvků je při dodržení předepsaných podmínek bezpečná a pruty, které byly zesíleny pod zatížením, mají podobnou únosnost, jako pruty zesílené bez zatížení. Ačkoli existuje řada poznatků a doporučení, nebyla metoda zesilování pod zatížením dosud řádně prozkoumána a normativně zakotvena [14]. V České republice se dnes v praxi metoda používá pouze do původního zatížení, které zpravidla dosahuje maximálně 50 % únosnosti zesilovaného prutu (stupeň zatížení  $\alpha_g \leq 0,5$ ), a pro určení únosnosti prvku zesíleného pod zatížením se používají velmi konzervativní řešení na základě elastického návrhu [2].

## 1.1 POSTUP PŘI NÁVRHU ZESILOVÁNÍ

Návrh zesílení je podobně jako návrh konstrukce iterativní proces. Autorem doporučený postup návrhu je následující:

1. Zhodnocení stavu původní konstrukce (trhliny, koroze, nadměrné deformace atd.), identifikace použitého materiálu, zejména jeho meze kluzu a vhodnosti ke svařování. Stanovení velikosti původního zatížení působící na prvek, který hodláme zesilovat. Obecné návody lze najít v literatuře [2, 14, 15, 16].
2. Stanovení parametrů pro svařování, které by měly být specifikované tak, aby teplota chladnutí z 800 °C na 500 °C  $\Delta t_{8/5}$  byla přibližně 15–30 s, čímž se lze vyhnout výskytu křehkých martenzitických struktur [17].
3. Posouzení elastické únosnosti původního průřezu, který je při svařování oslaben zvýšenou teplotou, na bezpečný přenos původního zatížení.
4. Posouzení únosnosti zesíleného prvku na bezpečný přenos požadovaného zatížení a na druhý mezní stav použitelnosti.

Hünensen et al. [18] doporučují vyhodnotit i únosnost původního prvku namáhaného původním zatížením ve chvíli, kdy je prvek vystaven maximálnímu přetvoření od zvýšených teplot (obvykle krátce po skončení svařování). Oblast okolo svaru se roztahuje a prvek může být namáhan maximálním ohybovým momentem. Nicméně tento posudek není vyžadován žádným jiným autorem a při experimentálním výzkumu nebylo toto přetvoření významné.

První krok, tj. zhodnocení stavu původní konstrukce, není předmětem této práce. Práce je založena na experimentálních výzkumech na neporušených prvcích. Stav původní konstrukce je třeba při reálném zesilování zohlednit, například bezpečnostním součinitelem či zvýšením ekvivalentní počáteční imperfekce.

## 1.2 CÍLE DIZERTAČNÍ PRÁCE

Dizertační práce je zaměřena na oblast zesilování prutů vybraných průřezů ocelových konstrukcí namáhaných osovou silou. Klade si za cíl rozšíření stávajících poznatků, provedení vlastních experimentů, sestavení numerických modelů validovaných experimentálním výzkumem, formulaci analytického řešení, zvýšení povědomí o zesilování ocelových konstrukcí mezi komunitou českých inženýrů a hlavně přispění k bezpečným a ekonomičtějším návrhům.

Hlavními cíli dizertační práce jsou:

- Doporučení velikosti původního zatížení s ohledem na únosnost původního prutu, při kterém lze zesilování vybraných, osově namáhaných prutů pod zatížením provádět,
- Stanovení návrhové únosnosti vybraných osově namáhaných prutů zesílených pod zatížením.

Výsledky práce jsou založeny zejména na experimentálním výzkumu z literatury a autorem provedených experimentech v laboratoři Ústavu kovových a dřevěných konstrukcí a v centru AdMaS. Omezením je, že většina zdokumentovaných experimentů je na lehkých profilech (např. HEA 100), které mají jiné rozdělení reziduálního napětí a jiné teplotní změny a přetvoření od svařování než těžké profily (např. HEB 300). Dalším omezením je experimentální zesilování nových, nepoškozených prvků z moderních ocelí. Svařitelnost, vliv oslabení koroze a dalších poškození reálné původní konstrukce musí být individuálně zhodnoceno inženýrem.

## 1.3 POUŽITÉ POJMY

V práci jsou použity pojmy, které nejsou často užívané v inženýrské praxi, a proto jsou zde podrobněji vysvětleny. Terminologie je převzata zejména z knihy L. Spala [4] a TP 42 [2]. Doplněny jsou také anglické termíny nejčastěji používané v zahraniční odborné literatuře.

**Původní prvek** (base member) – prvek, který hodláme zesilovat. Přestože se v praxi často jedná o prvek oslabený koroze, případně jinak poškozený, v rámci této dizertační práce není toto poškození uvažováno a jsou předpokládány homogenní vlastnosti prvku.

**Prvek zesílený bez zatížení** (member strengthened/reinforced under no load) – prvek, který je zesílený pomocí svařování v odtíženém stavu. V experimentech byl takový prvek svařen v horizontální poloze mimo zkušební sestavu.

**Původní zatížení** (preload) – zatížení působící na prvek, při kterém je prováděno zesilování. V rámci této práce se jedná zejména o normálovou sílu  $N_1$ , případně o moment způsobený touto silou na excentricitě. Původní zatížení bylo v experimentech během svařování a chlazení drženo zhruba konstantní.

**Prvek zesílený pod zatížením** (member strengthened/reinforced under preload) – prvek, který je zesílený pomocí svařování ve zkušební sestavě pod specifikovaným původním zatížením, které bylo drženo přibližně konstantní. V autorových experimentech byly prvku dovoleny délkové změny od zvýšené teploty.

**Původní část průřezu** (base section) – průřez původního prvku. Charakteristiky původní části průřezu jsou označeny indexem  $0$ .

**Zesilující část průřezu** (strengthening section) – průřez prvků přivařených k původnímu průřezu za účelem zvětšení průřezové plochy. Charakteristiky zesilující části průřezu jsou označeny indexem  $1$ .

**Zesílený průřez** (strengthened section) – původní a zesilující část průřezu dohromady. Charakteristiky zesíleného průřezu jsou označeny indexem  $z$ .

**Oslabený průřez** – část původního průřezu, jejíž pevnostní charakteristiky nejsou oslabeny zvýšenou teplotou. Zbylá část původního průřezu, nacházející se v blízkosti svaru, je uvažována jako neúčinná. Charakteristiky oslabeného průřezu jsou označeny indexem  $temp$ .

**Stupeň zatížení** – poměr původního zatížení působícího na původní prvek k návrhové únosnosti původního prvku. Je značen  $\alpha_g$ .

## 2 SOUČASNÝ STAV POZNÁNÍ

Zesilování pod zatížením pomocí svařování zahrnuje složitou problematiku teplotního pole, reziduálního napětí a přetvoření od svařování při různém stavu napjatosti částí průřezu. U štíhlých tlačných prutů přibývají stabilitní problémy. V této kapitole jsou popsány experimentální a numerické výzkumy zesilování či svařování pod zatížením ostatních autorů a jejich závěry.

### 2.1 ZESILOVÁNÍ OSOVĚ NAMÁHANÝCH PRUTŮ

Metoda zesilování ocelových konstrukcí pod zatížením není dnes ve vědeckých kruzích příliš populární téma. Nejintenzivnější výzkum probíhal v 60. letech ve státech Sovětského svazu, v 50. a 60. letech ve Spojených státech amerických, zejména na univerzitě v Lehigh a v 80. letech v Japonsku na univerzitě v Osace. Výzkum shrnul ve své knize Spal [4]. Zaměřuje se především na technologický způsob zesilování a hodnotí jeho jednotlivé typy. U tažených prutů zmiňuje hypotézu, podle které je účinek původního zatížení přisouzen původnímu průřezu a zatížení po zesílení celému zesílenému průřezu. Výsledné napětí by nemělo přesáhnout hodnotu mezního namáhání. Tento postup je ovšem zbytečně konzervativní a Spal [4] navrhuje použití výpočtu s využitím plastické rezervy. U tohoto typu výpočtu varuje před plastickými deformacemi, zároveň ale při překročení meze kluzu v původním průřezu dochází k vyrovnávání napjatosti mezi původní a zesilující částí průřezu. U zesilování tlačných prutů varuje před štíhlými pruty. Zmiňuje se o využití plastické rezervy, ale doporučuje se zaměřit zejména na snížení štíhlosti prutu. Uvádí, že kritické břemeno tlačného prutu zesíleného pod zatížením je funkcí štíhlosti, stupně zatížení, stupně přetížení (pozn. autora: poměr zatížení aplikovaného po zesílení k návrhové únosnosti původního prutu) a materiálových charakteristik. Doporučuje hodnotu původního zatížení maximálně na 50 % únosnosti původního prutu (stupeň zatížení  $\alpha_g \leq 0,5$ ). Spalova kniha [4] slouží v českém prostředí jako návod k navrhování rekonstrukcí ocelových konstrukcí už téměř 50 let, mnoho z jejího obsahu přejímají i např. v roce 2014 vydané Technické podmínky 42 [2] nebo Vaškova kniha o haváriích, poruchách a rekonstrukcích [19].

O'Sullivan [8] popisuje návrh zesílení nýtované a šroubované konstrukce hangáru v Bristolu. Uvažuje bilineární pracovní diagram oceli a předpokládá, že po překročení meze kluzu v původním průřezu a následném odtížení se bude napětí mezi původní a zesilující částí vyrovnávat. Na základě pěti experimentů tažených prutů a čtyř tlačných prutů uvažoval únosnost prutů zesílených pod zatížením stejnou jako prutů zesílených bez zatížení.

Ricker [6] píše o svařování oceli. Zmiňuje se i o zesilování pod zatížením, zesilováním oceli různých pevností, ale využití plastické rezervy nechává na odvěze inženýrů. Důležitý je poznatek, že vliv svařování na pevnostní charakteristiky oceli je omezen na velmi malou oblast v blízkosti svaru a svařování tedy podstatně nesnižuje pevnost celého prvku.

Na Lehigh University v Pensylvánii shrnuli Nagaraja Rao a Tall ve své zprávě [9] dosavadní poznatky a popsali rozsáhlý experimentální výzkum na sloupech průřezů tvaru H (profily 8WF31 používané v USA) zesílených přivařením ocelových pásovin, které vybočí rovinným vzpěrem kolem měkké osy. Ve své práci se zaměřují zejména na vliv reziduálních napětí. Rozlišují vnášení původního zatížení do sloupu – buď je sloup svařován při držení konstantní délky sloupu, vznikají tedy výrazná přídavná napětí od ohřívání sloupu, který se nemůže roztahovat, nebo je sloup svařován při konstantní síle zatěžovacího válce a sloupu je umožněna dilatace od změny teploty. Sloup zesílený pod zatížením vykazoval dokonce vyšší únosnost než sloup zesílený bez zatížení. Ani v rozložení reziduálního napětí nebyl výrazný rozdíl.

Na práci Talla navázali Wu a Grondin [11]. Vytvořili 317 modelů sloupů z konečných prvků validovaných z experimentů Raa a Talla [9] a Hubera a Beedla [20], na kterých zjišťovali vlivy štíhlosti sloupu, reziduálního napětí před svařováním a po svařování, počátečního průhybu, původního zatížení, třídy oceli, způsobu zesilování, směru vybočení a poměru zesílené a původní plochy průřezu. Na sloupech zesílených pod stupni zatížení  $\alpha_g = 0,4$  až  $0,6$  nenašli téměř žádné rozdíly. Bhowmick a Grondin [21] přidali statistickou analýzu a doporučení pro použití křivky vzpěrné pevnosti.

Yura [22] tvrdí, že pokud sloup selhává vzpěrem v pružném oboru, lze v návrhu využít celou zesílenou průřezovou plochu. Ovšem pokud sloup selhává v nepružném oboru, musí se vzít plastizování původního průřezu v úvahu a použít tečnový modul pružnosti. Tvrzení dokládá na experimentech tlačných sloupů z ocelí s různou mezí kluzu slepených epoxidem.

Poměrně rozsáhlý experimentální výzkum provedli Marzouk a Mohan [12] na sloupech průřezu tvaru H zesílených pomocí buď dvou plechů rovnoběžně s pásnicemi přivařenými na vnější hrany, nebo čtyř plechů rovnoběžně s pásnicemi přivařenými na vnitřní hrany pásnic. Bohužel neuvádí skutečné hodnoty meze kluzu z tahových zkoušek ani nezkoušeli pruty zesílené bez zatížení. Na jejich experimentech je dobře vidět nepříznivý vliv svaru, který je umístěn poblíž stojiny. Takto umístěný svar nedoporučuje Tall [23].

Uvedení autoři provádějící experimentální výzkum se shodují na faktu, že zesílení pod zatížením téměř neoslabuje celkovou plastickou únosnost, nicméně nechtějí problém generalizovat.

Unterweger [6] vychází z výzkumů provedených ve východní Evropě a na základě numerických modelů navrhnul analytickou metodu pro výpočet únosnosti tlačených prutů namáhaných rovinným vzpěrem s využitím plastické rezervy. Je založena na zvýšení součinitele imperfekce. Nezabývá se ovšem zrychlením růstu přetvoření po dosažení meze kluzu v původní části průřezu. Vliv svaru doporučuje zohlednit součinitelem spolehlivosti, který snižuje odolnost zhruba o 10 %. Vliv svaru může mít ale i opačný vliv, tj. zvýšení únosnosti, jak pozorovali už zmínění Nagaraja Rao a Tall [9, 23].

Al Ali ve své dizertační práci [24] shrnul dosavadní poznatky o svařování, rozložení reziduálního napětí a přetvoření způsobeného svařováním. Navrhnul rozdělení reziduálního napětí a simulační metodu pomocí počítačového programu, kterou ověřil na experimentech Marzouka a Mohana [12]. Simulační metoda uvažuje postupné oslabování části průřezu na části délky vlivem svaru, což postupně posouvá těžiště a natáčí hlavní osy průřezu.

## **2.2 ZESILOVÁNÍ OHÝBANÝCH PRUTŮ**

Pro úplnost jsou doplněny i studie zesilování ohýbaných prutů pod zatížením. Jsou to jediné experimenty ostatních autorů z posledních let a lze se inspirovat jejich validovanými numerickými modely. Na univerzitě Lehigh provedli Liu a Gannon experiment [25] a parametrickou studii na modelu v programu využívajícím metodu konečných prvků [26] na nosníku namáhaném čtyřbodovým ohybem zesíleným pod zatížením. Zabývali se různými typy zesílení (pásky přivařené rovnoběžně se stojinou k pásnicím nosníku průřezu tvaru I tak, aby tvořil uzavřený průřez; pásky přivařené rovnoběžně s pásnicemi nosníku průřezu tvaru I), délkami rozpětí a stupni zatížení. Z jejich studie vyplývá, že vliv původního zatížení při zesilování závisí na tvaru porušení. Tento vliv je výraznější u prvků, u nichž je významný vliv klopení (pásky přivařené rovnoběžně k pásnicím nosníku průřezu tvaru I), než u prvků namáhaných ohybem, které neklopí (uzavřené průřezy). Vliv původního zatížení roste se vzrůstajícím rozpětím nosníků. Největší naměřená redukce únosnosti vlivem původního zatížení byla pouze 14 %. K podobným závěrům dochází Wang et al. [27]. V Číně testovali 4 nosníky (samotný původní prvek, prvek zesílený bez zatížení, prvek zesílený při zatížení 120 kN a prvek zesílený při 240 kN) třibodovým ohybem. Svařované nosníky tvaru I byly zesíleny pomocí dvou přivařených plechů rovnoběžně s pásnicemi.

## **2.3 SVAŘOVÁNÍ POD ZATÍŽENÍM**

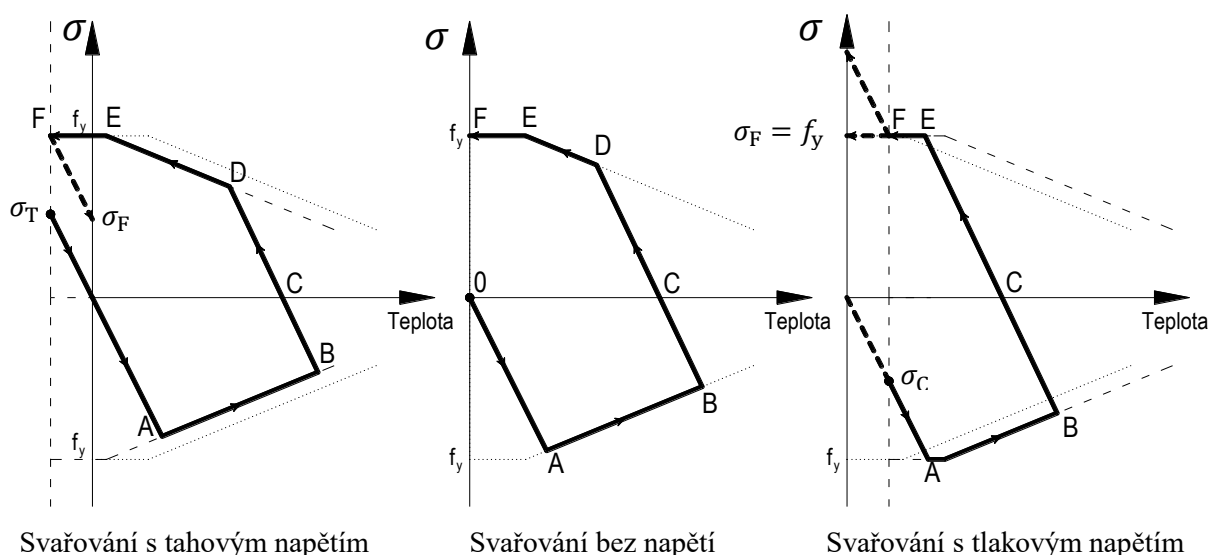
V této kapitole jsou rozebrány poznatky z japonských a německých experimentů na především malých vzorcích namáhaných tlakovou či tahovou silou staticky či cyklicky.



Zkoumány byly zejména únosnost prvku při svařování, deformace prvku a mechanické vlastnosti svaru.

Huenersen et al. [18] na základě experimentálního a numerického výzkumu navrhli nomogramy pro posouzení únosnosti prvku oslabeného teplotou od svařování. Popisují také přetvoření během svařování a po vychladnutí svaru. Navrhli také empirické vzorce pro výpočet přetvoření při svařování pod zatížením, které by měly být konzervativní.

Horikawa, Suzuki, Tokuzawa, Imi a Tanaka provedli v Japonsku v letech 1981 až 1987 několik experimentů na svařování pod zatížením za účelem oprav a zesílení ocelových mostů. V článku [28] posuzují podélný návar na taženou pásovinu a na horní a dolní pásnici ohýbaného nosníku tvaru H. Dle jejich výsledků zatížení při svařování neovlivňuje negativně mechanické vlastnosti (mez kluzu, mez pevnosti, tažnost, houževnatost) a odtížení způsobí přerozdělení reziduálního napětí (zejména u tažených prvků se sníží tahové napětí ve svaru). Přerozdělení reziduálního napětí dále popisují v článku [29] – viz obr. 2.1.



Obr. 2.1: Průběh napětí a teploty ve svaru [29]

Do bodu B se svařuje, teplota vzrůstá, od bodu A do bodu B se tlakové napětí ve svaru pohybuje na mezi kluzu. Od bodu B svar chladne a napětí se postupně mění z tlakového do tahového (přes bod C, kde je napětí nulové). Vlivem smršťování svaru se tahové napětí ve svaru rychle dostane na mez kluzu a tah ve svaru už zůstane (body D, E a F). V případě odtížení prvku, který byl svařován, když v něm bylo tahové napětí, tahové napětí ve svaru může poklesnout na hodnotu  $\sigma_F$ . V případě odtížení prvku, který byl svařován, když v něm bylo tlakové napětí, tahové deformace narůstají, ale protože je napětí ve svaru už na mezi kluzu, zůstane při odtěžování konstantní.

Horikawa, Suzuki a Imi popisují v článku [30] návar příčně přes šířku prvku pod zatížením vyvolujícím tahové napětí 140 MPa a pod vibracemi. Z jejich závěrů vyplývá, že vibrace nijak neovlivnily mikrostrukturu svaru ani nevznikly žádné trhliny. U příčného svařování přes celou šířku prvku vznikly výrazné deformace a rovněž rentgenová defektoskopie objevila trhliny, ale u svaru pouze přes polovinu prvku už byl svar v pořádku. Doporučují tedy svařovat příčně pouze maximálně přes polovinu šířky prvku, a pokud je nutný delší svar, je potřeba udělat mezi svary přestávku. V článku [31] je svařováno pod tlakovým napětím. Na krátký plech s poměrnou štíhlostí  $\bar{\lambda} = 1,1$  byl proveden návar příčně přes celou šířku, přes polovinu a přes desetinu šířky plechu bez zatížení, se zatížením vyvolujícím tlakové napětí 70 MPa ( $\alpha_g = 0,35$ ) a 140 MPa ( $\alpha_g = 0,7$ ). Svar způsobil u prvku svařovaného bez zatížení zkrácení 0,3 mm, pod nízkým tlakovým napětím pak 0,75 mm. Velká tlaková síla už způsobila selhání prvku vzpěrem zhruba v polovině svařování. Prvek svařovaný přes polovinu šířky také selhal vzpěrem krátce po dokončení svařování. Příčné svařování pod velkým zatížením tedy rozhodně nelze doporučit.

Suzuki a Horikawa zkoumají v článku [32] chování svařovaných trubek během přivařování styčnickového plechu a výztuhy přes 1/3 obvodu. Byly použity vetknuté trubky se štíhlostí  $\lambda = 10,8$  (mez kluzu oceli  $f_y = 390$  MPa, označení B) a kloubově uložené se štíhlostí  $\lambda = 97,7$  (mez kluzu oceli  $f_y = 410$  MPa, Eulerovo kritické napětí  $\sigma_{cr} = 217$  MPa, označení C). Přehled vzorků je v tab. 2.1.

	$\sigma_1 = 0$ MPa	$\sigma_1 = 80$ MPa	$\sigma_1 = 100$ MPa	$\sigma_1 = 160$ MPa	$\sigma_1 = 240$ MPa
Styčnickový plech	B-1-0			B-1-A	B-1-Y
Výztuha	B-2-0			B-2-A	B-2-Y
Styčnickový plech	C-1-0	C-1-H	C-1-S	<u>C-1-A</u>	
Výztuha	C-2-0	C-2-H	<u>C-2-S</u>	<u>C-2-A</u>	

Tab. 2.1: Přehled experimentálních vzorků trubek; podtržené selhaly během svařování

Trubky se štíhlostí  $\lambda = 10,8$  nevykazovaly žádné problémy během svařování a ani po svařování nebyla jejich únosnost ovlivněna. Za zmínku stojí, že trubky s výztuhou, kde bylo svařováno napříč prvkem, vykazují vyšší počáteční imperfekci. Ovšem některé z trubek se štíhlostí  $\lambda = 97,7$  selhaly už během svařování kvůli degradaci materiálových vlastností oceli zvýšenou teplotou. Počáteční imperfekce trubek C-1-0 a C-2-0 byla nízká – 1,7 a 2,1 mm. Se zvyšujícím se zatížením při svařování imperfekce stoupá – 2,9 mm u prvku C-1-H a 3,8 mm u prvku C-1-S a 6,1 mm u prvku C-2-H (nárůst o 290 %). Vyšší počáteční imperfekce zřejmě

způsobila i nižší únosnost a prvky vždy vybočily dle očekávání na opačnou stranu, než byla přivařena výztuha. Opět se ukázalo, že příčné svařování je poměrně nebezpečné a způsobuje velkou počáteční imperfekci.

Experimenty na hlavních mostních ohýbaných nosnících zahrnující svařování pod zatížením, odřezávání zkorodovaných částí a rovnání popsali výše uvedení autoři z univerzity v Osace v článcích [33, 34, 35]. Shrnutí je v [36].

Agano et al. chtěli zjistit proveditelnost opravy poškozených svarů mostních konstrukcí za provozu. Provedli sérii experimentů svařování koutových a tupých svarů pod statickým [37] a cyklickým [38] zatížením. Pro svařování byla použita metoda obloukového svařování tavící se elektrodou v ochranném plynu CO<sub>2</sub>. Při svařování i pod vysokým statickým zatížením nebyly nalezeny ultrazvukem ani kapilární metodou žádné problémy, ovšem pod cyklickým zatěžováním je vysoká pravděpodobnost vzniku trhlin. Svařováním pod cyklickým zatížením se zabýval také Wichers ve své dizertační práci [39]. Svařování bylo prováděno roboticky při amplitudách zatížení 0,1–1,1 mm a frekvenci 0,25–7 Hz. Se zvyšující se amplitudou i frekvencí se silně snižovala únosnost i tažnost svaru. Už při nejnižších cyklických zatíženích vznikala trhlinka u tahové zkoušky v oblasti kořene svaru.

Z výše uvedeného rozboru literatury vyplývá, že svařování pod statickým zatížením je možné a výrazně neovlivňuje mechanické vlastnosti svaru, ale zatížení v provozu vyvolávajícím cyklické zatížení (např. u mostů) není vhodné, protože se snižuje tažnost svaru a je vysoká pravděpodobnost vzniku trhlin. Příčnému svařování je vhodné se vyhnout, případně svar rozdělit na více úseků, mezi nimiž je předepsána přestávka na vychladnutí již realizované části svaru. Svařování pod tlakovým zatížením způsobuje vyšší deformace.

## 2.4 EXPERIMENTY DALŠÍCH AUTORŮ

Autor	Rok	Popis experimentů
O'Sullivan	1953	Tažené (3) a tlačené (2) pruty
Kolesnikov	1962	Tlačené pruty (3)
Rao, Tall	1963	Tlačený prut (3), vliv reziduálního napětí
Marzouk, Mohan	1990	Tlačené pruty (7)
Liu, Gannon	2009	Ohýbané pruty (6)
Wang et al.	2015	Ohýbané pruty (2)

Tab. 2.2: Přehled provedených experimentů; v závorce je počet prvků zesílených pod zatížením

Dostupných, dobře popsanych experimentů ocelových prvků zesílených pod zatížením je bohužel velice málo (viz tab. 2.2) a některé lze těžko použít pro podrobný rozbor, protože chybí důležité informace např. o vzpěrné délce, mezi kluzu použité oceli nebo srovnání s prvky zesílenými bez zatížení. Podrobněji jsou popsány experimenty tlačných prvků v následujících kapitolách.

#### 2.4.1 O'Sullivan – zesílení hangáru v Bristolu

O'Sullivan [8] navrhl a provedl zesílení zastřešení příhradové konstrukce hangáru v Bristolu. Jednalo se o šroubovanou a nýtovanou konstrukci, a proto i zesílení bylo navrženo pomocí přišroubovaných plechů. Složené šroubované průřezy jsou nevýhodné především z hlediska antikorozi ochrany a nutnosti vyvrtat v původních prvcích otvory pro nové šroubové spoje. O'Sullivan při návrhu zesílení hangáru uvažoval na základě experimentů únosnost prvků zesílených pod zatížením stejnou jako prvků vytvořených bez původního zatížení.

Původní tažený prvek, pásovina o rozměrech  $19 \times 230 \times 3\,050$  mm ( $A_0 = 4\,355$  mm<sup>2</sup>), byl zesílen pomocí dvou přišroubovaných pásovin o rozměrech  $9,5 \times 230 \times 3\,050$  mm ( $A_z = 8\,710$  mm<sup>2</sup>). Popis a výsledky experimentů jsou uvedeny v tab. 2.3. V případě tažených vzorků je vidět, že průřezy začaly plastizovat při stejném napětí – mezi kluzu. Zesílený průřez byl oslaben otvory pro šrouby, a proto došlo k jeho porušení při nižším průměrném napětí, ale mezi únosností prvků zesílených pod zatížením a bez zatížení není žádný rozdíl.

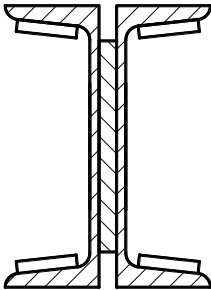
Prvek	Původní zatížení [MPa]	Dosaženo meze kluzu [MPa]	Přetržení [MPa]	Popis poruchy
D1	Původní prvek	207	406	Přetržení uprostřed
D2	Původní prvek	207	414	
E1	0	207	328	Přetržení v průřezu oslabeném otvorem pro šroub
E2	0	212	335	
F1	55	207	334	Přetržení ve svaru přípoje
F2	55	207	333	Přetržení uprostřed
F3	55	207	327	Přetržení uprostřed (zesilující plechy první)

Tab. 2.3: O'Sullivanovy experimenty tažených prvků

V případě tlačných prvků byl původní prvek tvořený U profily a jednou pásovinou umístěnou mezi nimi ( $A_0 = 16\,239$  mm<sup>2</sup>) zesílen čtyřmi pásovinami přišroubovanými k vnitřním stranám pásnic U profilů ( $A_z = 21\,077$  mm<sup>2</sup>). Vzorek byl 4,575 m dlouhý s mezilehlou podporou uprostřed, takže vzpěrnou délku lze předpokládat  $L_{cr} = 2,2$  m. Vliv

vzpěru byl tedy velice malý. Díky zvýšení momentu setrvačnosti zesíleného průřezu dosahuje zesílený prvek vyšší vzpěrné pevnosti než původní prvek. O'Sullivan vysvětluje nižší únosnost prvku C1 nadměrnými otvory pro šrouby.

Prvek	Původní zatížení [MPa]	Kritické napětí [MPa]	Maximální zatížení [MPa]
A	Původní prvek	197	345
B1	0	213	465
B2	0	209	468
C1	118	204	430
C2	118	199	460

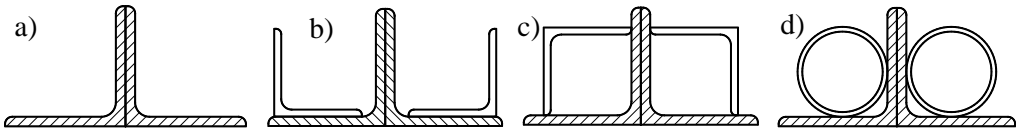


Tab. 2.4: O'Sullivanovy experimenty tlačných prvků; průřez zesíleného prvku (původní průřez je vyšrafován) [8]

## 2.4.2 Kolesnikov

Kolesnikov [13] zesiloval dva úhelníky L100×100×8 mm pomocí dvou úhelníků L75×75×6 mm ve dvou variantách a dvou trubek 76×4 mm (viz tab. 2.5). Bohužel experimenty nelze srovnat se stejnými prvky zesílenými bez zatížení, a tudíž můžeme jen s pomocí odhadnuté meze kluzu  $f_y = 260$  MPa vypočítat únosnosti původního prvku  $N_{b,0,R}$  a zesíleného prvku  $N_{b,z,R}$  a výsledky srovnat s experimentálně zjištěnou únosností zesíleného prvku  $N_{b,z,Re}$ . Prvky byly zesíleny při vysokém stupni zatížení  $\alpha_g = 0,7$ , a přesto je oslabení poměrně malé (redukce únosnosti průměrně 89 %). Nejvyšší redukce nastala u průřezu b), kde svary zřejmě způsobily velkou deformaci, protože jsou nesymetricky umístěné vzhledem k ose menší tuhosti a poměrně daleko od těžiště průřezu.

Průřez	a)	b)	c)	d)
$i$ [mm]	30,7	28,3	32,6	30,2
$\lambda$	58	63	55	59
$N_1$ [kN]	0	450	450	450
$\alpha_g = N_1 / N_{b,0,R}$	0 %	69 %	69 %	69 %
$N_{b,z,R}$ [kN]	665	1010	1060	1043
$N_{b,Re}$ [kN]	650	820	1000	950
$N_{b,Re} / N_{b,z,R}$	98 %	81 %	94 %	91 %



Tab. 2.5: Přehled Kolesnikovových experimentů s průřezmi prvků (původní průřez je vyšrafován) [4]

### 2.4.3 Rao a Tall

Nagaraja Rao a Tall ve své rozsáhlé zprávě [9] podrobně popsali experimentální výzkum na sloupech průřezů 8WF31 ( $A_0 = 5\,884\text{ mm}^2$ ) zesílených přivařením ocelových plechů ( $A_z = 9\,271\text{ mm}^2$ ). Provedli nejprve tři experimenty pro ověření postupu svařování a určení rozdílu mezi zatížením konstantní deformací (T-1) a konstantní silou (T-2) ( $N_1 = 405\text{ kN}$ , stupeň zatížení  $\alpha_g = 0,3$ ); třetí prvek byl zatížen vysokým zatížením a bylo sledováno, zda nedojde k lokálním ztrátám stability při oslabení oceli vysokou teplotou od svařování (T-18). Tyto tři prvky byly dlouhé 1,22 m a se štíhlostí  $\lambda = 25$  nebyly náchylné ke vzpěru. U prvku T-1 původní zatížení nejdříve stoupl o 10 % v důsledku teplotní roztažnosti materiálu a po vychladnutí došlo ke smrštění a poklesu síly o 30 %. Rozdíl v únosnosti a chování při zatěžování mezi prvky T-1 a T-2 byl zanedbatelný. U prvku T-18 (třída 1 dle klasifikace EN 1993-1-1 [40]) nebyly zjištěny žádné lokální ztráty stability, z čehož Rao a Tall vyvozují, že svar ovlivňuje jen velmi malou oblast.

V rozložení reziduálního napětí u prvků zesílených pod zatížením a bez zatížení je velmi malý rozdíl. Autoři ale zdůrazňují rozdíl mezi válcovaným prvkem a prvkem zesíleným se svary umístěnými u okrajů pásnic. Svary po vychladnutí způsobují smrštění a tím tahové napětí ve svaru a jeho blízkém okolí a mírné tlakové napětí ve zbytku průřezu. Tahové napětí na okrajích průřezu je výhodné z hlediska únosnosti na vzpěr.

Další skupinou experimentů byly testy krátkých sloupů ( $L = 839\text{ mm}$ ) za účelem zjištění velikosti tlakového reziduálního napětí  $\sigma_{rc}$ . Výsledky jsou u samotného původního prvku (T-8), prvku zesíleného pod zatížením (T-12) a prvku zesíleného bez zatížení (T-16) velmi podobné (viz tab. 2.6).

Prvek	$E$ [GPa]	$\sigma_p$ [MPa]	$f_y$ [MPa]	$\sigma_{rc} = f_y - \sigma_p$ [MPa]
T-8 původní	203	186	258	72
T-12 zesílený pod zatížením	212	193	258	65
T-16 zesílený bez zatížení	210	186	254	68

Tab. 2.6: Experimenty krátkých sloupů [9]

Prvek	$N_{cr} / N_y$	$e_0 / L$
T-9 původní	<b>0,91</b>	1/565
T-17 zesílený pod zatížením	<b>0,98</b>	1/4900
T-13 zesílený bez zatížení	<b>0,96</b>	1/3200

Tab. 2.7: Experimenty kloubově uložených sloupů [9]

Poslední skupinou byly sloupy mírně náchylné ke vzpěru ( $L = 2\,440$  mm,  $\lambda = 48$ ). Bohužel od každého druhu je pouze jeden prvek. Únosnost byla nejspíše ovlivněna více rozdíly v počáteční imperfekci než původním zatížením ( $N_1 = 405$  kN) – viz tab. 2.7.

Zpráva Raa a Talla dává dobrý přehled o chování krátkých sloupů a rozložení reziduálního napětí svařovaných prvků. Je výhodné umístit svary co nejbližší k okrajům průřezu, aby při vzpěru tahové napětí ve svarech oddálilo dosažení meze kluzu.

#### 2.4.4 Marzouk a Mohan

Marzouk a Mohan popsali zesilování dvou typů průřezů W200×27 a W150×22 pomocí dvou plechů umístěných rovnoběžně s pásnicemi vně průřezu a pomocí čtyř plechů umístěných rovnoběžně s pásnicemi uvnitř průřezu [12]. Po svařovacím procesu byla držena konstantní délka, takže původní zatížení se zmenšilo, výrazněji u sloupů s osmi svary. Bohužel v článku neuvádějí skutečnou mez kluzu použité oceli G464.21-M-300W, bylo proto uvažováno se zaručenou mezí kluzu  $f_y = 300$  MPa, i když nejspíše byla skutečná mez kluzu výrazně vyšší, zejména u profilů W150×22. Sloupy vybočovaly na měkkou osu rovinným vzpěrem. Srovnání výsledků experimentů s návrhovými únosnostmi podle EN 1993-1-1 [40] je v tab. 2.8. Přestože bylo zesílení provedeno pod extrémním původním zatížením, všechny zesílené sloupy překročily návrhovou únosnost. Únosnost prvků zesílených pod zatížením bohužel nelze srovnat se sloupy zesílenými bez zatížení stejným způsobem. Poměrně velký rozdíl je mezi oběma druhy zesilování, svar blízko stojiny se ukazuje pro vzpěrnou únosnost při vybočení kolmo na měkkou osu jako nevhodný.

Původní průřez	Zesilující plechy	$L$ [mm]	$N_{b,0,R}$ [kN]	$N_{b,z,R}$ [kN]	$N_1$ [kN]	Síla po vychladnutí [kN]	$N_1/N_{b,0,R}$	$N_{b,s,Re}$ [kN]	$N_{b,s,Re}/N_{b,z,R}$
W200×27	2×114×10	3090	491	838	395	250	81 %	<b>1015</b>	121 %
W200×27	2×114×10	2840	547	922	395	260	72 %	<b>1065</b>	115 %
W200×27	4×54×10	2920	528	874	395	130	75 %	<b>960</b>	110 %
W150×22	2×132×8	2980	472	894	440	430	93 %	<b>1280</b>	143 %
W150×22	2×132×8	2980	472	894	440	436	93 %	<b>1200</b>	134 %
W150×22	2×132×8	3120	449	856	440	430	98 %	<b>1050</b>	123 %
W150×22	4×64×8	2800	502	928	440	405	88 %	<b>1050</b>	113 %

Tab. 2.8: Srovnání výsledků experimentů zesilování I a H profilů s vypočtenými únosnostmi

### 3 ÚNOSNOST PŮVODNÍHO PRUTU PŘI SVAŘOVÁNÍ

Při svařování pod zatížením může být přetvoření způsobené nesymetrickým svařováním vyšší než při běžném svařování v dílně. Hünersen et al. [18] požadují posudek prutu ve třech časových bodech:

1. Maximální redukce průřezové plochy teplotou (v okamžiku průchodu tepelného zdroje) – redukce části průřezu v rozhodujícím řezu prutu (u vzpěru kloubově uložených prutů v polovině) způsobí přídatný ohybový moment. Oslabený rozhodující průřez původního prutu je nutné posoudit na původní zatížení a tento přídatný ohybový moment. Průhyb prutu od smrštění svaru zatím není důležitý.
2. Maximální deformace způsobená zvýšenou teplotou (zhruba 1 až 2 minuty po průchodu tepelného zdroje) – průhyb prutu způsobuje přídatný ohybový moment. Oslabení průřezu od svařování již není významné. Zesílený prut je nutné posoudit na původní zatížení a přídatný ohybový moment.
3. Maximální deformace od smrštění svaru (po úplném vychladnutí). Zesílený prut je nutné posoudit na součet původního a dodatečného osového zatížení a případný ohybový moment.

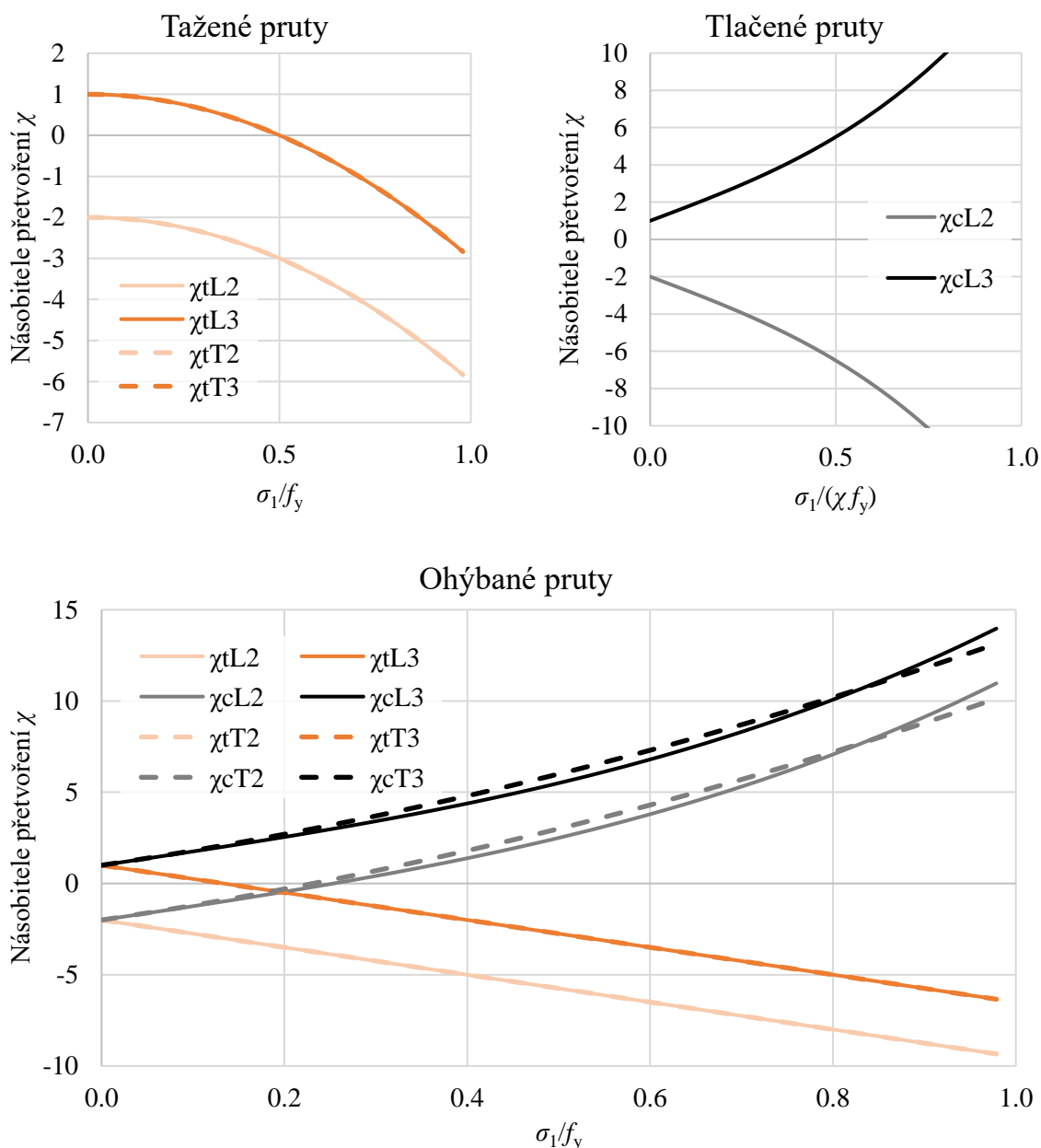
Maximální deformaci způsobenou zvýšenou teplotou v časovém bodě 2 a maximální deformaci od smrštění svaru v časovém bodě 3 pro svařování pod zatížením vyjádřili pomocí empiricky určených násobitelů přetvoření  $\chi$  pro ohýbaný, tažený, či tlačný prut, v tažené (t), či v tlačné (c) oblasti a pro podélný (L), či příčný (T) svar – viz obr. 3.1. Výsledná deformace prvku svařovaného pod zatížením v časových bodech 2 a 3 je deformace spočtená dle rovnic (4.23) až (4.25) vynásobená násobitelem přetvoření  $\chi$ . Pro podélný svar tlačného prutu navrhují pro časové body 2 a 3 rovnice:

$$\chi_{cL2} = - \left[ 2 + 7,5 \cdot \left( \frac{\sigma_1}{\chi \cdot f_y} \right) + 6 \cdot \left( \frac{\sigma_1}{\chi \cdot f_y} \right)^3 \right] \quad (3.1)$$

$$\chi_{cL3} = 1 + 7,5 \cdot \left( \frac{\sigma_1}{\chi \cdot f_y} \right) + 6 \cdot \left( \frac{\sigma_1}{\chi \cdot f_y} \right)^3 \quad (3.2)$$

$\sigma_1$	napětí způsobené původním zatížením,
$\chi$	součinitel vzpěrnosti,
$f_y$	mez kluzu.





Obr. 3.1: Násobitele přetvoření pro svařování pod zatížením dle Huensena et al. [18]

Uvedené empirické vztahy násobitelů přetvoření by měly být vždy konzervativní, tj. udávají maximální hodnotu zvýšení přetvoření v závislosti na původním zatížení. Nejvíce jsou původním zatížením ovlivněny tlačené pruty, což potvrzují i experimenty Tokuzawy a Horikawy [28]. Násobitele přetvoření kromě původního zatížení závisí také na poměru plochy ovlivněné vysokou teplotou a celkové plochy průřezu, ovšem rozbor této závislosti Huensena et al. nenabízí.

Posudek v časovém bodě 2 nepožaduje žádný jiný autor a tento stav nebyl pozorován jako nebezpečný v žádném experimentu. Zvýšený průhyb pro posudek v časovém bodě 1 lze přesněji stanovit pomocí autorem navržených rovnic (3.22) až (3.32).

### 3.1 PROCES SVAŘOVÁNÍ

Masubuchi ve své obsáhlé knize [17] popisuje mimo jiné matematické modely analýzy svařování. Zdroje tepla jsou při svařování:

- Teplo od elektrického oblouku,
- Teplo způsobené chemickou reakcí mezi obalem elektrody, atmosférou u oblouku a tekutým kovem,
- Teplo způsobené změnou stavu oceli.

Teplo od elektrického oblouku je zdaleka nejvýznamnějším přispěvatelem. Teplo se rozptyluje:

- Do svařovaného prvku,
- Na roztavení elektrody,
- Do okolní atmosféry.

Metoda svařování	Účinnost $\eta_a$	
	Masubuchi [17]	Ouden, Hermans [41]
Obalenou elektrodou	66 – 85 %	70 – 90 %
Holou odtavující se elektrodou v ochranné atmosféře plynu (MIG, MAG)	66 – 70 %	60 – 90 %
Svařování netavící se elektrodou v ochranné atmosféře inertního plynu (GTA)	22 – 48 %	40 – 80 %
Svařování pod tavidlem	90 – 99 %	90 – 100 %

Tab. 3.1: Účinnost jednotlivých metod svařování měkké oceli

Č. metody	Metoda svařování	Účinnost $\eta_a$
121	svařování pod tavidlem drátovou elektrodou	1,0
111	ruční obloukové svařování obalenou elektrodou	0,8
114	obloukové svařování plněnou elektrodou bez ochranného plynu	0,8
131	obloukové svařování tavící se elektrodou v inertním plynu; MIG svařování	0,8
135	obloukové svařování tavící se elektrodou v aktivním plynu; MAG svařování	0,8
136	obloukové svařování tavidlem plněnou elektrodou v aktivním plynu	0,8
137	obloukové svařování tavidlem plněnou elektrodou v inertním plynu	0,8
138	obloukové svařování kovem plněnou elektrodou v aktivním plynu	0,8
139	obloukové svařování kovem plněnou elektrodou v inertním plynu	0,8
141	obloukové svařování wolframovou elektrodou v inertním plynu; WIG (TIG) svařování	0,6
15	plazmové svařování	0,6

Tab. 3.2: Účinnost jednotlivých metod svařování dle ČSN EN 1011-1 [42]

Účinnost svařování  $\eta_a$  je znázorněna v tab. 3.1 a tab. 3.2.

Efektivní intenzita svařování  $q$  je tedy:

$$q = \eta_a \cdot \frac{U \cdot I}{v} \quad (3.3)$$

$U$  elektrické napětí,  
 $I$  elektrický proud,  
 $v$  rychlost svařování.

Základní rovnice tepelné vodivosti je:

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} = Q_G + \frac{\partial}{\partial x} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( \lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (3.4)$$

$\rho$  hustota,  
 $c$  měrná tepelná kapacita,  
 $T$  teplota,  
 $t$  čas,  
 $\lambda$  tepelná vodivost,  
 $Q_G$  množství tepla přivedeného do objemu [ $^{\circ}\text{CJs}^{-1}\text{m}^{-3}$ ],  
 $x, y, z$  prostorové souřadnice.

Pokud jsou vlastnosti oceli uvažovány jako nezávislé na teplotě a  $Q_G = 0$ , lze rovnici zjednodušit:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\lambda}{\rho c} \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) \quad (3.5)$$

Průběh svařování lze rozdělit na tři fáze:

- Nárůst teploty na začátku svařování,
- Quasi-stacionární stav, kdy rozložení teploty je stejné kolem pohyblivého tepelného zdroje,
- Doba po svařování, kdy se teplota vyrovnává a klesá.

Zjednodušené matematické modely řeší pouze střední, quasi-stacionární stav.

Nejnámější, poměrně jednoduché a tedy nejpoužívanější analytické řešení chladnutí svaru přinesl Rosenthal [43, 44]. Postup je založen na předpokladu pohybujícího se bodového tepelného zdroje na rovinném povrchu. Zanedbává vyzařování tepla, fyzikální vlastnosti oceli

uvažuje konstantní na teplotě, je zanedbáno skupenské teplo tání a nedochází k přesunu tepla mezi ocelí a okolím. Rychlost chladnutí lze spočítat pomocí rovnice pro 2D (u prvků s relativně malými tloušťkami) a 3D vedení tepla:

$$2D: \quad \frac{\partial T}{\partial t} = - \frac{2 \cdot \pi \cdot \lambda^2 \cdot t_p^2 \cdot (T - T_0)^3}{\frac{\lambda}{\rho \cdot c} \cdot q^2} \quad (3.6)$$

$$3D: \quad \frac{\partial T}{\partial t} = - \frac{2 \cdot \pi \cdot \lambda \cdot (T - T_0)^2}{q} \quad (3.7)$$

$t_p$                       tloušťka plechu,  
 $T_0$                       počáteční teplota.

Rychlost chladnutí je potom ta větší z vypočítaných hodnot. Je závislá na tepelném příkonu, geometrii a tloušťce plechu a počáteční teplotě plechu. Mikrostrukturu svaru a tepelně ovlivněné oblasti lze zhruba předpovědět pomocí CCT (continuous cooling transformation) diagramů. Zdroj svařování a rychlost chladnutí by měly být kontrolovány. Pokud svar a tepelně ovlivněná oblast svaru (HAZ) chladne příliš rychle, vzniká v této oblasti křehký martenzit. Pomalé chladnutí na druhou stranu způsobuje vznik méně tažných struktur. Masubuchi [17] popisuje experimenty maximálního úhlu ohybu, vrubové houževnatosti a Vickersovy tvrdosti pro různé rychlosti chladnutí svaru z 800 °C na 500 °C  $\Delta t_{8/5}$ . Ideální rychlost chladnutí je mezi 15 a 30 s. Čas k vychladnutí z 800 °C na 500 °C lze vypočítat dle [41]:

$$2D: \quad \Delta t_{8/5} = \frac{q^2}{4 \cdot \pi \cdot \rho \cdot c \cdot \lambda \cdot t_p^2} \cdot \left[ \left( \frac{1}{500 - T_0} \right)^2 - \left( \frac{1}{800 - T_0} \right)^2 \right] \quad (3.8)$$

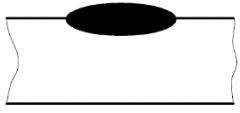
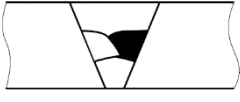
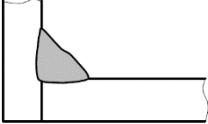
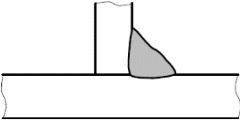
$$3D: \quad \Delta t_{8/5} = \frac{q}{2 \cdot \pi \cdot \lambda} \cdot \left[ \frac{1}{500 - T_0} - \frac{1}{800 - T_0} \right] \quad (3.9)$$

Uvedené vzorce platí pro svařování na nekonečném plechu. Norma ČSN EN 1011-2 [45] zjednodušuje vzorce na:

$$2D: \quad \Delta t_{8/5} = (430 - 0,43 \cdot T_0) \cdot \frac{q^2}{t_p^2} \cdot \left[ \left( \frac{1}{500 - T_0} \right)^2 - \left( \frac{1}{800 - T_0} \right)^2 \right] \cdot F_2 \quad (3.10)$$

$$3D: \quad \Delta t_{8/5} = (6,7 - 0,005 \cdot T_0) \cdot q \cdot \left[ \frac{1}{500 - T_0} - \frac{1}{800 - T_0} \right] \cdot F_3 \quad (3.11)$$

$F_2, F_3$  tvarové součinitele podle tab. 3.3.

Tvar svaru	Tvarový součinitel	
	$F_2$	$F_3$
	1	1
	0,9	0,9
	0,9 až 0,67	0,67
	0,45 až 0,67	0,67

Tab. 3.3: Tvarové součinitele dle [45]

Rozhodující je ta vyšší z obou hodnot pro 2D a 3D vedení tepla. Hranici mezi 2D a 3D přenosem tepla lze stanovit porovnáním obou vzorců. Pro počáteční teplotu 20 °C vychází hraniční tloušťka  $t_{2/3}$  [18]:

$$t_{2/3} = \sqrt{0,215 \cdot q} \quad (3.12)$$

Maximální teplotu  $T_p$  ve vzdálenosti  $r$  od svaru lze stanovit pomocí vztahů [41]:

$$2D: \quad T_p - T_0 = \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot e} \cdot \frac{q}{t_p \cdot \rho \cdot c \cdot r}} \quad (3.13)$$

$$3D: \quad T_p - T_0 = \frac{2 \cdot q}{\pi \cdot e \cdot \rho \cdot c \cdot r^2} \quad (3.14)$$

$e$  Eulerovo číslo ( $e \cong 2,718$ ).

Délkový a šířkový faktor pro modifikaci standardního teplotního pole lze určit dle [18]:

$$F_x = \frac{\Delta t_{8/5} \cdot v \cdot F_M \cdot F_L}{100} \quad (3.15)$$

$$F_y = \frac{Q \cdot F_N \cdot F_M \cdot F_L}{209,4 \cdot v \cdot t_p} \quad (3.16)$$

$F_M$  materiálový faktor ( $F_M = 1$  pro  $f_y = 235$  MPa;  $F_M = 1,25$  pro  $f_y = 355$  MPa),

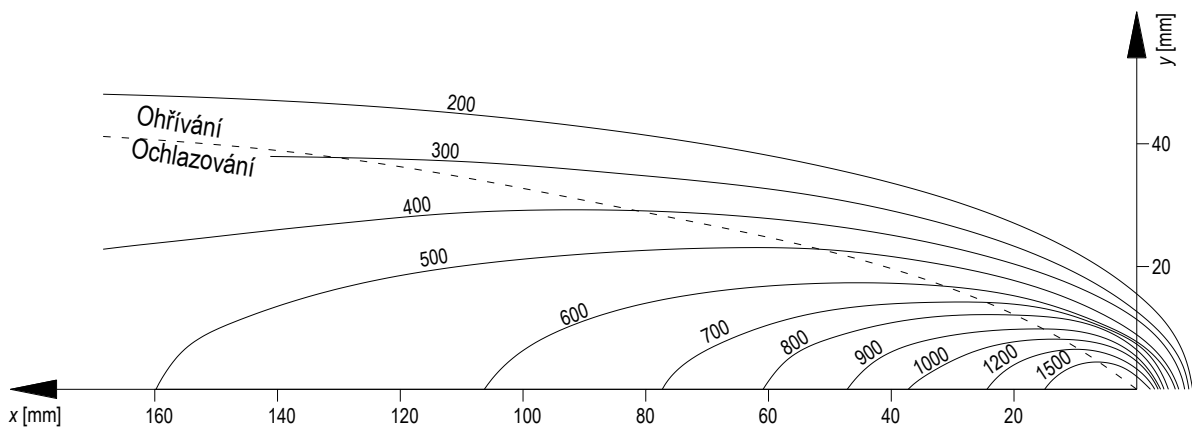
$F_L$  faktor délky svaru  $F_L = \min\left(1; \sqrt{\frac{L_w}{140}} + 0,03\right)$ ,

$L_w$  délka svaru.

Modifikované teplotní pole pro konkrétní případ lze určit dle obr. 3.2 a pomocí délkového a šířkového faktoru:

$$x_i = F_x \cdot x \quad (3.17)$$

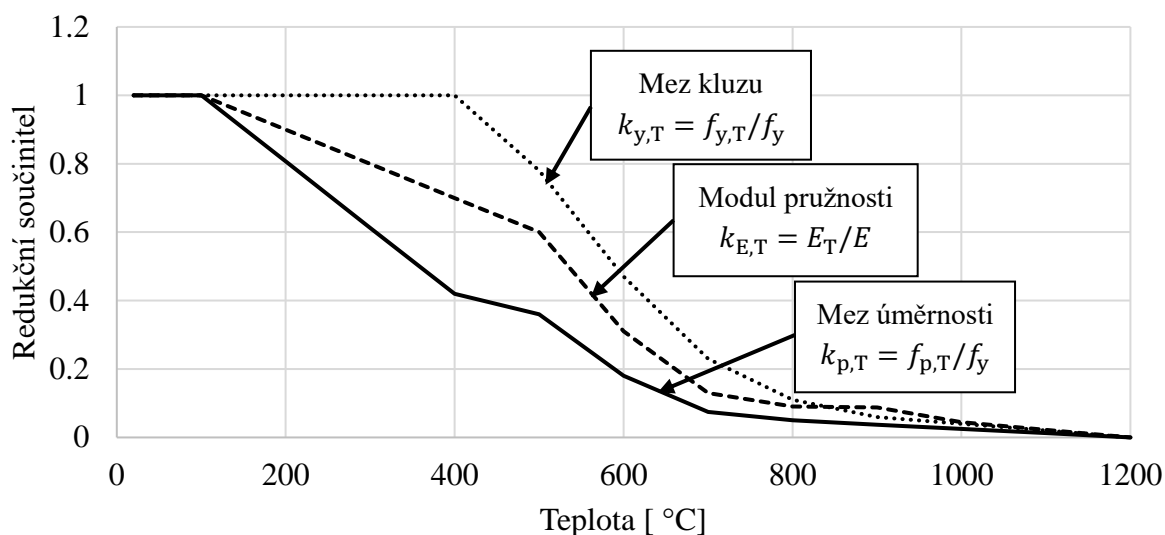
$$y_i = F_y \cdot y \quad (3.18)$$



Obr. 3.2: Teplotní pole za standardním svařovacím bodem [°C] [18]

### 3.2 REDUKCE ÚNOSNOSTI VLIVEM TEPLoty

Únosnost původního prvku je ovlivněna vysokými teplotami od svařování. Fyzikální a mechanické vlastnosti oceli rychle degradují se zvyšující se teplotou (viz obr. 3.3). Nejrychleji, už od 200 °C, klesá Youngův modul pružnosti  $E$ , což může být nebezpečné pro lokální i globální stabilitu prvků. Od 400 °C rychle klesá i mez kluzu.



Obr. 3.3: Redukční součinitele pro pracovní diagram podle ČSN EN 1993-1-2 [3]

### 3.2.1 Velikost oslabené průřezové plochy

Rozsah oslabení ovlivňuje velikost svaru, rychlost svařování a velikost původního průřezu. Ricker [6] uvádí, že svar oslabuje jen velmi malou oblast v blízkosti svaru. Česká norma na opravy mostů [2] nepovoluje zesilování pro stupeň zatížení  $\alpha_g$  větší než 0,5, což může být u subtilních lehkých průřezů nebezpečné a naopak u velmi masivních průřezů příliš konzervativní hodnota.

Velikost tepelně ovlivněné oblasti, stejně jako reziduální napětí a deformace, snižují přestávky mezi svařováním, elektrody menší tloušťky, menší plocha svaru, pomalé chladnutí a předehtání (nevhodné pro zesilování pod zatížením).

K účinku vlivu teplotních polí od svařování na oslabení průřezu lze použít nomogramy v publikaci Hünersena et al. [18]. Navrhují stanovit teplotu po průřezu v místě, kde jsou modul pružnosti a mez kluzu nejvíce redukovány na největší části průřezu, což bývá několik centimetrů za svarem (viz obr. 3.2) zhruba při teplotě 850 °C v místě svaru.

Pro určení meze kluzu materiálu navrhují použít křivku meze kluzu  $f_{y,T}$  v závislosti na teplotě  $T$ :

$$f_{y,T} = f_y \cdot \left[ 1 - \left( \frac{T - 20}{T_F - 20} \right)^2 \right] \quad (3.19)$$

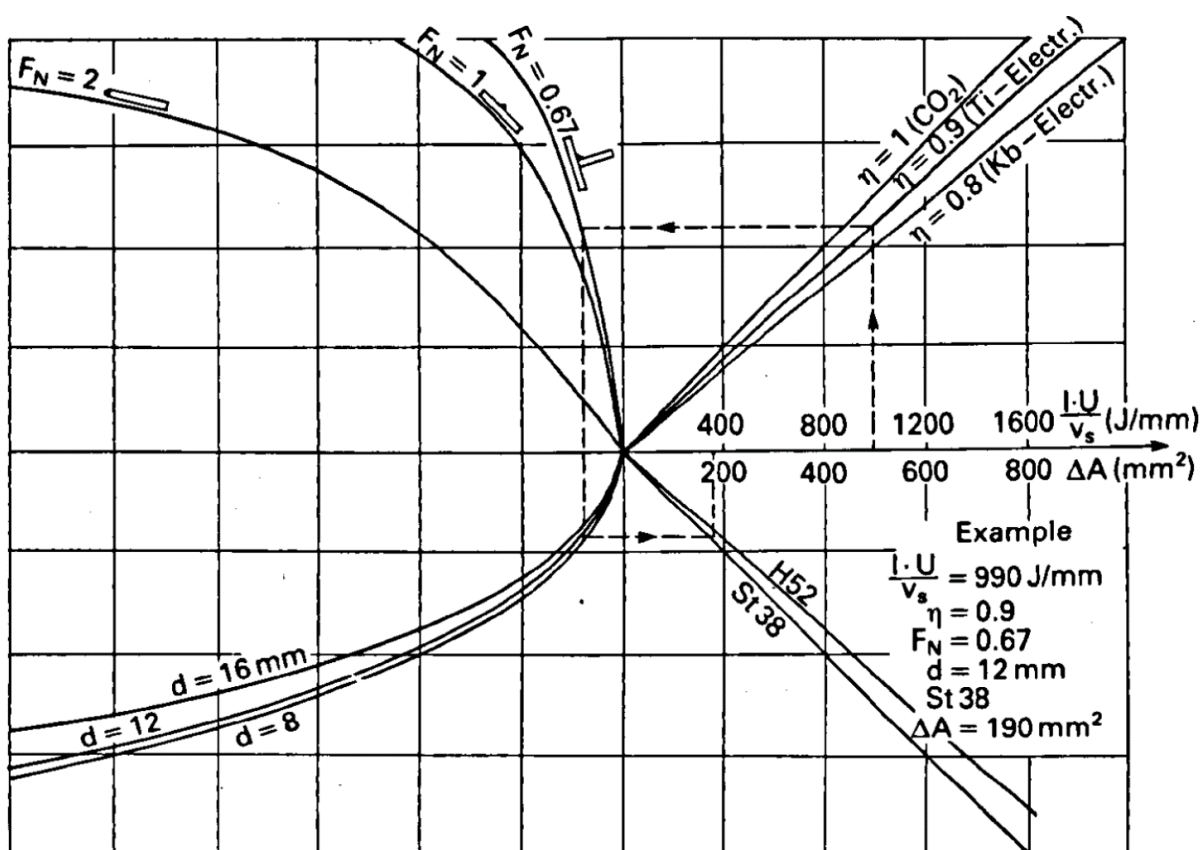
$T$  aktuální teplota,

$T_F$  teplota, pro kterou je  $f_{y,T} = 0$ ;  $T_F = 750$  °C pro ocel pevnostní třídy S235 a  $T_F = 850$  °C pro S355.

Po určení nejnepříznivějšího místa průřezu navrhuji rozdělit průřez podle izočár teploty a pro každou část  $A_i$  určit redukovanou část průřezu  $A_{red,i}$  v závislosti na mezi kluzu:

$$A_{red,i} = A_i \cdot \frac{f_{y,T}}{f_y} \quad (3.20)$$

Uvedený postup je pro praktický návrh příliš složitý a navíc stále obsahuje několik problémů a zjednodušení, například snížená mez kluzu  $f_{y,T}$  je nad 200 °C závislá na poměrném přetvoření  $\varepsilon$ . Hünersen et al. [18] vypracovali nomogram, do kterého vstupují elektrické napětí, elektrický proud, rychlost a účinnost svařování, počet přilehlých plechů, tloušťka plechů a typ oceli, a jehož výstupem je velikost redukované plochy (viz obr. 3.4).



Obr. 3.4: Nomogram pro určení velikosti oslabené plochy zvýšenou teplotou dle [18]

### Doporučení autora dizertační práce

Pro obecné případy navrhuji jednoduchý postup: zanedbat celou část průřezu, jejíž teplota je během svařování vyšší než 500 °C. Největším problémem je pak určení teplotního pole. To lze nejlépe ověřit experimentálně, například pomocí termočlánků, termokříd, numericky, či s použitím rovnic (3.10) až (3.18) a obr. 3.2.



Při průběžném svaru lze délku tepelně ovlivněné oblasti, která stále výrazně ovlivňuje mechanické vlastnosti oceli uvažovat jako:

$$L_{\text{temp}} = \Delta t_{8/5} \cdot v + 2 \cdot r_{500} \quad (3.21)$$

$r_{500}$  vzdálenost od osy svaru, kde maximální teplota  $T_p$  dosáhne 500 °C.

V případě kratšího či přerušovaného svaru lze výraz  $\Delta t_{8/5} \cdot v$  v rovnici (3.21) nahradit skutečnou délkou svaru.

### 3.2.2 Stanovení kritické síly původního oslabeného prutu

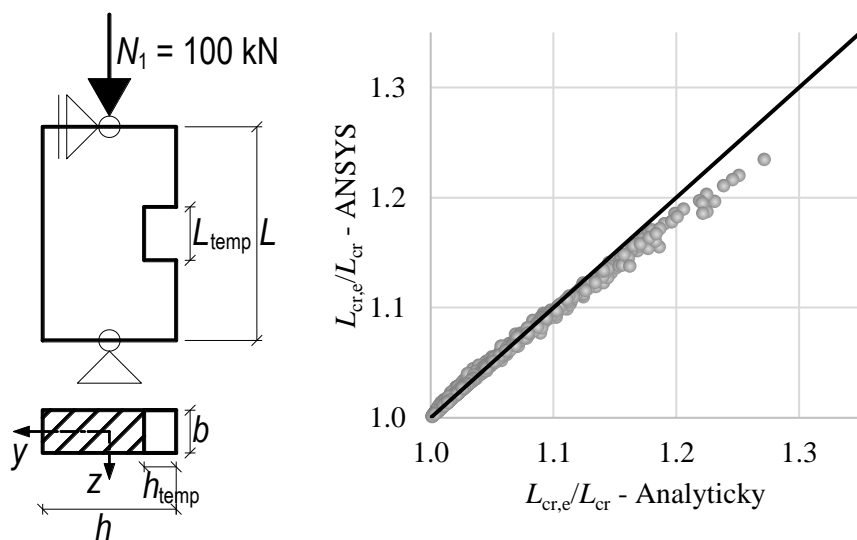
Pro stanovení nárůstu ekvivalentní vzpěrné délky prutu oslabeného teplotou  $L_{\text{cr,e}}$  oproti původní kritické délce  $L_{\text{cr}}$  autor vytvořil dvě série numerických modelů v programu ANSYS [46]. Byly použity prutové konečné prvky BEAM 189 se třemi uzly. Délka konečných prvků byla přibližně 20 mm. Modely prutů obdélníkového průřezu byly prostě uloženy a zatíženy osovou silou 100 kN. Oslabená část průřezu se nacházela ve středu prutu pouze na jedné straně průřezu.

První série obsahovala pruty, které vybočí kolem osy  $y$ . Jako proměnné v sérii modelů byly zvoleny délka  $L$  (1 až 5 m), šířka průřezu  $b$  (50 až 100 mm), výška průřezu  $h$  (200 až 300 mm), délka oslabení  $L_{\text{temp}}$  (100 až 500 mm) a výška oslabení  $h_{\text{temp}}$  (10 až 100 mm). Byla sledována pružná kritická síla vyhodnocená pomocí analýzy vlastních tvarů. Z této kritické síly byl dopočítán nárůst ekvivalentní vzpěrné délky  $L_{\text{cr,e}}/L_{\text{cr}}$ . Bylo vyhodnoceno 2 000 modelů. Kritická síla z numerických modelů byla získána jako násobek zatížení při analýze vlastních tvarů. Výsledky numerické studie lze proložit křivkou:

$$\frac{L_{\text{cr,e}}}{L_{\text{cr}}} = 1 - \frac{L_{\text{temp}}}{L} + \frac{I_0}{I_{\text{temp}}} \cdot \frac{L_{\text{temp}}}{L} \quad (3.22)$$

$L_{\text{cr,e}}$	ekvivalentní vzpěrná délka prutu oslabeného teplotou od svařování,
$L_{\text{cr}}$	vzpěrná délka původního prutu,
$L_{\text{temp}}$	délka oslabení teplotou,
$L$	délka prutu,
$I_0$	moment setrvačnosti původního průřezu,
$I_{\text{temp}}$	moment setrvačnosti účinné části průřezu oslabeného teplotou.

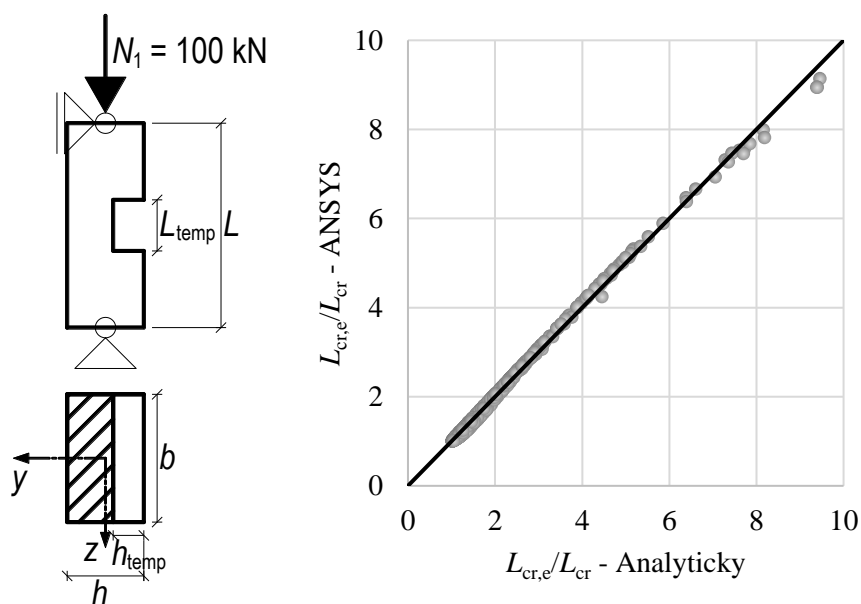
Srovnání výsledků numerické studie s analytickým vztahem dle rovnice (3.22) je znázorněno na obr. 3.5.



Obr. 3.5: Model prutu oslabeného teplotou vybočující kolem osy  $y$ ; srovnání analytického vztahu s výsledky numerických modelů

Druhá série obsahovala pruty, které vybočí kolem osy  $z$ . Jako proměnné v sérii modelů byly zvoleny délka  $L$  (1 až 5 m), šířka průřezu  $b$  (200 až 300 mm), výška průřezu  $h$  (100 až 200 mm), délka oslabení  $L_{temp}$  (100 až 500 mm) a výška oslabení  $h_{temp}$  (10 až 100 mm). Bylo vyhodnoceno dalších 2 000 modelů. Výsledky numerické studie lze proložit křivkou:

$$\frac{L_{cr,e}}{L_{cr}} = 1 - \left(\frac{L_{temp}}{L}\right)^{0,6} + \left(\frac{I_0}{I_{temp}} \cdot \frac{L_{temp}}{L}\right)^{0,6} \quad (3.23)$$



Obr. 3.6: Model prutu oslabeného teplotou vybočující kolem osy  $z$ ; srovnání analytického vztahu s výsledky numerických modelů

Srovnání výsledků numerické studie s analytickým vztahem dle rovnice (3.23) je znázorněno na obr. 3.6.

Ekvivalentní kritickou sílu při rovinném vzpěru určíme dle rovnice:

$$N_{cr,e} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_0}{L_{cr,e}^2} \quad (3.24)$$

Z ekvivalentní kritické síly spočítáme amplitudu ekvivalentní počáteční imperfekce prutu s oslabeným průřezem  $e_{temp}$ :

$$e_{temp} = \alpha \cdot (\bar{\lambda}_{temp} - 0,2) \cdot \frac{W_{el,0}}{A_0} \quad (3.25)$$

$\alpha$  součinitel imperfekce,

$W_{el,0}$  elastický modul původního průřezu kolem osy vybočení,

$A_0$  plocha původního průřezu.

Kde poměrnou štíhlost prutu s oslabeným průřezem  $\bar{\lambda}_{temp}$  určíme dle:

$$\bar{\lambda}_{temp} = \sqrt{\frac{A_0 \cdot f_y}{N_{cr,e}}} \quad (3.26)$$

### 3.2.3 Stanovení únosnosti

#### *Vybočení kolmo ke svaru (první série)*

Únosnost prutu lze stanovit pomocí metody druhého řádu. Výchylku pod původním zatížením  $u_{temp}$  určíme dle rovnice:

$$u_{temp} = \frac{1}{1 - \frac{N_1}{N_{cr,e}}} \cdot e_{temp} \quad (3.27)$$

V případě vybočení kolem osy  $y$  je nutné ještě zohlednit rozdíl mezi polohami těžišť původního a oslabeného průřezu kolmo na směr vybočení  $\Delta w$ .

$$w_{temp} = \Delta w \quad (3.28)$$

### ***Vybočení ke svaru (druhá série)***

K výchylce způsobené původním zatížením  $w_1$  musíme v případě vybočení směrem ke svaru přičíst rozdíl mezi polohami těžišť ve směru osy vybočení původního a oslabeného průřezu  $\Delta w$  a průhyb od jím způsobeného momentu:

$$w_{\text{temp}} = \frac{1}{1 - \frac{N_1}{N_{\text{cr},e}}} \cdot e_{\text{temp}} + \Delta w + \frac{5}{48} \cdot \frac{N_1 \cdot \Delta w \cdot L^2}{E \cdot I_0} \quad (3.29)$$

U druhé série je  $u_{\text{temp}} = \Delta u = 0$ .

### ***Stanovení napětí od původního zatížení v oslabené části původního průřezu***

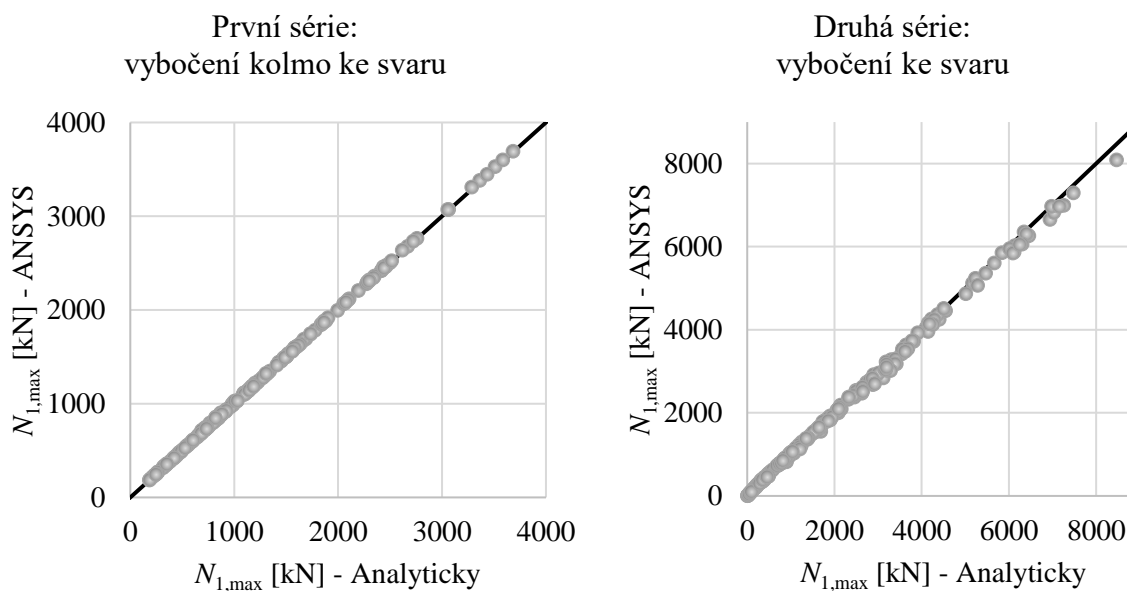
Maximální normálové napětí na nejvíce namáhané části průřezu (nejčastěji v blízkosti svaru) určíme dle:

$$\sigma_{x,1} = \frac{N_1}{A_{\text{temp}}} + \frac{u_{\text{temp}} \cdot N_1}{W_{y,\text{el,temp}}} + \frac{w_{\text{temp}} \cdot N_1}{W_{z,\text{el,temp}}} \leq f_y \quad (3.30)$$

$A_{\text{temp}}$  plocha účinné části průřezu oslabeného teplotou,

$W_{y,\text{el,temp}}$  elastický modul účinné části průřezu oslabeného teplotou k ose  $y$ ,

$W_{z,\text{el,temp}}$  elastický modul účinné části průřezu oslabeného teplotou k ose  $z$ .



Obr. 3.7: Maximální únosnost původního prutu oslabeného teplotou – srovnání analytického postupu a numerických modelu v ANSYS

Verifikace analytického postupu stanovení elastické únosnosti prutu oslabeného svarem byla provedena pomocí prutového modelu v programu ANSYS. Byly použity stejné typy modelů včetně uložení i proměnných rozměrů jako v kapitole 3.2.2. Byla použita geometricky nelineární analýza s elastickým materiálem. Únosnost byla určena lineární interpolací zatížení mezi dvěma kroky, mezi kterými byla dosažena mez kluzu  $f_y = 235$  MPa. Srovnání maximálních původních zatížení  $N_{1,max}$ , které je schopen původní prut oslabený teplotou bezpečně přenést, je na obr. 3.7. Každá série obsahovala 200 modelů.

Původní prut, který není oslabený vysokou teplotou od svařování, by vybočil pod původním zatížením o hodnotu:

$$w_{1,0} = \frac{1}{1 - \frac{N_1}{N_{cr}}} \cdot e_0 \quad (3.31)$$

Prut oslabený svarem dosáhne pod stejným zatížením  $N_1$  výchylky vyšší o hodnotu:

$$\Delta w_{temp} = w_{temp} - w_{1,0} - \Delta w \quad (3.32)$$

Toto zvýšení je výrazné zejména v případě vybočení ke svaru. Ve vyšetřovaném souboru první série (vybočení směrem kolmo ke svaru) dosahovalo zvýšení výchylky při maximálním přípustném původním zatížení průměrně 26 %, v případě druhé série (vybočení směrem ke svaru) průměrně až 102 %.

Po vychladnutí svaru je v případě nesymetrických svarů nutné ještě k průhybu přičíst i smrštění od svaru  $\Delta_{vert}$  dle rovnice (4.22) nebo (4.25). Celková amplituda počáteční imperfekce prutu svařovaného pod zatížením nesymetricky umístěným svarem  $w_0$  je tedy:

$$w_0 = e_0 + \Delta w_{temp} + \Delta_{vert} \quad (3.33)$$

Rovnice (3.33) platí pro pruty, jejichž tuhost se nezvýší při svařování, ale například je na ně pouze přivařen styčnickový plech, jak je popsáno v následující kapitole. Pro pruty, jejichž tuhost je zvýšena zesílením, je výchylka  $w_0$  ještě vyšší a je potřeba použít rovnici (4.21).

### 3.3 OVĚŘENÍ POSTUPU NA EXPERIMENTECH

Výše uvedený postup je ověřen na experimentech přivaření styčnickového podélně přivařeného plechu nebo příčně přivařené výztuhy ke sloupům uzavřeného kruhového průřezu s průměrem 48,6 mm a tloušťce stěny 2,4 mm. Sloupy byly kloubově uloženy a dlouhé 1,6 m [32]. Podrobně je rozebrán prvek C-1-S. Nejdříve je nutné spočítat tepelný příkon od svařování:

$$q = \frac{\eta_a \cdot U \cdot I}{v} = \frac{0,8 \cdot 25 \cdot 135}{5,3} = 509 \text{ J/mm} \quad (3.34)$$

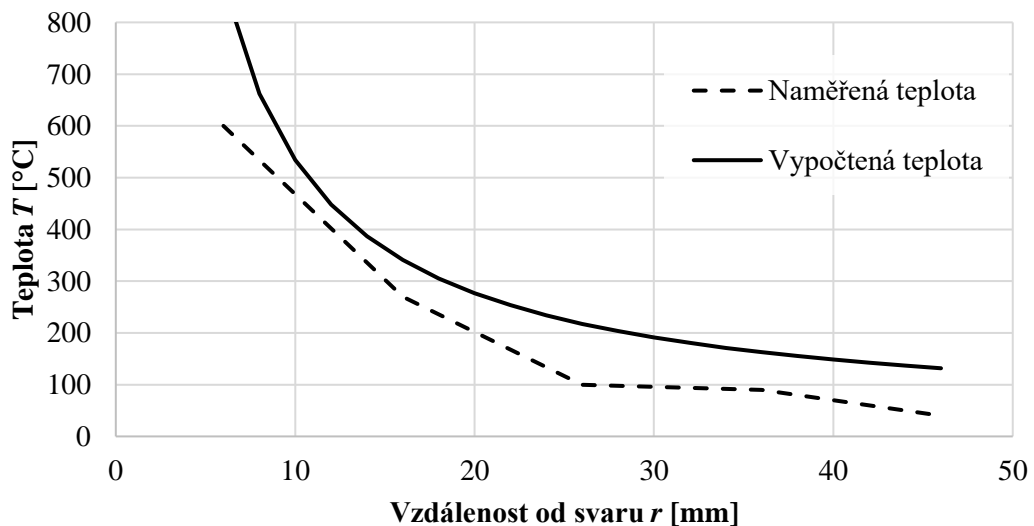
Dále spočítáme kritickou tloušťku, abychom určili, zda se jedná o 2D či 3D roznášení tepla:

$$t_{2/3} = \sqrt{0,215 \cdot q} = \sqrt{0,215 \cdot 509} = 10,5 \text{ mm} \quad (3.35)$$

Tloušťka stěny trubky  $t_p = 2,4 \text{ mm}$  je výrazně nižší než kritická tloušťka a tudíž se jedná o 2D roznos tepla. Poté je nutné spočítat vzdálenost od osy svaru, do které bude ocel neúčinná. Za neúčinnou je uvažována ocel s teplotou nad  $500 \text{ }^\circ\text{C}$ . Tato teplota je dosažena přibližně ve vzdálenosti  $10,7 \text{ mm}$  od svaru. Byla zvolena minimální hodnota tvarového součinitele  $F_2 = 0,45$  dle tab. 3.3, protože tloušťka styčnickového plechu  $t_G = 9 \text{ mm}$  je výrazně vyšší než tloušťka stěny trubky. Srovnání maximální teploty v závislosti na vzdálenosti od svaru je na obr. 3.8.

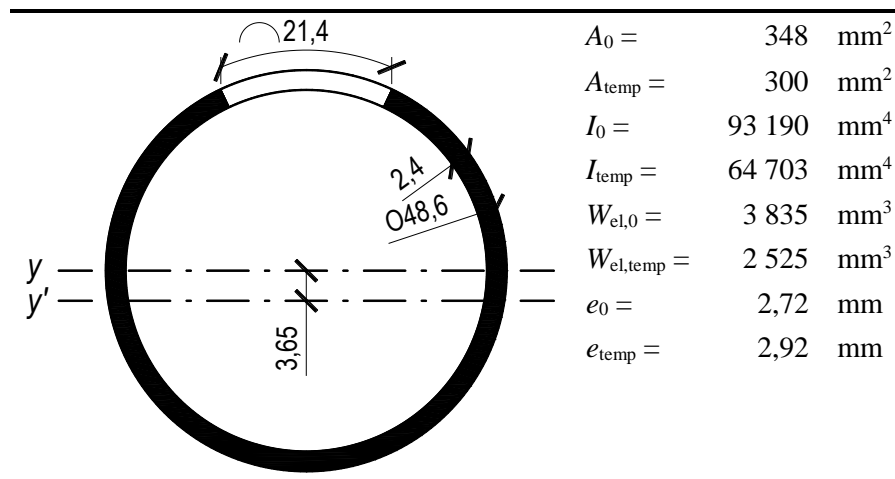
$$T_p = F_2 \cdot \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot e} \cdot \frac{q}{t_p \cdot \rho \cdot c \cdot r}} + T_0 \quad (3.36)$$

$$T_p = 0,45 \cdot \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot e} \cdot \frac{509}{2,4 \cdot 4,5 \cdot 10^{-3} \cdot 10,7}} + 20 = 500 \text{ }^\circ\text{C}$$



Obr. 3.8: Srovnání naměřené teploty dle [32] (Fig. 8) a vypočtené dle rovnice (3.13) s tvarovým součinitelem

Průřezové charakteristiky původní (označené indexem  $_0$ ) i oslabené, které uvažují pouze účinnou část průřezu (označené indexem  $_{temp}$ ) jsou uvedeny v tab. 3.4.



Tab. 3.4: Průřezové charakteristiky původního a oslabeného průřezu

Následně je třeba spočítat ekvivalentní kritickou délku a sílu dle rovnic (3.23) a (3.24).

$$\frac{L_{cr,e}}{L_{cr}} = 1 - \left(\frac{L_{\text{temp}}}{L}\right)^{0,6} + \left(\frac{I_0}{I_{\text{temp}}} \cdot \frac{L_{\text{temp}}}{L}\right)^{0,6} \quad (3.37)$$

$$\frac{L_{cr,e}}{L_{cr}} = 1 - \left(\frac{150 + 10,7 \cdot 2}{1\,600}\right)^{0,6} + \left(\frac{93\,190}{64\,703} \cdot \frac{150 + 10,7 \cdot 2}{1\,600}\right)^{0,6} = 1,064$$

$$N_{cr,e} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_0}{L_{cr,e}^2} = \frac{\pi^2 \cdot 210\,000 \cdot 93\,190}{1\,600^2} = 66,637 \text{ kN} \quad (3.38)$$

Dále určíme vybočení pod původním zatížením při svařování pro případ vybočení k oslabené části poblíž svaru:

$$w_{\text{temp}} = \frac{1}{1 - \frac{N_1}{N_{cr,e}}} \cdot e_{\text{temp}} + \Delta w + \frac{5}{48} \cdot \frac{N_1 \cdot \Delta w \cdot L^2}{E \cdot I_0} \quad (3.39)$$

$$w_{\text{temp}} = \frac{1}{1 - \frac{35\,000}{66\,637}} \cdot 2,92 + 3,65 + \frac{5}{48} \cdot \frac{35\,000 \cdot 3,65 \cdot 1\,600^2}{210\,000 \cdot 93\,190}$$

$$= 11,51 \text{ mm}$$

Nakonec je třeba posoudit normálové napětí k mezi kluzu materiálu:

$$\sigma_{x,1} = \frac{N_1}{A_{\text{temp}}} + \frac{w_{\text{temp}} \cdot N_1}{W_{e1,\text{temp}}} = \frac{35\,000}{300} + \frac{11,51 \cdot 35\,000}{2\,525} = 275 \text{ MPa} \quad (3.40)$$

$$\sigma_{x,1} = 275 \text{ MPa} \leq f_y = 410 \text{ MPa}$$

Výsledný průhyb bude vyšší než u prutu svařovaného bez zatížení o hodnotu:

$$\Delta w_{\text{temp}} = w_{\text{temp}} - w_{1,0} - \Delta w$$

$$\Delta w_{\text{temp}} = 11,51 - \frac{1}{1 - \frac{35\,000}{75\,448}} \cdot 2,72 - 3,65 = 2,81 \text{ mm} \quad (3.41)$$

Tato hodnota dobře koresponduje s rozdílem v počáteční imperfekci prvků C-1-S a C-1-0, který činil 2,1 mm. Abychom získali celkovou ekvivalentní počáteční imperfekci, musíme ještě připočíst průhyb od smrštění od svařování  $\Delta_{\text{vert}}$ , např. podle [47] – rovnice (4.22).

$$w_0 = e_0 + \Delta w_{\text{temp}} + \Delta_{\text{vert}} = 2,92 + 2,81 + 2,50 = 8,23 \text{ mm} \quad (3.42)$$

Další výsledky analytického řešení experimentů trubek z článku [32] jsou shrnuty v tab. 3.5. Uvedený analytický postup úspěšně předpověděl vybočení všech trubek, které selhaly v experimentu. Analytický postup předpokládá i vybočení trubky C-2-H, ke které byla přivařena výztuha přes 120° obvodu. Příliš bezpečné vyhodnocení je zřejmě z těchto důvodů:

- Začátek svaru nejspíše už zchladnul před dokončením celého svaru,
- Pro výpočet napětí by také bylo vhodné použít plastický modul průřezu místo elastického,
- Počáteční excentricita trubky v experimentu byla nižší,
- Ocel se vlivem zvýšené teploty rozpíná, tudíž během svařování se prvek prohýbá směrem ke svaru.

Prvek	$N_1$ [kN]	$w_{\text{temp}}$ [mm]	$\sigma_x$ [MPa]	$\Delta w_{\text{temp}}$ [mm]	$w_0$ [mm]	$\Delta w_{\text{temp,exp}}$ [mm]
C-1-H	28	10,06	$204 \leq 410$	2,10	7,52	1,2
C-1-S	35	11,51	$275 \leq 410$	2,81	8,23	2,1
<u>C-1-A</u>	<u>56</u>	<u>24,28</u>	<u><math>722 &gt; 410</math></u>	<u>10,23</u>	<u>15,65</u>	
C-2-H	28	27,31	$1253 > 410$	9,07	15,37	4,0
<u>C-2-S</u>	<u>35</u>	<u>32,61</u>	<u><math>1834 &gt; 410</math></u>	<u>13,63</u>	<u>19,94</u>	
<u>C-2-A</u>	<u>56</u>	<u>56,28</u>	<u><math>3317 &gt; 410</math></u>	<u>34,55</u>	<u>40,45</u>	

Tab. 3.5: Vybrané výsledky analytického řešení pro všechny kloubově uložené trubky z článku [32]; trubky, které selhaly v experimentu při svařování, jsou podtržené

Další ověření výpočtů na experimentech je popsáno zejména v kapitolách 5.6 a 5.4.1.

Pro praktické použití byla vytvořena tab. 4.1 s maximálními hodnotami stupně zatížení  $\alpha_g$  podle doporučeného postupu.



## 4 ÚNOSNOST PRUTŮ ZESÍLENÝCH POD ZATÍŽENÍM

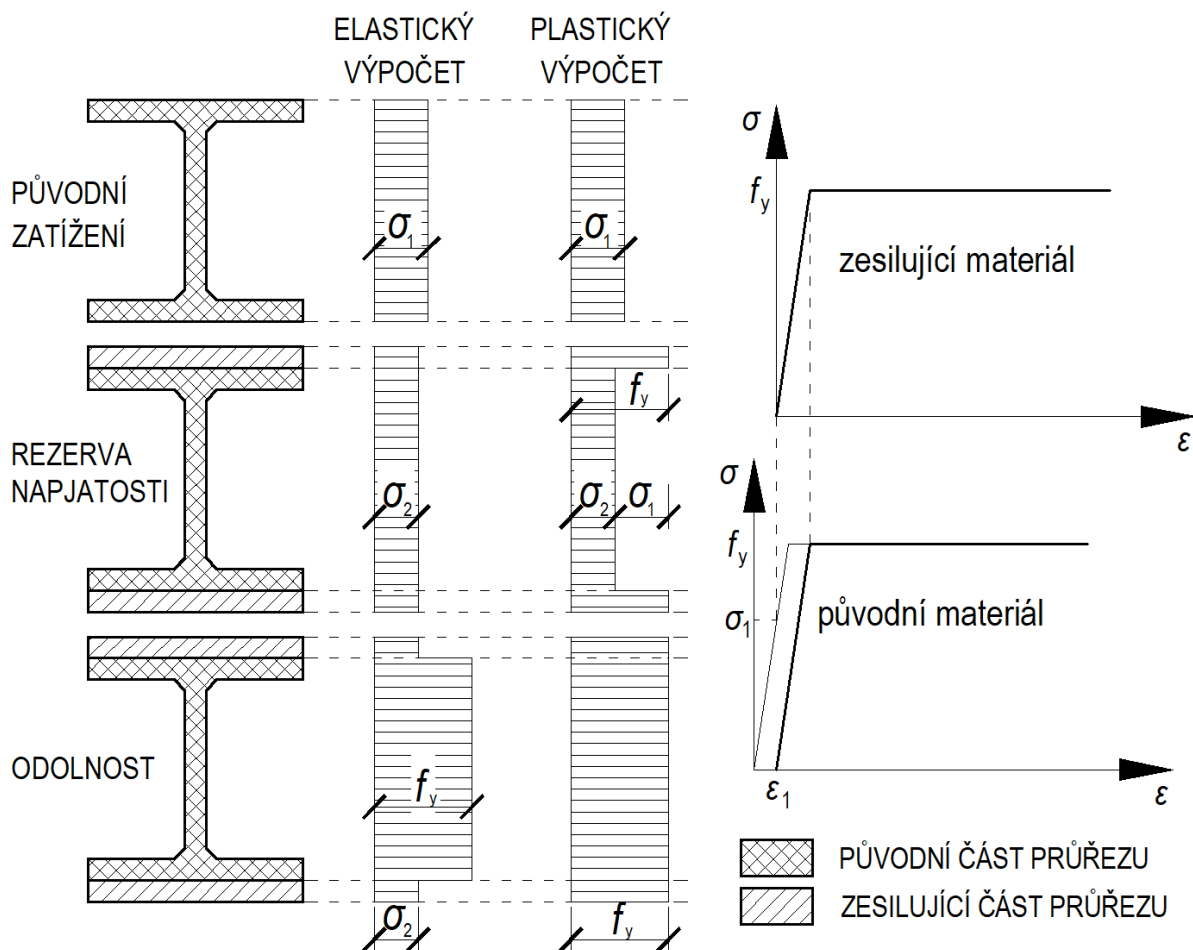
Stanovení únosnosti tlačených prutů vybraných průřezů zesílených pod zatížením je jedním z hlavních cílů práce. Tato kapitola rozebírá analytické metody.

### 4.1 TLAČENÉ PRUTY BEZ STABILITNÍCH PROBLÉMŮ

Pruty bez stabilitních problémů jsou všechny pruty tažené a pruty, u kterých nedochází ke vzpěru, klopení nebo boulení.

Při posuzování zesílení prvků lze použít dvě metody:

- Elastický výpočet – metoda dodržení limitu meze kluzu, případně jiné meze, například dovolené či únavové pevnosti,
- Plastický výpočet – metoda s využitím plastické rezervy v původním prvku.



Obr. 4.1: Rozdíl mezi elastickou a plastickou únosností; idealizované pracovní diagramy spolupůsobících původního a zesilujícího materiálu

Rozdíl mezi oběma metodami je znázorněn na obr. 4.1 pro původní i zesilující ocel se stejnou mezí kluzu.

#### 4.1.1 Elastická únosnost

Elastickou únosnost prutu zesíleného pod zatížením lze odvodit ze vzorce:

$$\frac{N_1}{N_{b,0,R}} + \frac{N_2}{N_{b,z,R}} \leq 1 \quad (4.1)$$

$N_1$	původní zatížení působící během zesilování,
$N_2$	zatížení aplikované po zesílení prvku,
$N_{b,0,R}$	únosnost původního prvku,
$N_{b,z,R}$	únosnost prvku zesíleného bez zatížení.

Vztah pro osově zatížený prut vypadá následovně:

$$\frac{N_1}{A_0 \cdot f_{y,0}} + \frac{N_2}{A_z \cdot f_{y,1}} \leq 1 \quad (4.2)$$

$f_{y,0}$	mez kluzu zesilované oceli,
$A_0$	plocha původního průřezu,
$f_{y,1}$	mez kluzu zesilující oceli (pro výpočet elastické únosnosti: $f_{y,0} \geq f_{y,1}$ ),
$A_z$	plocha zesíleného průřezu.

Pokud je tedy zesilování prutu posuzováno na elastickou únosnost, nemá význam zesilovat ocelí vyšší pevnosti, než z jaké je původní prvek. Teoreticky nejvýhodnější by bylo použít ocel s mezí kluzu:

$$f_{y,1} = f_{y,0} - \frac{N_1}{A_0} \quad (4.3)$$

#### 4.1.2 Plastická únosnost

Za předpokladu bilineárního pracovního diagramu (viz obr. 4.1) lze plastickou únosnost vypočítat podle vzorce:

$$N_{pl} = N_1 + N_2 = f_{y,0} \cdot A_0 + f_{y,1} \cdot (A_z - A_0) \quad (4.4)$$

Z Hookeova zákona vyplývá, že deformace při původním zatížení je:

$$\Delta L_{el,1} = \frac{N_1 \cdot L}{A_0 \cdot E} \quad (4.5)$$

$L$	délka osově zatíženého prutu,
$E$	Youngův modul pružnosti.

Deformaci, při které je dosažena mez kluzu na původní části průřezu, lze stanovit podle:

$$\Delta L_{el,2} = \frac{f_{y,0} \cdot L}{E} \quad (4.6)$$

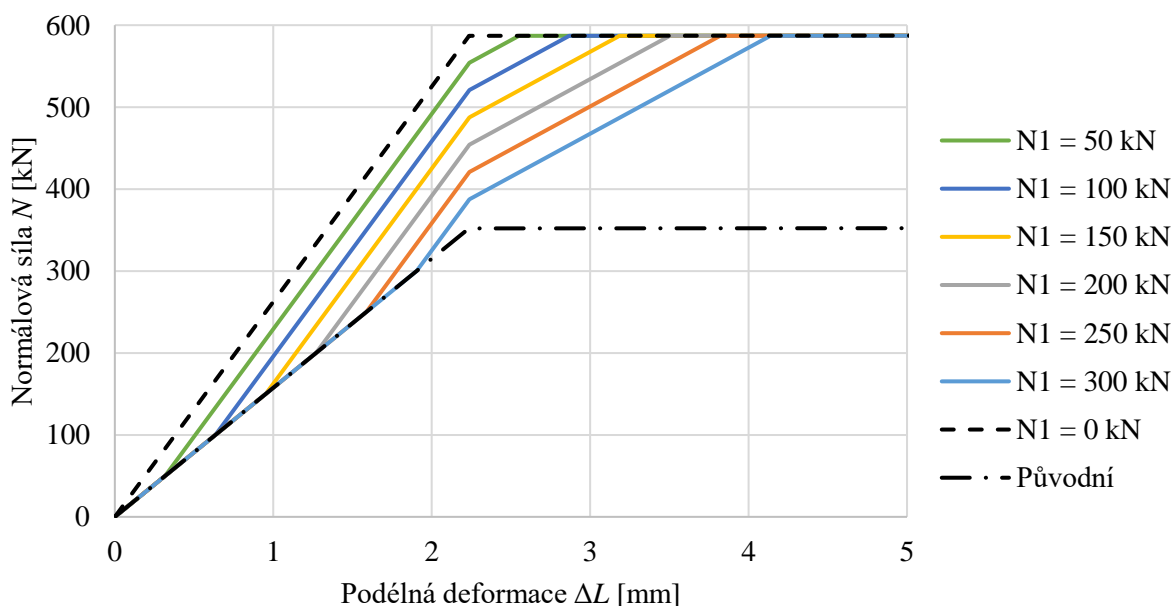
Deformace ve chvíli, kdy začne plastizovat i zesilující část průřezu, lze spočítat podle:

$$\Delta L_{pl} = \Delta L_{el,1} + \frac{f_{y,1} \cdot L}{E} \quad (4.7)$$

Ten platí za podmínky, že na původním průřezu je dosažena mez kluzu dříve než na zesilující části průřezu, tj.:

$$f_{y,1} \geq f_{y,0} - \frac{N_1}{A_0} \quad (4.8)$$

Příklady typických grafů zatížení – přetvoření zesílených tažených prutů z ocelí s idealizovanými pracovními diagramy jsou na obr. 4.2 (plocha původního průřezu  $A_0 = 1\,500\text{ mm}^2$ , plocha zesíleného průřezu  $A_z = 2\,500\text{ mm}^2$ , délka prutu  $L = 2\,000\text{ mm}$ , modul pružnosti  $E = 210\text{ GPa}$ , mez kluzu  $f_{y,0} = f_{y,1} = 235\text{ MPa}$ ). První zlom grafu znamená okamžik zesílení, druhý zlom je dosažení elastické únosnosti (neboli napětí na mezi úměrnosti  $\sigma_p$ ) a třetí zlom dosažení plastické únosnosti (meze kluzu  $f_y$  na celém průřezu). Dále už síla nemůže narůstat. Rozdíl mezi mezí kluzu a napětím na mezi úměrnosti značí hodnotu reziduálního napětí (u krátkých tlacených prutů lze experimentálně zjistit tlakové reziduální napětí  $\sigma_{rc}$  [9]).



Obr. 4.2: Analytický model závislosti normálové síly na zatížení pro tažený prut

Dříve používaná metoda mezních namáhání, na které je postavený elastický výpočet zesilování, dnes už není preferovaná a z důvodů značných materiálových úspor a stále dostatečné bezpečnosti se u prvků bez stabilitních problémů často povoluje plastifikace. Po překročení meze kluzu v původním průřezu a následném odtížení dochází k vyrovnávání napjatosti mezi původní a zesilující částí průřezu. Navíc hodnoty napětí bez uvažování reziduálních napětí od výroby, svařování atp. jsou zcela fiktivní. Proto je využití plastické rezervy namísto, nicméně je nutné vyhodnotit vliv vyšších deformací kvůli plastifikaci původního průřezu a smršťování od svařování na konstrukci a také zajistit, aby původní prvek měl stále dostatečnou únosnost pro původní zatížení, i když je oslaben zvýšenými teplotami od svařování.

## 4.2 PŘIBLIŽNÉ NÁVRHOVÉ METODY STANOVENÍ VZPĚRNÉ ÚNOSNOSTI

V této kapitole jsou představeny dvě značně zjednodušené návrhové metody dnes používané v ČR a v USA. Obě metody jsou velmi rozdílné, což ukazuje na nutnost a smysl třetí návrhové metody vyvinuté autorem, která byla ověřena na symetricky zesílených prutech.

### 4.2.1 Konzervativní přístup

Výpočet únosnosti nejvíce rozšířený v České republice podle Spala [4] vychází z předpokladu, že stabilitní problémy, tedy vzpěr či boulení, nejsou v době zesilování rozvinuty natolik, aby výrazně ovlivňovaly únosnost zesíleného prvku. Proto je součinitel vzpěrnosti pro zesílený prvek použit i u únosnosti původního zesilovaného prvku. Vliv reziduálních napětí od svařování je zanedbán. Spalův postup přebírají i moderní technické podmínky TP 42 [2], kde je pro tlačené prvky uveden vzorec:

$$1 \geq \frac{N_1}{\chi_z \cdot A_0 \cdot f_y} + \frac{N_2}{\chi_z \cdot A_z \cdot f_y} \quad (4.9)$$

$N_1$	původní zatížení působící během zesilování,
$\chi_z$	součinitel vzpěrnosti pro zesílený prvek,
$A_0$	plocha původního průřezu,
$f_y$	mez kluzu,
$N_2$	zatížení aplikované po zesílení prvku,
$A_z$	celková plocha zesíleného průřezu.

Tento vztah využívá princip elastického návrhu, i když zanedbává vliv lokálního boulení a pro únosnost původního prvku už používá součinitel vzpěru zesíleného prvku. Tento návrh je

značně konzervativní a neekonomický. TP 42 dále uvádí, že případy, kdy stupeň zatížení při zesilování  $\alpha_g > 0,5$  zpravidla vyžadují jinou formu rekonstrukce nebo odlehčení. Tento limit stupně zatížení je zejména pro prvky masivnějších průřezů rovněž konzervativní.

#### 4.2.2 Zanedbání vlivu původního zatížení

V USA je rozšířený přístup zanedbání oslabení únosnosti vlivem původního zatížení [14], prosazovaný zejména důležitými kapacitami v oboru Tallem [23] a Tidem [10]. Únosnost prutu zesíleného pod původním zatížením se předpokládá stejná jako únosnost prutu zesíleného bez zatížení, pokud je svařováním vneseno vhodné rozložení reziduálního napětí. Toho je dosaženo umístěním svarů co nejbližší okrajům pásnic prutů. Dowswell [48] upozorňuje, že umístění zesilovacích prvků i svarů musí být symetrické a prut musí zůstat rovinný s maximální amplitudou imperfekce  $L/1000$ . Při nesplnění těchto podmínek je nutné prvek navrhovat s uvážením přídatného momentu.

#### 4.2.3 Autorova metoda

Jak ukazují autorem provedené experimenty i numerické modely, původní zatížení mírně oslabuje únosnost prvku zesíleného pod zatížením. Konzervativní přístup používaný v ČR (popsaný v kapitole 4.2.1) vede zpravidla k vyšší spotřebě materiálu i zvýšení pracnosti. Na druhou stranu zanedbání původního zatížení používané v USA (kapitola 4.2.2) může být nebezpečné, zvláště s použitím evropských součinitelů spolehlivosti  $\gamma_{M1} = 1,0$  namísto amerického  $\phi = 0,9$  (návrhová metoda LRFD odpovídající návrhu podle mezních stavů používaných v evropských normách).

Jednoduchá návrhová metoda navržená autorem je založená na vztahu (4.9), který je doplněn o součinitel  $k$  nabývající hodnot od 0 (kompletní zanedbání vlivu původního zatížení) do 1 (elastický návrh).

$$\frac{k \cdot N_1}{\chi_0 \cdot A_0 \cdot f_y} + \frac{N_{b,s,R} - k \cdot N_1}{\chi_z \cdot A_z \cdot f_y} = \frac{k \cdot N_1}{N_{b,0,R}} + \frac{N_{b,s,R} - k \cdot N_1}{N_{b,z,R}} = 1 \quad (4.10)$$

Z rovnice (4.10) můžeme vyjádřit únosnost prutu zesíleného pod zatížením  $N_{b,s,R}$ .

$$N_{b,s,R} = N_{b,z,R} - k \cdot N_1 \cdot \left( \frac{N_{b,z,R}}{N_{b,0,R}} - 1 \right) \quad (4.11)$$

Pokud únosnost prutu zesíleného pod zatížením stanovujeme numericky nebo experimentálně, můžeme určit součinitel  $k$  dle následující rovnice, a tak určit jeho závislost na různých parametrech.

$$k = \frac{N_{b,0,R} \cdot N_{b,z,R} - N_{s,R} \cdot N_{b,0,R}}{N_1 \cdot N_{b,z,R} - N_1 \cdot N_{b,0,R}} \quad (4.12)$$

Z validovaných numerických modelů zesilování sloupů tvaru H a následného statistického vyhodnocení (viz kapitolu 6.1) vyplývá, že 95% kvantil součinitele  $k$  je cca 0,5.

Pro pruty, které jsou zesilované ocelmi jiné pevnosti než pevnost původního průřezu, lze použít přesnější vztah pro součinitel  $k$ :

$$k = \frac{f_{y,1}}{f_{y,0}} + \frac{\alpha_g}{4} + k' \quad (4.13)$$

$k'$  součinitel pro převod ze středních hodnot na charakteristické hodnoty,  
 $k' = 0,22$ .

Uvedené hodnoty součinitele  $k$  jsou ověřené pomocí dostatečného množství validovaných numerických modelů pro symetrické zesílení prvků tvaru H pásovinou přivařenou k okrajům pásnic. Metoda poskytuje konzervativní hodnoty únosnosti pro experimenty na prvcích průřezů HEA 100 a TR 76,1×6,3.

Pro praktické použití jednoduché návrhové metody byla vyhotovena tab. 4.1 dle postupu v kapitole 3.2, která uvádí maximální bezpečné hodnoty stupně zatížení  $\alpha_g$  pro různé tvary průřezu, osu namáhání, mez kluzu a délku prutu. Namáhání je uvažováno pouze osovou silou a selhání rovinným vzpěrem. Intenzita svařování je nastavena tak, aby teplota chladnutí z 800 °C na 500 °C,  $q_{8/5}$ , byla 20 s. Rychlost svařování je uvažována  $v = 3$  mm/s, okolní teplota  $T_0 = 20$  °C. Osa svaru je u otevřených průřezů předpokládána 5 mm od hrany pásnice. Je nutné upozornit, že hodnoty v tabulce neberou v úvahu limity mezních deformací.

Průřez	Osa namáhání	$f_y$ [MPa]	$L$ [m]	$\lambda$	$N_{b,0,Rd}$ [kN]	$q$ [J/mm]	$N_1$ [kN]	$\alpha_g$
HEA 100	měkká	235	2	0,849	315	1 061	230	0,73
HEA 100	měkká	235	3	1,273	200	1 061	162	0,81
HEA 100	měkká	355	2	1,043	389	1 061	298	0,77
HEA 100	měkká	355	3	1,564	222	1 061	190	0,86
HEA 200	měkká	235	3	0,640	963	1 327	783	0,81
HEA 200	měkká	235	4	0,854	795	1 327	665	0,84
HEA 200	měkká	355	3	0,787	1 281	1 327	1 062	0,83
HEA 200	měkká	355	4	1,049	978	1 327	845	0,86
HEA 100	tuhá	235	2	0,525	436	1 061	347	0,80
HEA 100	tuhá	235	3	0,788	365	1 061	300	0,82
HEA 100	tuhá	355	2	0,646	613	1 061	494	0,80
HEA 100	tuhá	355	3	0,968	465	1 061	397	0,85
HEA 200	tuhá	235	3	0,386	1 179	1 327	985	0,84
HEA 200	tuhá	235	4	0,514	1 110	1 327	911	0,82
HEA 200	tuhá	355	3	0,474	1 711	1 327	1 411	0,82
HEA 200	tuhá	355	4	0,632	1 568	1 327	1 270	0,81
IPE 200	měkká	235	2	0,954	420	1 128	314	0,75
IPE 200	měkká	235	3	1,431	247	1 128	210	0,85
IPE 200	měkká	355	2	1,173	499	1 128	398	0,80
IPE 200	měkká	355	3	1,759	265	1 128	236	0,89
IPE 300	měkká	235	3	0,953	792	1 420	644	0,81
IPE 300	měkká	235	4	1,271	558	1 420	486	0,87
IPE 300	měkká	355	3	1,172	943	1 420	805	0,85
IPE 300	měkká	355	4	1,562	612	1 420	556	0,91
CHS 60,3×5	-	235	1,5	0,814	161	810	129	0,80
CHS 60,3×5	-	235	2	1,085	124	810	105	0,85
CHS 60,3×5	-	355	1,5	1,000	205	810	170	0,83
CHS 60,3×5	-	355	2	1,333	139	810	125	0,90
CHS 88,9×6,3	-	235	3	1,091	231	1 021	209	0,90
CHS 88,9×6,3	-	235	4	1,454	151	1 021	143	0,95
CHS 88,9×6,3	-	355	3	1,341	260	1 021	244	0,94
CHS 88,9×6,3	-	355	4	1,787	159	1 021	153	0,97
CHS 139,7×8	-	235	3	0,685	665	1 297	603	0,91
CHS 139,7×8	-	235	4	0,913	564	1 297	520	0,92
CHS 139,7×8	-	355	3	0,842	906	1 297	828	0,91
CHS 139,7×8	-	355	4	1,122	683	1 297	645	0,94

Tab. 4.1: Maximální bezpečný stupeň zatížení  $\alpha_g$  při podélném svařování pod zatížením

Průřez	Osa namáhání	$f_y$ [MPa]	$L$ [m]	$\lambda$	$N_{b,0,Rd}$ [kN]	$q$ [J/mm]	$N_1$ [kN]	$\alpha_g$
CHS 193,7×10	-	235	3	0,491	1 257	1 621	1 171	0,93
CHS 193,7×10	-	235	4	0,655	1 177	1 621	1 097	0,93
CHS 193,7×10	-	355	3	0,604	1 821	1 621	1 695	0,93
CHS 193,7×10	-	355	4	0,805	1 625	1 621	1 521	0,94
SHS 80×5	-	235	2	0,698	293	810	260	0,89
SHS 80×5	-	235	3	1,046	219	810	202	0,92
SHS 80×5	-	355	2	0,857	397	810	357	0,90
SHS 80×5	-	355	3	1,286	250	810	238	0,95
SHS 140×8	-	235	3	0,595	868	1 297	809	0,93
SHS 140×8	-	235	4	0,793	778	1 297	730	0,94
SHS 140×8	-	355	3	0,731	1 224	1 297	1 145	0,94
SHS 140×8	-	355	4	0,975	1 004	1 297	956	0,95

Průřez	Osa namáhání	$f_y$ [MPa]	$L$ [m]	$\lambda$	$N_{b,0,Rd}$ [kN]	$q$ [J/mm]	$N_1$ [kN]	$\alpha_g$
--------	-----------------	----------------	------------	-----------	----------------------	---------------	---------------	------------

Tab. 4.1 (pokračování): Maximální bezpečný stupeň zatížení  $\alpha_g$  při podélném svařování pod zatížením

### 4.3 KOMPLEXNÍ METODA STANOVENÍ VZPĚRNÉ ÚNOSNOSTI

Původní zatížení působící na původní prut a případné nesymetrické svary způsobují zvětšení počáteční výchylky prutu zesíleného pod zatížením. Svařování má výrazný vliv na reziduální napětí v zesíleném prutu. Svar způsobí smrštění a ve svaru a v jeho blízkém okolí jsou tahová napětí, jejichž hodnoty mohou dosáhnout až meze kluzu; v ostatních částech průřezu vzniká tlakové napětí, které dosahuje přibližně 30 % meze kluzu [23].

Autorem navrhované, teoreticky poměrně přesné, analytické řešení upravuje součinitel imperfekce  $\alpha$  v důsledku působení dvou vlivů:

- Zvýšení počáteční výchylky podle autorem dále rozpracované teorie prof. Unterwehgera [7],
- Vlivu původního zatížení a zesilujícího svaru na standardní reziduální napětí využívající tečnového modulu pružnosti Engesserovy-Shanleyovy teorie [20, 49].

Toto řešení je aplikovatelné pro rovinný vzpěr prutu.

Dále lze postupovat podle postupu v EN 1993-1-1 [40]. Hodnotu pro výpočet součinitele vzpěrnosti  $\chi$  určíme podle vztahu:

$$\phi = 0,5 \cdot (1 + \eta + \bar{\lambda}^2) \quad (4.14)$$



$\bar{\lambda}$  poměrná štíhlost prutu.

Podle EN 1993-1-1 je součinitel imperfekce  $\eta$  vyjádřen:

$$\eta = \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) = e_0 \cdot \frac{A}{W} \quad (4.15)$$

$e_0$  ekvivalentní geometrická imperfekce prutu,

$W$  modul průřezu prutu kolem osy vybočení,

$A$  plocha průřezu prutu.

Konečně podle známých Perry-Robertsonových vztahů [50] můžeme vypočítat vzpěrnou únosnost tlačeného prutu:

$$\chi = \frac{N_{b,R}}{N_{pl}} = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \quad (4.16)$$

$N_{b,R}$  vzpěrná únosnost prutu,

$N_{pl}$  plastická únosnost prutu.

Na základě mnoha experimentů byly jednotlivým typům průřezů přiřazeny křivky vzpěrné pevnosti  $a_0$  až  $d$  s odpovídajícími součiniteli imperfekce  $\alpha$ . Právě součinitel imperfekce  $\alpha$  je v této komplexní metodě upravován na součinitel  $\alpha_{zr} = \alpha_z + \Delta\alpha$ , kde součinitel  $\alpha_z$  zohledňuje vliv zvýšení počáteční výchylky a součinitel  $\Delta\alpha$  vliv reziduálního napětí.

#### 4.3.1 Vliv zvýšení počáteční výchylky

Počáteční imperfekce prutů lze rozdělit do tří kategorií:

1. Geometrické odchylky (počáteční zakřivení osy prutu, excentricita působiště zatížení...)
2. Strukturální vady (rozptyl mechanických vlastností, vlastní pnutí...)
3. Konstrukční imperfekce (nedokonalosti provedení v uložení...)

Pro praktický návrh jsou všechny imperfekce převedeny na ekvivalentní geometrickou imperfekci  $e_0$  [40]. Tato ekvivalentní imperfekce je výrazně vyšší než skutečné počáteční vychýlení prutu od teoretické osy, pro které je v EN 1090-2 [51] stanoven limit v tabulkách D hodnotou  $L/750$ .

Vztah (4.15) je vhodný pro případné změny počáteční výchylky vlivem nesymetrického svařování nebo od původního zatížení původního prutu. Vliv zvýšeného počátečního přetvoření můžeme zahrnout do výpočtu modifikovaným součinitelem  $\alpha_z$ :

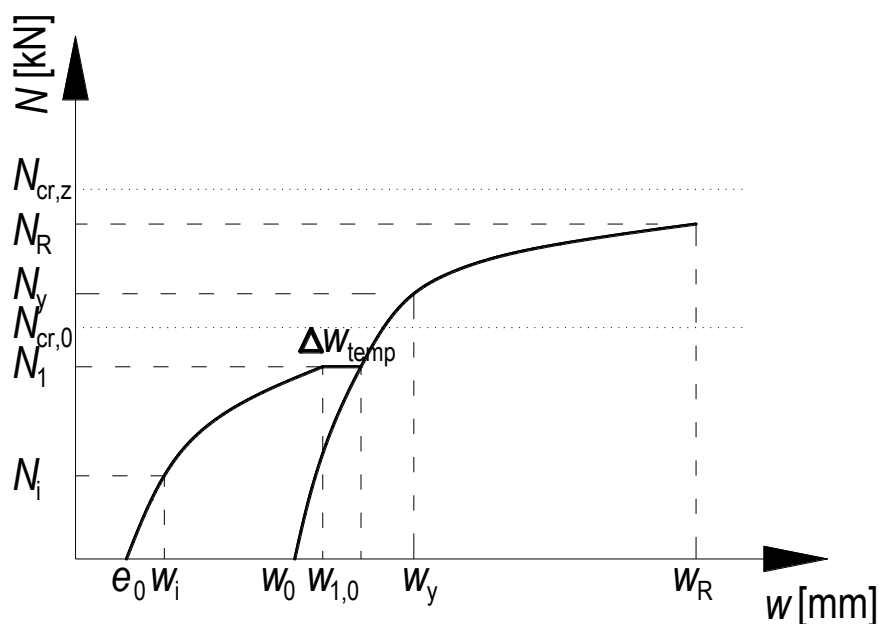
$$\frac{\alpha}{\alpha_z} \cong \frac{e_0}{w_0} \quad (4.17)$$

$$\alpha_z = \frac{w_0 \cdot A_z}{(\bar{\lambda} - 0,2) \cdot W_z} \quad (4.18)$$

$e_0$	ekvivalentní geometrická imperfekce původního prutu,
$w_0$	ekvivalentní geometrická imperfekce prutu zesíleného pod zatížením,
$A_z$	plocha průřezu zesíleného prutu,
$W_z$	modul průřezu zesíleného prutu pro rozhodující osu vybočení.

Ve vztahu (4.17) platí rovnost pouze při stejném poměru ploch a modulů průřezu původního a zesíleného prvku,  $A_0 / W_0 = A_z / W_z$ . Pokud je tento poměr jiný, dochází k drobným rozdílům při určení únosnosti prvku zesíleného bez zatížení podle následujícího postupu s  $N_1 = 0$  kN a podle standardního postupu v EN 1993-1-1 [40].

Pokud je původní prut s počáteční imperfekcí  $e_0$  zesílen při původním zatížení  $N_1$ , tak za předpokladu, že na významné části průřezu není při odtěžování přesahována mez kluzu (může nastat například v zesilujících svarech a v jejich blízkosti), lze uvažovat chování křivky výchylky v závislosti na osově tlakové síle podle obr. 4.3.



Obr. 4.3: Vzpěr prutu symetricky zesíleného pod zatížením

Výhylku  $w_i$  původního prutu v polovině výšky od původního zatížení lze určit podle:

$$w_i = \frac{1}{1 - \frac{N_i}{N_{cr,0}}} \cdot e_0 \quad (4.19)$$

$N_i$  aplikované osově zatížení,  
 $N_{cr,0}$  kritická síla původního prutu,  
 $e_0$  ekvivalentní geometrická imperfekce původního prutu.

Při dosazení původního zatížení  $N_1$  do vzorce (4.19) dostaneme výhylku při zesilování:

$$w_{1,0} = \frac{1}{1 - \frac{N_1}{N_{cr,0}}} \cdot e_0 \quad (4.20)$$

Z této výhylky  $w_{1,0}$ ,  $\Delta w_{temp}$  (zvýšení průhybu v důsledku svařování pod zatížením, rovnice (3.32)) a případně i  $\Delta_{vert}$  (zvýšení průhybu v důsledku nesymetrických svarů, rovnice (4.22) až (4.26)) můžeme určit počáteční imperfekci zesíleného prutu:

$$w_0 = (w_{1,0} + \Delta w_{temp} + \Delta_{vert}) \cdot \left(1 - \frac{N_1}{N_{cr,z}}\right) \quad (4.21)$$

$N_{cr,z}$  kritická síla zesíleného prutu.

### ***Nesymetrické svary***

V případě návrhu nesymetrického zesílení průřezu je nutné posoudit vliv reziduálního napětí a vzniklé deformace na vzpěrnou únosnost prutu. Nejvýraznější vliv má průhyb prutu od podélného smrštění nesouměrně umístěných svarů. Faltus [52] uvádí, že reziduální napětí a deformace je velmi náročné sledovat výpočtem. Tepelné pole od svařovací elektrody je různé podle intenzity zdroje a rychlosti jeho pohybu. Reziduální napětí a deformace snižují přestávky mezi svařováním, tenčí elektrody, menší svar, pomalé chladnutí a předehtání (nevhodné pro zesilování pod zatížením). Blodgett [47] navrhuje přibližný výpočet pro průhyb svařovaného prvku:

$$\Delta_{vert} = \frac{A_w \cdot d \cdot L^2}{200 \cdot I} \quad (4.22)$$

$A_w$  plocha svaru,  
 $d$  vzdálenost mezi těžištěm svařeného průřezu a těžištěm svaru,

$L$  délka prutu (v případě, že svar je průběžný přes celou délku),  
 $I$  moment setrvačnosti svařeného průřezu odolávající průhybu.

Hünnersen et al. [18] navrhnou podobnější rozbor.

- Zkrácení svařovaného prutu (v těžišti průřezu)

$$\Delta_{\text{lon}} = \frac{L_w}{E \cdot A} \cdot \sum_1^n k_i \cdot p_{s,i} \cdot A_{w,i} \quad (4.23)$$

$L_w$  délka svaru,  
 $A$  plocha průřezu svařovaného prutu,  
 $n$  počet svarů,  
 $k_i$  korekční součinitel  $i$ -tého svaru [53], na stranu bezpečnou  $k_i = 1,0$ ,  
 $p_{s,i}$  fiktivní smršťující napětí  $i$ -tého svaru,  $p_{s,i} = 10\,000$  MPa.

- Pootočení okraje svařovaného prutu:

$$\varphi = \frac{L_w}{E \cdot I} \cdot \sum_1^n k_i \cdot p_{s,i} \cdot A_{w,i} \cdot d \quad (4.24)$$

- Průhyb svařovaného prutu:

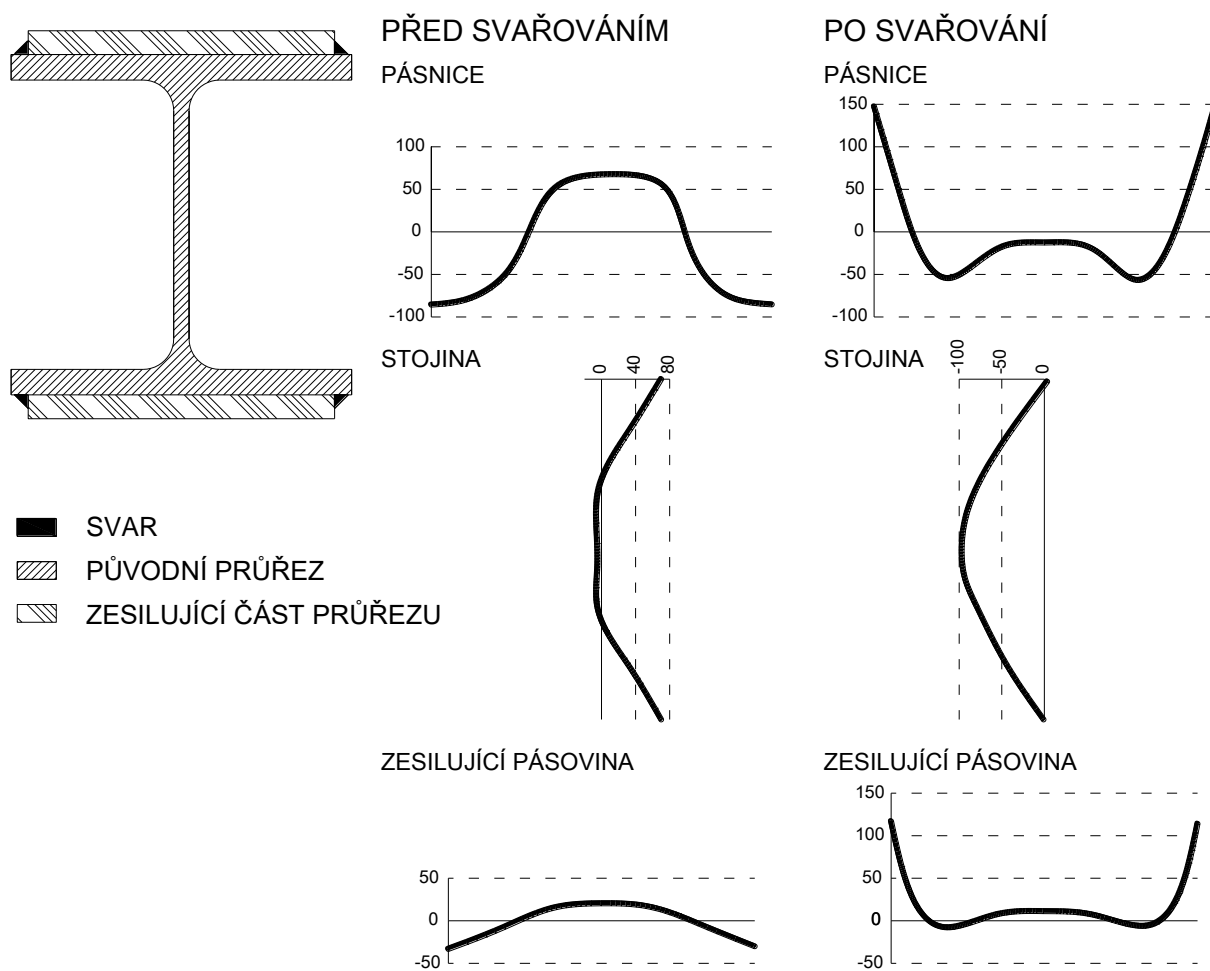
$$\Delta_{\text{vert}} = \frac{\varphi}{8} \cdot (2 \cdot L - L_w) \quad (4.25)$$

S použitím běžných hodnot vychází podle Hünnersena et al. [18] s konzervativním využitím součinitele  $k_i = 1$  mírně vyšší průhyb než podle Blodgetta [47]:

$$\Delta_{\text{vert}} = \frac{A_w \cdot d \cdot L^2}{168 \cdot I} \quad (4.26)$$

### 4.3.2 Vliv reziduálního napětí

Vysoká teplota způsobená svařováním a následné chladnutí vyvolává v průřezu výrazné reziduální napětí, zejména v podélném směru prutu. Tato napětí, pokud nejsou v rovnováze, způsobují deformace. Podle Březiny [49] se vlivem vlastního pnutí zaobluje pracovní diagram prutu po dosažení meze kluzu a snižuje se vzpěrná pevnost prutu v nepružném oboru.



Obr. 4.4: Residuální napětí pro válcovaný prvek HEB 200 a pásovinu od nerovnoměrného chladnutí před zesílením a změna reziduálních napětí po zesílení svařováním

Březina v kapitole 2.1.2. Vlastní pnutí [49, p. 92] uvádí: „Ve všech případech snižuje vlastní pnutí vzpěrnou pevnost prutu v nepružném oboru.“ Vhodným umístěním svaru však může být dosaženo vhodného rozložení reziduálního napětí, tj. tahové napětí na konci pásnic a tlakové napětí na stojině. Proto se nedoporučuje připojovat zesilující plechy svarem poblíž stojiny. Tall [23] dokládá experimentální výzkum, kde se pouze vnesením příznivých reziduálních napětí do prutu zvýšila jeho vzpěrná pevnost o 10 % a navrhuje pro pruty zesílené vhodným způsobem přesun do příznivější křivky vzpěrné pevnosti. Tento předpoklad potvrzují i experimenty Marzouka a Mohana [12]. Přibližné rozložení reziduálního napětí před svařováním a po svařování poblíž okrajů pásnic je na obr. 4.4. Tall se vlivem reziduálních napětí zabýval velmi zevrubně. Podle něj je příznivý vliv reziduálních napětí nižší u prvků velkých průřezů.

Podle mnohých výzkumů reziduálních napětí [54, 49, 55, 9, 23, 56] či dokumentů ECCS [57, 58] dosahuje reziduální napětí na válcovaných prutech a pásovinách běžně hodnoty 30 % meze kluzu. Na svařovaných prutech je běžně hodnota reziduálního napětí kolem 70 až 100 %

meze kluzu ve svaru a v blízkém okolí svaru. Pruty zesílené pod zatížením pomocí svařování dosahují často vyššího reziduálního napětí než běžné válcované pruty a velikost a rozložení tohoto reziduálního napětí lze do určité míry odhadnout.

U prutů vybočujících v pružném oboru není potřeba uvažovat s vlivem reziduálního napětí [22] a vzpěrnou únosnost zesíleného prutu lze spočítat s použitím modifikovaného součinitele  $\alpha_z$ . Pruty v pružném oboru jsou ty, pro jejichž štíhlost platí:

$$\lambda = \frac{L_{cr}}{i} \geq \pi \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y - \sigma_{rc}}} \quad (4.27)$$

$L_{cr}$             vzpěrná délka,  
 $i$                 poloměr setrvačnosti,  
 $\sigma_{rc}$             maximální hodnota tlakového reziduálního napětí.

V komplexním řešení je nutné u prutů náchylných ke vzpěru v nepružném oboru reziduální napětí uvážit. Redukovaný modul pružnosti využívá řešení Engesserovo-Kármánovo a uvažuje s odtížením na části průřezu vlivem ohybového momentu při vzpěru [49]. Shanley [59] rozvinul teorii vzpěru s tečnovým modulem pružnosti (1. Engesserova teorie). Ukázal, že vzpěr prutu může nastat kdykoliv mezi hodnotami kritické síly s tečnovým modulem pružnosti  $N_{cr,t}$  a kritické síly s redukovaným modulem pružnosti  $N_{cr,r}$ . Kritická síla využívající tečnový modul pružnosti tedy poskytuje konzervativní odhad vzpěrné únosnosti prutu a navíc lze jednodušeji stanovit.

$$N_{cr,t} = \frac{\pi^2 \cdot E_t \cdot I}{L_{cr}} \leq N_{cr,r} = \frac{\pi^2 \cdot E_r \cdot I}{L_{cr}} \leq N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{L_{cr}} \quad (4.28)$$

$E_t$             tečnový modul pružnosti,  
 $E_r$             redukovaný modul pružnosti.

Tečnový modul pružnosti můžeme určit z pracovního diagramu prutu, který můžeme získat buď z odhadu reziduálních napětí a nebo experimentálně na krátkých prutech (*stub column test* – standardizovaná zkouška [60]).

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = E \cdot \tau = E_t \quad (4.29)$$

Problém je, že z experimentu na prutu, který musí být dostatečně krátký, aby nebyl ovlivněn vzpěrem a dostatečně dlouhý, aby nebylo uvolněno reziduální napětí, nelze získat rozložení

reziduálního napětí a tím pádem funkci  $\tau_0$  pro různé směry vybočení na zatížení nezbytné pro určení kritické síly. Ze závislosti  $\tau_0(\sigma)$  můžeme určit z rovnováhy vnitřních sil kritickou sílu  $N_{cr,t}$ .

$$N_{cr,t} = \frac{\pi^2 \cdot E_t \cdot I}{L_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{L_{cr}^2} \cdot \frac{I_{el}}{I} = A \cdot \sigma_{cr,t} = A \cdot \sigma_{cr} \cdot \tau_0 \quad (4.30)$$

$$\sigma_{cr,t} = \frac{\pi^2 \cdot E_t \cdot I}{A \cdot L_{cr}^2} = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda^2} \cdot \frac{I_{el}}{I} = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda^2} \cdot \tau_0 = \sigma_{cr} \cdot \tau_0 \quad (4.31)$$

A štíhlost:

$$\lambda = \lambda_1 \cdot \sqrt{\frac{N_{pl}}{N_{cr,t}} \cdot \tau_0} = \lambda_1 \cdot \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,t}} \cdot \tau_0} = \sqrt{\frac{\pi^2 \cdot E}{f_y}} \cdot \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,t}} \cdot \tau_0} \quad (4.32)$$

Kde jsou součinitele:

$$\tau = \frac{E_t}{E} = \frac{A_{el}}{A}; \quad \tau_0 = \frac{I_{el}}{I} \quad (4.33)$$

$A_{el}$  část plochy průřezu v elastickém stavu,

$I_{el}$  moment setrvačnosti uvažující pouze elastickou oblast průřezu.

Reziduální napětí tedy v nepružném oboru snižuje kritickou sílu a tím zvyšuje štíhlost prutu. Vztah podle tečnového modulu pružnosti ovšem určí přímo únosnost prutu. Pro kombinaci vlivu zvýšení počátečního průhybu s vlivem reziduálního napětí je vhodné převést vliv reziduálního napětí také na modifikaci součinitele imperfekce  $\alpha$ .

K tomuto účelu byl autorem vytvořen rozsáhlý sešit v programu Microsoft Excel, kde pásnice, stojina i zesilující pásy jsou rozděleny na 20 dílků, kterým je přiřazeno reziduální napětí, v případě prutů zesílených pod zatížením včetně napětí od původního zatížení. Prut je uvažován na počátku v odtíženém stavu, takže původní zatížení způsobuje tlak v původním průřezu a tah v zesilujících pásech v závislosti na poměru ploch původního a zesíleného prutu. Pokud je přesažena mez kluzu, napětí je přerozděleno do zbývajících částí průřezu. Celý průřez je postupně zatěžován tlakovým napětím  $\sigma$  po krocích 1 MPa. Na každém dílku je vyhodnocováno napětí, a pokud přesáhne mez kluzu, tečnový modul pružnosti  $E_t$  je roven 0 MPa a tento dílek už dále nepřispívá k únosnosti prutu. Je uvažováno vybočení kolem tuhé osy  $y$  a měkké osy  $z$ . Momenty setrvačnosti  $I_{el}$  jsou s narůstajícím tlakovým zatížením

a deaktivací dílků postupně redukovány. Z aplikované tlakové síly  $N$  je možné určit kritickou délkou  $L_{cr}$ :

$$L_{cr} = \pi \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I_{el}}{N}} \quad (4.34)$$

$N$  aplikovaná síla,  $N = \sigma \cdot A$ .

Dále je stanovena kritická síla:

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I}{L_{cr}^2} \quad (4.35)$$

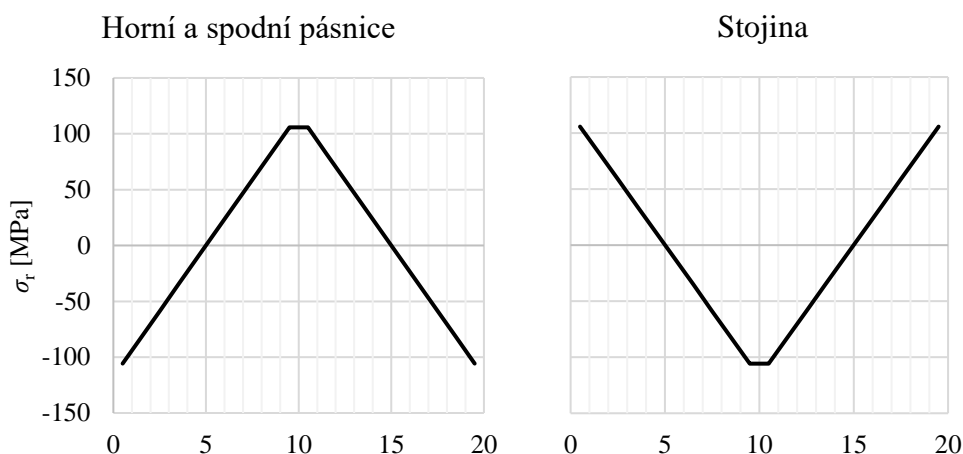
A následně poměrná štíhlost:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{cr}}} \quad (4.36)$$

Z grafu závislosti  $N / N_{pl}$  na poměrné štíhlosti  $\bar{\lambda}$  (viz obr. 4.7 a obr. 4.8) je možné numerickou integrací spočítat plochu pod křivkou a plochy pro jednotlivé stupně zatížení  $\alpha_g$  srovnat s plochami pod křivkami standardních vzpěrných křivek dle EN [40]. V grafu závislosti součinitele vzpěrnosti  $\chi$  na poměrné štíhlosti  $\bar{\lambda}$  v intervalu od 0 do 3 u křivek vzpěrných pevností a až d odpovídá změně plochy pod křivkou  $\Delta A = 0,1$  změna součinitele imperfekce  $\Delta \alpha = 0,198$ . Z rozdílu ploch  $\Delta A$  lze tedy určit rozdíl součinitele imperfekce  $\Delta \alpha$  a do rovnice (4.15) dosadit za součinitel imperfekce  $\alpha$  modifikovaný součinitel  $\alpha_z$  (zohledňuje zvýšení počáteční výchylky) +  $\Delta \alpha$  (zohledňuje změnu reziduálního napětí), čímž je vyřešen problém prutu zesíleného pod zatížením. Komplexním postupem jsme získali graf závislosti výchylky na zatížení i únosnost prutu.

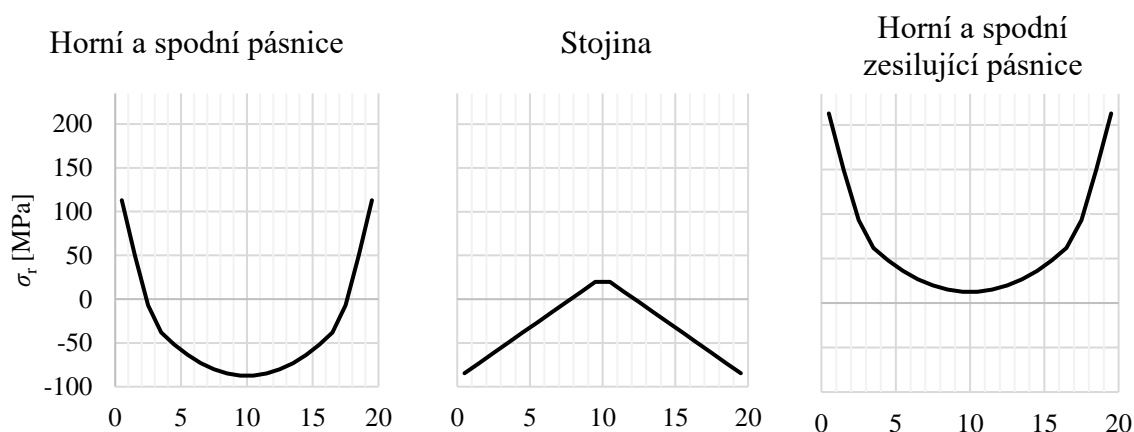
Postup je ilustrován na příkladu prutu HEA 100 zesíleného pomocí dvou pásovin o rozměrech  $80 \times 6$  mm přivařených rovnoběžně s pásnicemi. Všechny části jsou z oceli pevnostní třídy S235. Reziduální napětí na původním prutu je uvažováno dle doporučení ECCS [57] s lineárním průběhem a maximálními hodnotami tlakového i tahového napětí rovno  $0,5 f_y$  (viz obr. 4.5).





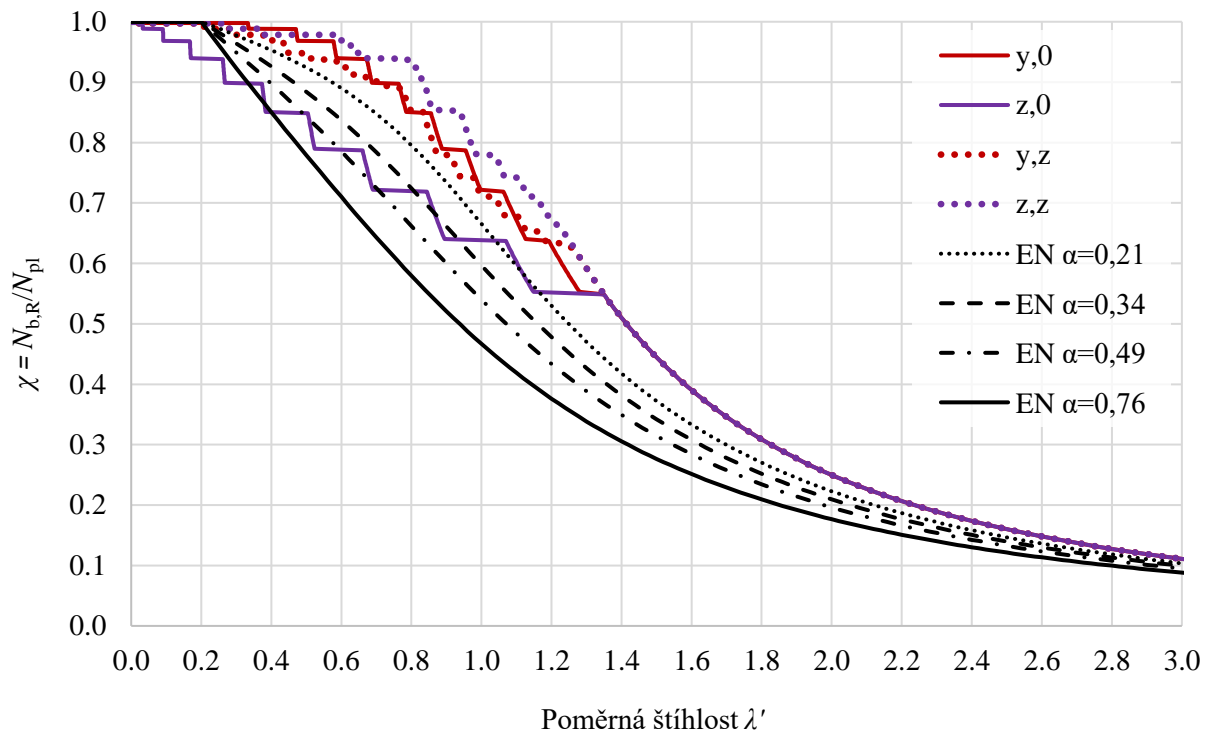
Obr. 4.5: Uvažované reziduální napětí pro válcovaný prvek HEA 100, vodorovná osa značí číslo dílku

Svařování pod zatížením změní rozložení reziduálního napětí. Napětí od svařování bylo uvažováno dle Al Aliho [61] a doplněno o napětí způsobené původním zatížením  $N_1 = 200$  kN. Reziduální napětí na odtíženém prutu je znázorněno na obr. 4.6.

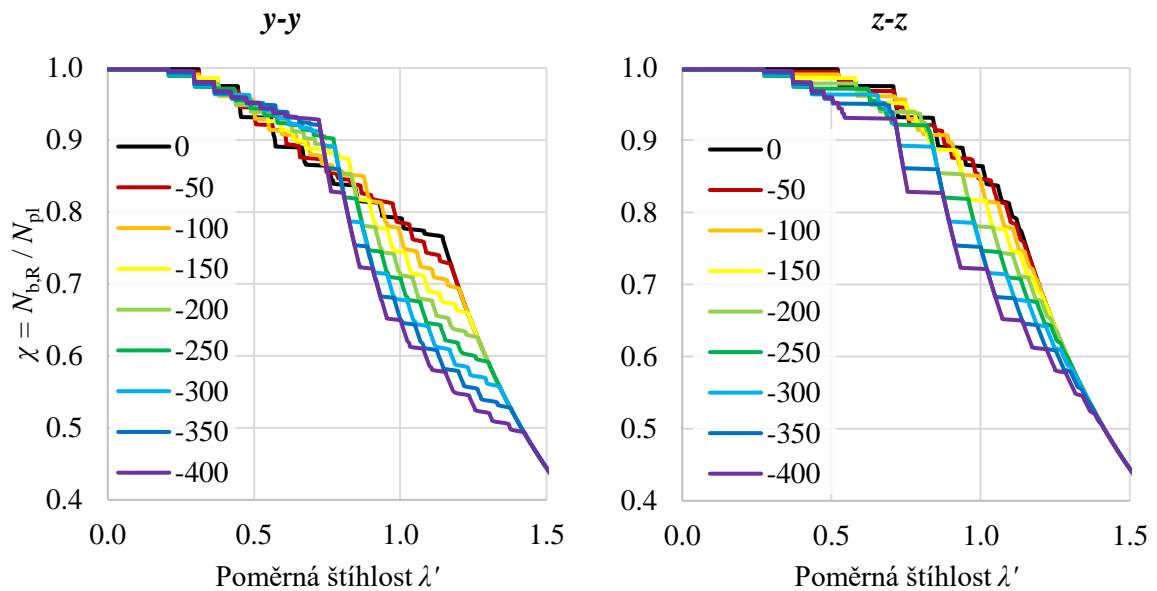


Obr. 4.6: Uvažované reziduální napětí pro zesílený prut

Závislost součinitele vzpěrnosti na poměrné štíhlosti je pro původní zatížení  $N_1 = 200$  kN znázorněno na obr. 4.7. Rozložení reziduálního napětí je po svařování zejména pro vybočení kolem měkké osy  $z$  daleko příznivější. Křivky se odchyľují od Eulerova vztahu při poměrné štíhlosti  $\bar{\lambda} = 1,35$ , kdy reziduální napětí začíná ovlivňovat únosnost prutu.

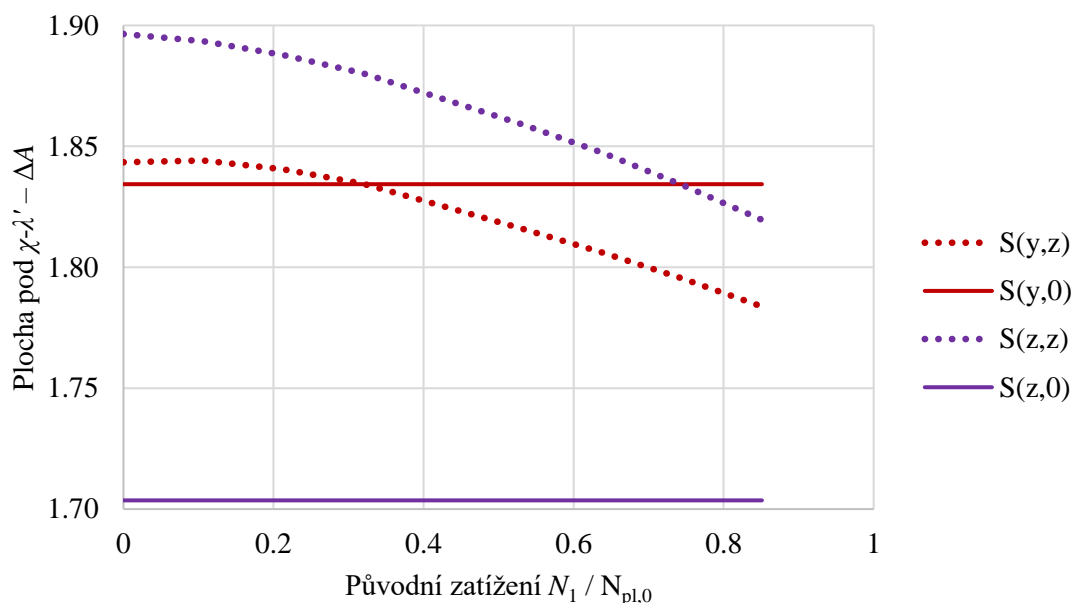


Obr. 4.7: Součinitel vzpěrnosti v závislosti na poměrné štíhlosti původního (značený indexem 0) a zesíleného (index z) prutu vybočujícího kolmo na osu y a osu z (první index v označení křivek); pro srovnání jsou přidány křivky vzpěrné pevnosti a až d



Obr. 4.8: Součinitel vzpěrnosti v závislosti na poměrné štíhlosti zesíleného prvku pod různými hodnotami původního zatížení  $N_1$

Důležité je srovnání křivek pro různé původní zatížení  $N_1$ , které je na obr. 4.8. Největší rozdíly v součiniteli vzpěrnosti jsou při poměrné štíhlosti  $\bar{\lambda} \sim 1$ .



Obr. 4.9: Plocha pod křivkou na obr. 4.8 v závislosti na původním zatížení

Jak je vidět na obr. 4.9, příznivé rozložení reziduálního napětí může vést ke zvýšení únosnosti prutu, tj. ke snížení součinitele imperfekce. Toto řešení navrhoval také Tall [23] a potvrzují ho i experimenty provedené Marzoukem a Mohanem [12].

Další ověření postupu na vlastních experimentech je uvedeno v kapitolách 5.2 a 5.3.

#### 4.4 ZESILOVÁNÍ OCELÍ JINÉ PEVNOSTI NEŽ PŮVODNÍ MATERIÁL

Původní konstrukce, které hodláme zesilovat pomocí současných materiálů, jsou často z historických ocelí, které mají jiné vlastnosti, zejména mez kluzu. Tradiční postup zesilování v ČR [4, 2] předpokládá, že zesilující plechy mají podobné vlastnosti jako původní prvek. Mnozí autoři prosazující návrh zesílení podle elastické únosnosti [6] tvrdí, že lze využít pouze pevnost materiálu:

$$f_{y,1} = f_{y,0} - \frac{N_1}{A_0} \quad (4.37)$$

$f_{y,1}$             využitelná hodnota meze kluzu zesilujících plechů,

$f_{y,0}$             mez kluzu původního prutu.

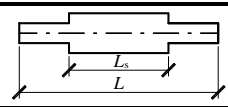
Pro analýzu zesilování pomocí ocele jiné pevnosti, než ze které je původní prvek, autor vytvořil parametrickou studii v programu ANSYS [46] na prutech průřezu tvaru H. Studie je poměrně rozsáhlá, ale neuvažuje s reziduálním napětím. Podrobně je popsána v kapitole 6.1.3. Vyplývá z ní, že použití zesilující oceli vyšší pevnosti, než je pevnost původního materiálu, má

smysl pouze v případě prutů s nízkou štíhlostí. V autorově zjednodušené návrhové metodě je součinitel  $k$  závislý na poměru mezi kluzu materiálů, jak je uvedeno v rovnici (4.13). V komplexní metodě je třeba rozdíl v mezi kluzu zohlednit při výpočtu součinitele  $\Delta\alpha$ .

#### 4.5 ZESILOVÁNÍ POUZE ČÁSTI DÉLKY PRUTU

Pruty často není možné zesílit po celé délce, například kvůli přípojům či konstrukci podlahy. V těchto případech je výhodné zesílit prut pouze po části jeho délky. Zesílením pouze části délky prutu je možné, zejména u štíhlých prutů, také ušetřit velké množství práce a materiálu při poměrně nízkém poklesu únosnosti. Pro tlačené pruty proměnného průřezu lze použít postup podle přílohy C.6 dnes už neplatné normy ČSN 73 1401 [62]. Nosníky se zabývali například Trahair a Kitipornchai [63].

Norma ČSN 73 1401 předepisuje postup zvětšení štíhlosti prutu součinitelem  $\gamma$  (viz tab. 4.2) z tabulky C.3 pro různé typy proměnného průřezu, poměry momentů setrvačnosti a délek silnějšího a slabšího průřezu. Postup platí pro kloubově uložený, centricky tlačený prut.

		$\kappa = L_s / L$			
		0,2	0,4	0,6	0,8
$I_{\min} / I_{\max}$	0,01	8,03	6,04	4,06	2,09
	0,1	2,69	2,02	1,48	1,07
	0,2	1,88	1,53	1,24	1,03
	0,4	1,39	1,22	1,08	1,01
	0,6	1,19	1,10	1,03	1,00
	0,8	1,07	1,03	1,01	1,00

Tab. 4.2: Vybrané hodnoty součinitele  $\gamma$  prutu proměnného průřezu z tabulky C.3 normy ČSN 73 1401 [62]

Součinitel vzpěru se počítá z průřezových charakteristik zesíleného prutu. Štíhlost se určí ze vztahu:

$$\lambda_e = \gamma \cdot L_{cr} \cdot \sqrt{A_z / I_z} \quad (4.38)$$

Návrhová únosnost průřezu v posuzovaném místě  $x$  lze stanovit podle:

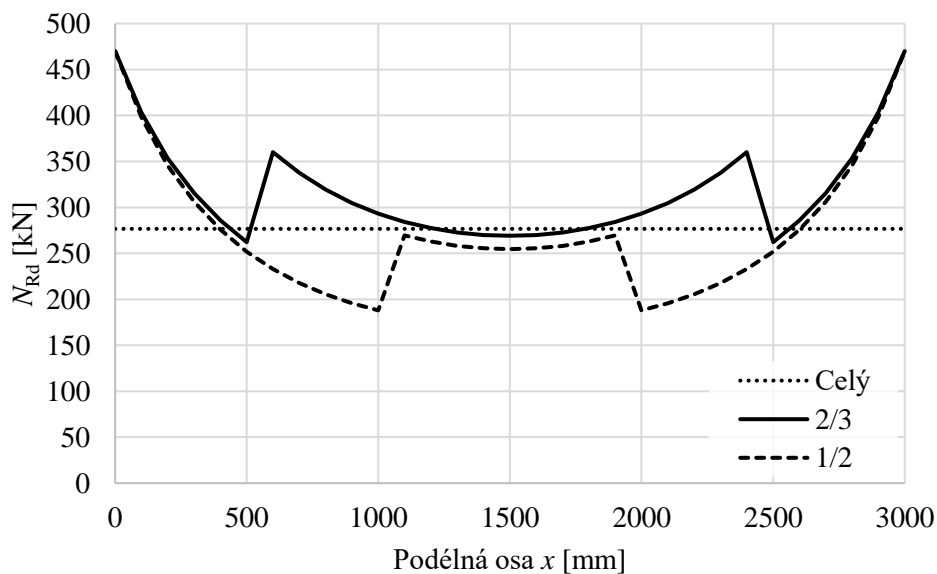
$$N_{Rd} = \chi_x \cdot A_x \cdot f_y / \gamma_{M1} \quad (4.39)$$

$A_x$  plocha průřezu v posuzovaném místě.

$$\frac{1}{\chi_x} = 1 + \left( \frac{1}{\chi_e} - 1 \right) \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (4.40)$$

$\chi_e$  součinitel vzpěrnosti pro poměrnou štíhlost  $\bar{\lambda}_e = \lambda_e/\lambda_1$ ,  
 $x$  pořadnice posuzovaného místa.

Na obr. 4.10 je uveden příklad kloubově uloženého centricky namáhaného prutu HEA 100 zesíleného pásovinami o průřezu  $80 \times 6$  mm rovnoběžně s pásnicemi. Uvažuje se selhání rovinným vzpěrem kolem měkké osy. Prut je nutné posoudit zejména v oblasti napojení zesilujících pásovin a uprostřed délky. Prut z oceli S235 zesílený přes celou svoji délku má návrhovou únosnost 277 kN, přes 2/3 délky 262 kN (redukce pouze 5 %) a přes 1/2 délky 188 kN (redukce 32 %).



Obr. 4.10: Pruty proměnného průřezu zesílené přes 2/3 délky a 1/2 délky, srovnání s únosností prutu zesíleného po celé délce

V tomto případě lze tedy zesílením pouze části délky prutu zajistit proveditelnost, i pokud jsou okraje prutu nedostupné, a ušetřit významné množství materiálu i práce.

## 5 EXPERIMENTÁLNÍ VÝZKUM

Tato kapitola popisuje autorův experimentální výzkum z let 2014 až 2017, který slouží k validaci analytických modelů popisovaných v předchozích kapitolách a numerických modelů v následující kapitole. Experimenty byly provedeny v laboratoři Ústavu kovových a dřevěných konstrukcí Fakulty stavební VUT v Brně a v centru AdMaS. Jsou v následujících kapitolách řazeny chronologicky.

### 5.1 T PRŮŘEZ

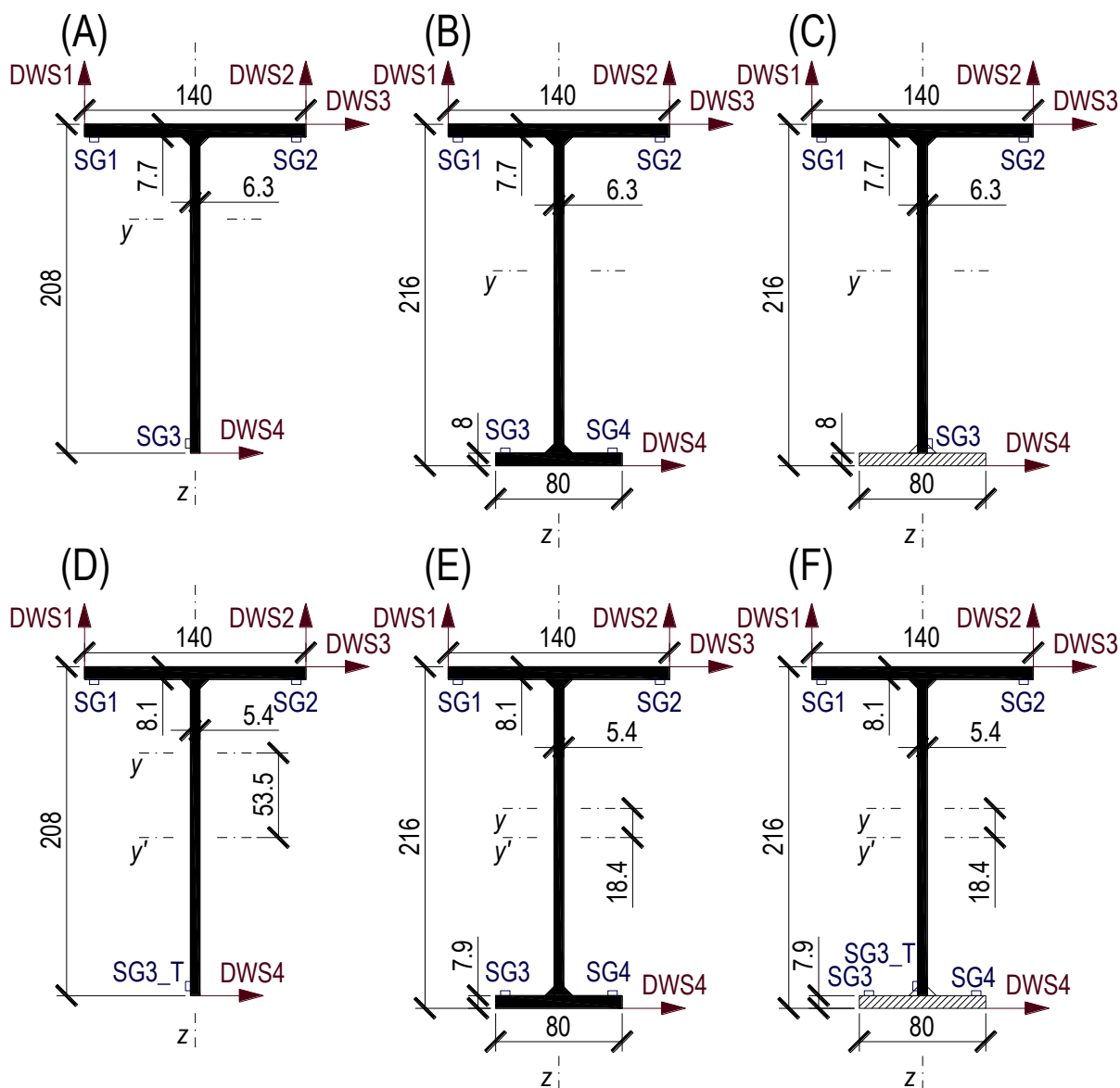
Za účelem sledování vlivu boulení stěn bylo pro experimentální výzkum zesilování tlačných prutů průřezu tvaru T zvoleno šest setů prutů označených (A) až (F). Jejich průřezy jsou na obr. 5.1. Každý set obsahoval tři pruty značené 1 až 3. Všechny pruty měly délku 3 m a byly svařované průběžným koutovým svarem o účinné výšce 4 mm. V setu (A) byly pruty s průřezem tvaru T svařené z pásnice o rozměrech  $140 \times 7,7$  mm a stojiny o rozměrech  $200 \times 6,3$  mm. Podle EN 1993-1-1 [40] byl průřez zatříděn do třídy 4. Pruty setu (B) měly jednoose symetrický I průřez o rozměrech stojiny  $200 \times 6,3$  mm a pásnic  $140 \times 7,7$  mm a  $80 \times 8,0$  mm. Tyto pruty byly třídy 2. Sety (A) a (B) byly monotonicky zatíženy až do kolapsu a sloužily k porovnání chování a odolnosti prutů zesílených pod zatížením. Set (C) obsahoval pruty stejného průřezu jako pruty ze setu (A). Nejprve byly zatíženy přibližně polovinou průměrné únosnosti prutů ze setu (A) – 70 kN, takže stupeň zatížení  $\alpha_g$  byl přibližně 0,5, což je dle TP 42 [2] maximální přípustná hodnota. Hodnota zatížení byla držena na přibližně konstantní úrovni a pod zatížením byla přivařována druhá, kratší pásnice. Výsledný průřez prutů ze setu (C) byl potom stejný jako průřez prutů ze setu (B). Po dokončení svařování a vychladnutí byly pruty zatíženy až do kolapsu.

Pruty byly uloženy na břitových ložiscích (obr. 5.3), které u setů (A), (B) a (C) zajišťovaly vetknutí kolem tuhé osy  $y$  a kloubové uložení kolem měkké osy  $z$ . Pruty ze setů (D), (E) a (F) byly vetknuty kolem měkké osy  $z$  a kloubově uloženy kolem tuhé osy  $y'$ . V tomto případě byl břit ložiska posunut oproti těžišťové ose  $y$  o 53,5 mm v případě setu (D) a o 18,4 mm v případě setů (E) a (F).

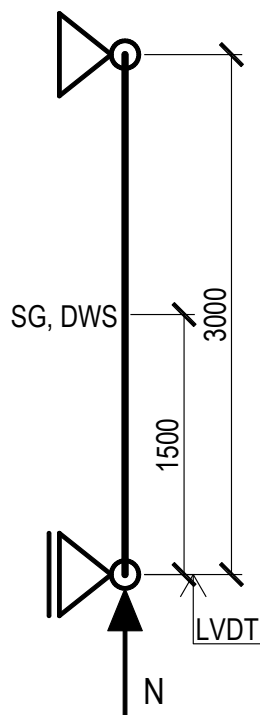
Sety (D), (E) a (F) odpovídaly setům (A), (B) a (C), ale byly kloubově uloženy na tuhou osu. Na tyto tři sety byla použita jiná série plechů. Delší pásnice měla rozměry  $140 \times 8,1$  mm, stojina  $200 \times 5,4$  mm a kratší pásnice  $80 \times 7,9$  mm.

Všechny pruty byly zatěžovány zesponu hydraulickým válcem (obr. 5.2). V polovině výšky prutu byly měřeny posunutí pomocí čtyř lankových potenciometrických snímačů polohy

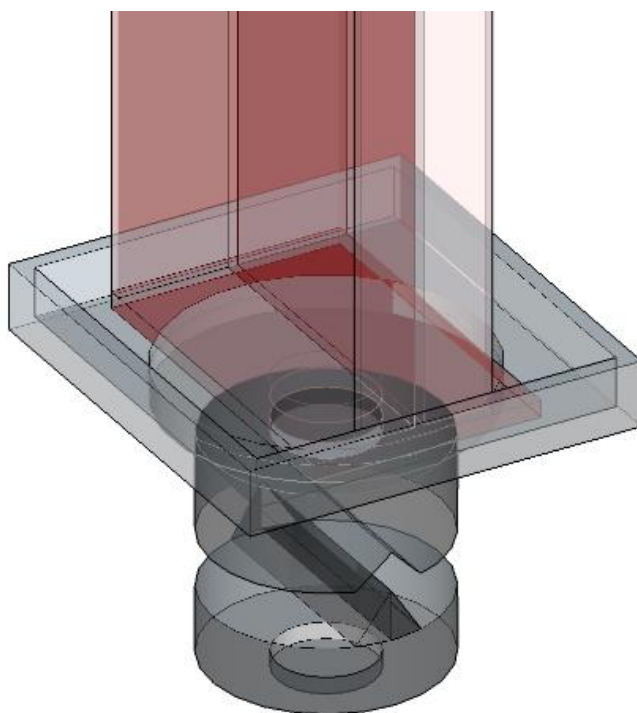
a přetvoření pomocí tenzometrů. Poloha tenzometrů je vidět na obr. 5.1. Rovněž byla zaznamenávána síla vyvozovaná zatěžovacím válcem a vertikální posunutí pomocí indukčního snímače polohy. Přesné tloušťky byly měřeny pomocí šuplery. Po skončení experimentu byla z prutů odřezána zkušební tělesa na tahové zkoušky pro určení mechanických vlastností materiálu dle normy ČSN EN ISO 6892-1 [64]. Pro určení počátečních imperfekcí byla použita metoda Southwellovy přímky [65].



Obr. 5.1: Průřezy šesti setů zkušebních těles a pozice tenzometrů (SG)



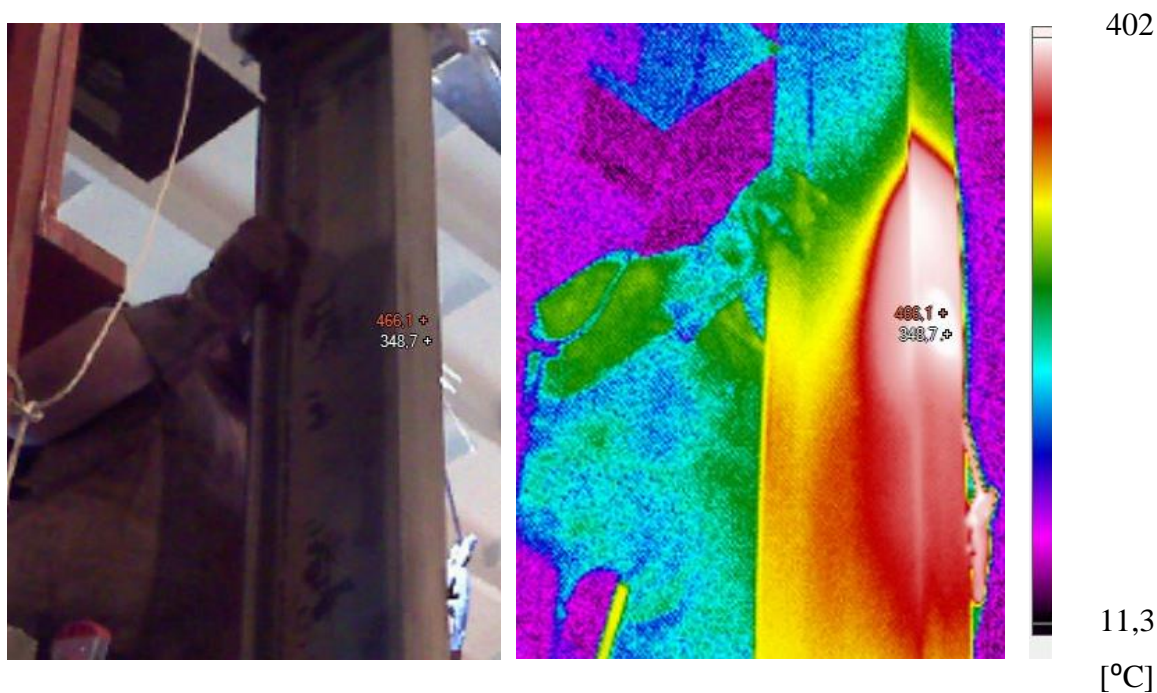
Obr. 5.2: Zkušební sestava – fotografie a schéma; pozice tenzometrů (SG), lankových snímačů (DWS) a úchylkoměru (LVDT)



Obr. 5.3: Uložení pomocí břitového ložiska – fotografie a schéma – sety (A), (B) a (C)



Svařování probíhalo nejprve přibodováním a poté průběžným svářením od středu výšky prutu nahoru a poté od spodu do středu. Ve středu výšky prutu bylo v blízkosti tenzometrů vynecháno přibližně 15 cm svaru. Během svařování bylo nutno regulovat tlak zatěžovacího válce, protože se vzrůstající teplotou rostla síla a při přestávkách (např. kvůli výměně elektrody) síla klesala. Byl prováděn záznam všech měřených veličin kromě tenzometrů v blízkosti svaru a lankových snímačů v čase, kdy omezovaly dostupnost. Teplota byla monitorována v jednom případě termokamerou (obr. 5.4) a v ostatních pomocí bezdotykového teploměru.



Obr. 5.4: Proces svařování zachycený termokamerou

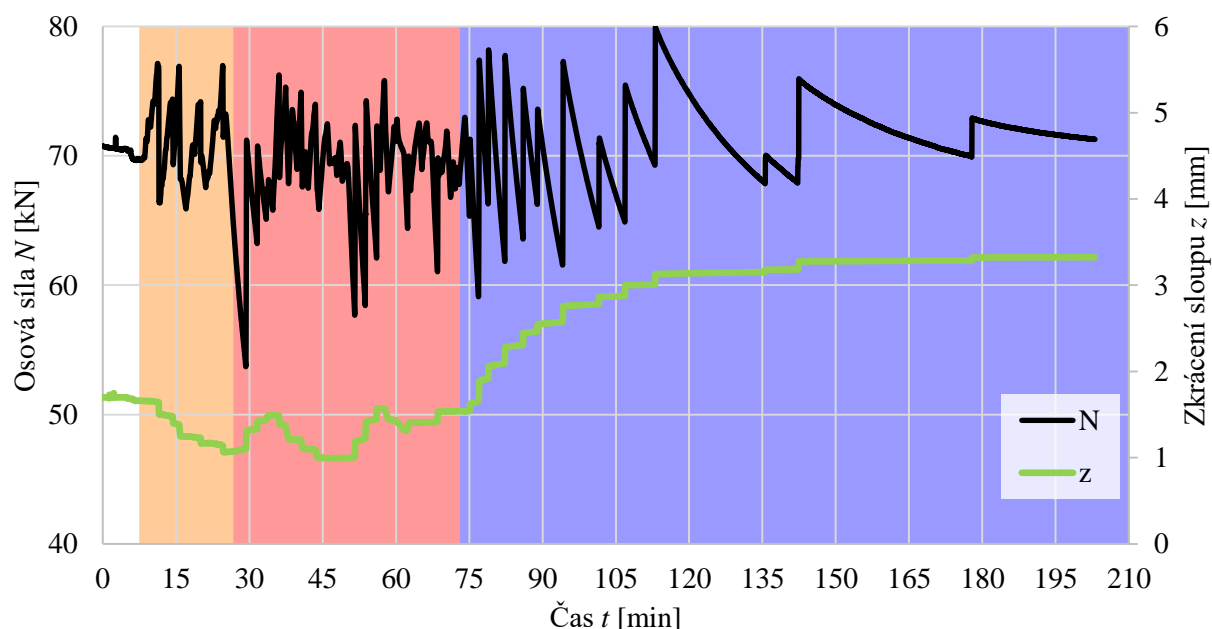
### 5.1.1 Výsledky

Pro tahovou zkoušku bylo odebráno 8 těles z prutů setů (A), (B) a (C) a 9 těles z (D), (E) a (F). Výsledky fyzikálních a mechanických vlastností změřených z tahových zkoušek byly zprůměrovány a shrnuty v tab. 5.1. Materiál stojiny byl mírně lepší kvality než materiál pásnice. Modul pružnosti byl přepočítán z hodnot získaných z tenzometrů a byl měřen pouze u dvou těles ze stojiny a dvou těles z pásnice setů (A), (B) a (C).

		$E$ [GPa]	$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]
(A), (B), (C)	Stojina	211	334	480
	Pásnice	203	310	457
(D), (E), (F)	Delší pásnice	-	316	462
	Stojina	-	339	466
	Kratší pásnice	-	293	433

Tab. 5.1: Fyzikální a mechanické vlastnosti z tahových zkoušek

Při svařování rostla síla kvůli vzrůstající teplotě o přibližně 1 kN/12 s. Při přestávkách (např. kvůli výměně elektrody) síla stejnou rychlostí klesala. Tlak ve válci byl regulován, aby hodnota osové síly zůstala přibližně 70 kN. Ukázka korekce zatížení a svislá deformace prutu F3 je zanesena na obr. 5.5. Pruty ze setu (C) se průměrně prodloužily o 0,51 mm v důsledku tepla od svařování. Po vychladnutí se délka prutů průměrně zkrátila o -0,78 mm oproti počáteční délce původního T průřezu (výpočet dle Hünersena [18] – rovnice (4.23) -1,53 mm). Největší délky nebylo dosaženo až na konci svařování, ale přibližně po 30 minutách. Podobné chování bylo zaznamenáno i na prutech ze setu (F), ale hodnoty délkové změny byly ještě výraznější, nejspíše kvůli větší rychlosti svařování. Průměrně se pruty protáhly o 0,87 mm a zkrátily o -1,35 mm oproti počáteční délce původního T průřezu (výpočet dle Hünersena [18] – rovnice (4.23) -1,61 mm).

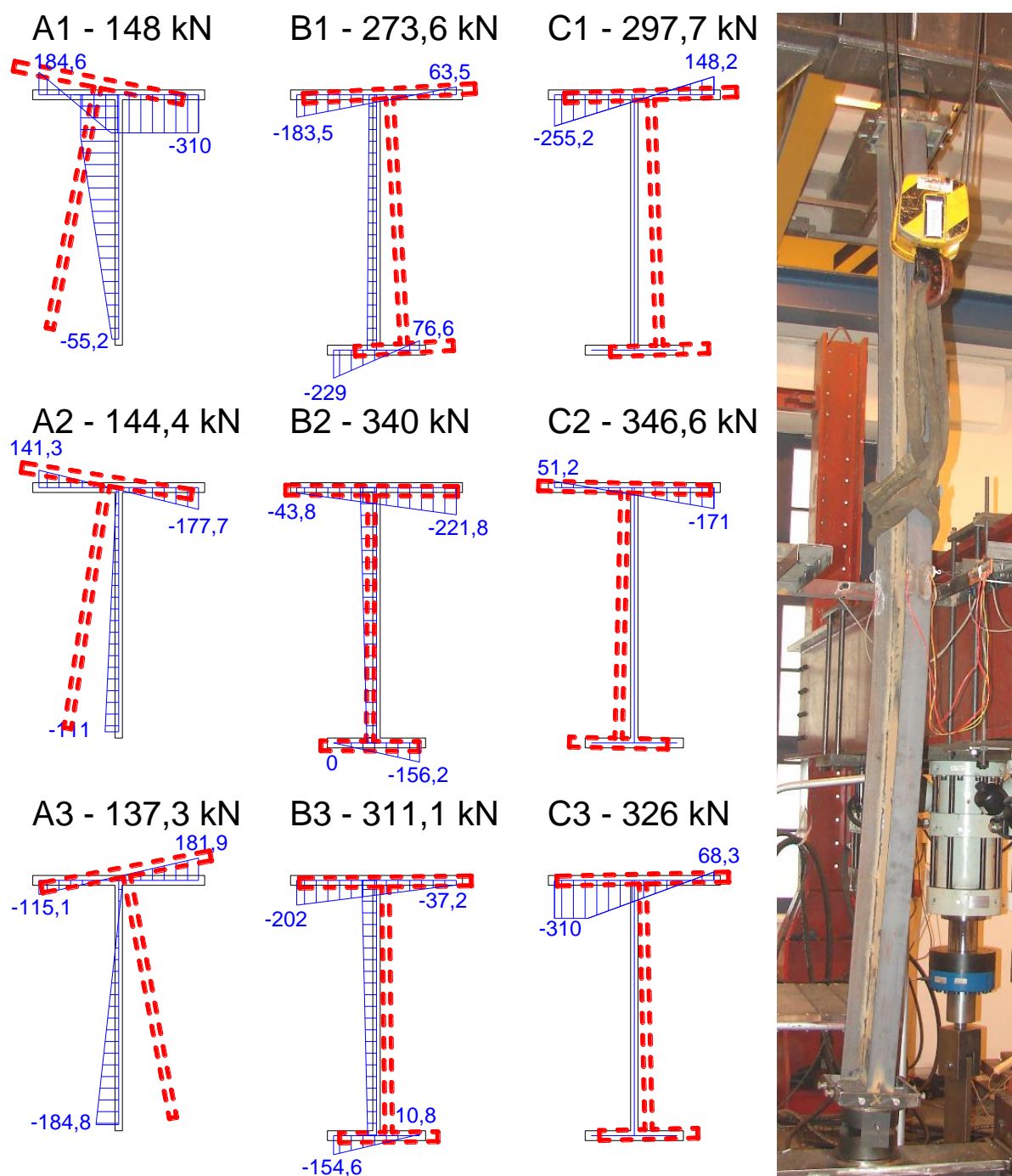


Obr. 5.5: Svislá deformace prutu F3 a průběh síly během přibodování (oranžové podbarvení) svařování (červené) a v průběhu následného chlazení (modré)

Napětí přepočtené z tenzometrů a průhyby a zkroucení prutu v polovině výšky získané z lankových snímačů v okamžiku kolapsu je na obr. 5.6. Všechny pruty kromě prutů ze setu (D) selhaly prostorovým vzpěrem, jak bylo předpokládáno podle analytických výpočtů. Pruty ze setu (D) selhaly boulením stojiny.

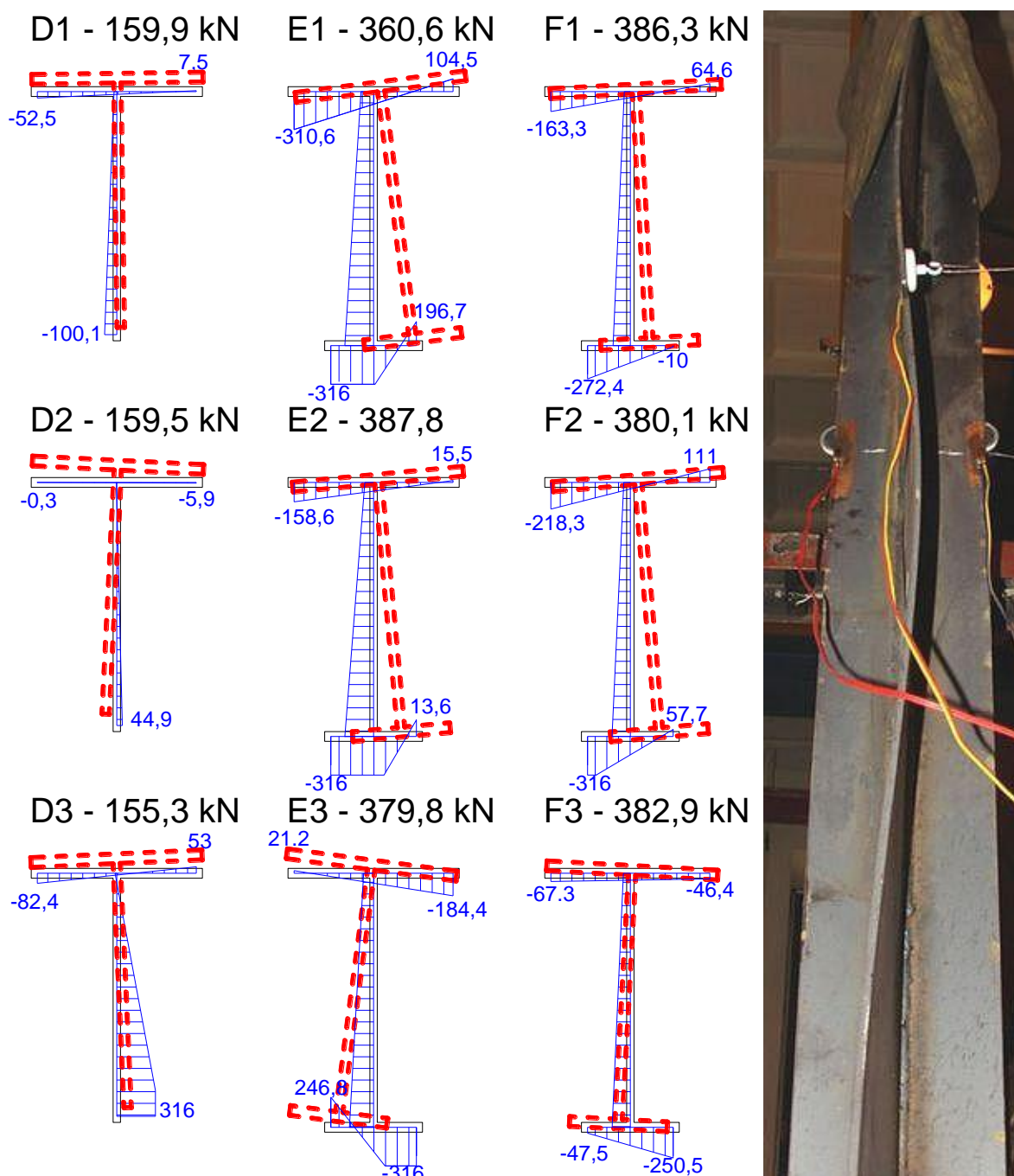
Proces svařování způsobil deformaci pásnic. Pásnice se naklonily směrem ke stojině o přibližně 3°. U setů (A) a (C) při aplikaci původního zatížení byla průměrná hodnota podélného napětí na pásnici původního T průřezu (průměr z hodnot SG1 a SG2) při zatížení 70 kN pouze -5 MPa (tlak). U setu (C) toto napětí po procesu svařování dokonce přešlo do tahu

k průměrné hodnotě 18 MPa. Průměrná hodnota napětí na stojině získaná z tenzometru SG3 byla  $-93$  MPa, což je stále nízká hodnota v poměru k mezi kluzu. Proces svařování bohužel zničil tenzometr SG3, ale svar očividně způsobil smrštění. Pruty se prohnutí vlivem smrštění od svařování průměrně o  $10,63$  mm ve směru osy  $z$  (výpočet dle Hünersena [18] – rovnice (4.25)  $-8,81$  mm, dle Blodgetta [47] – rovnice (4.9)  $-7,40$  mm). Zdá se, že uvažované vetknutí ve směru kolmém na břitové ložisko nemělo na průhyb od svařování žádný vliv.

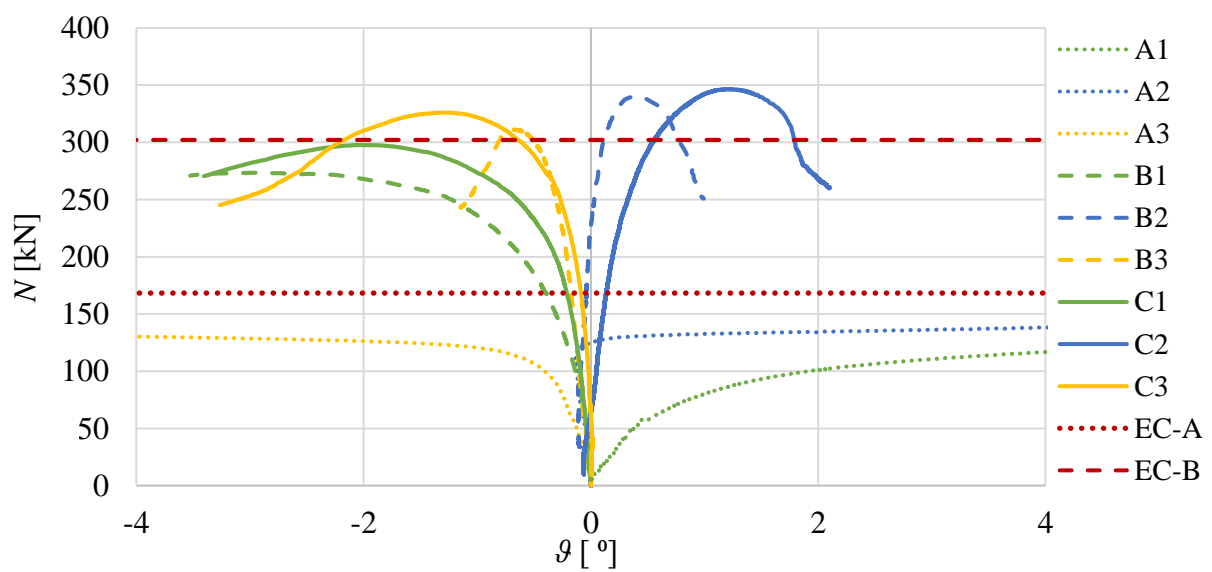
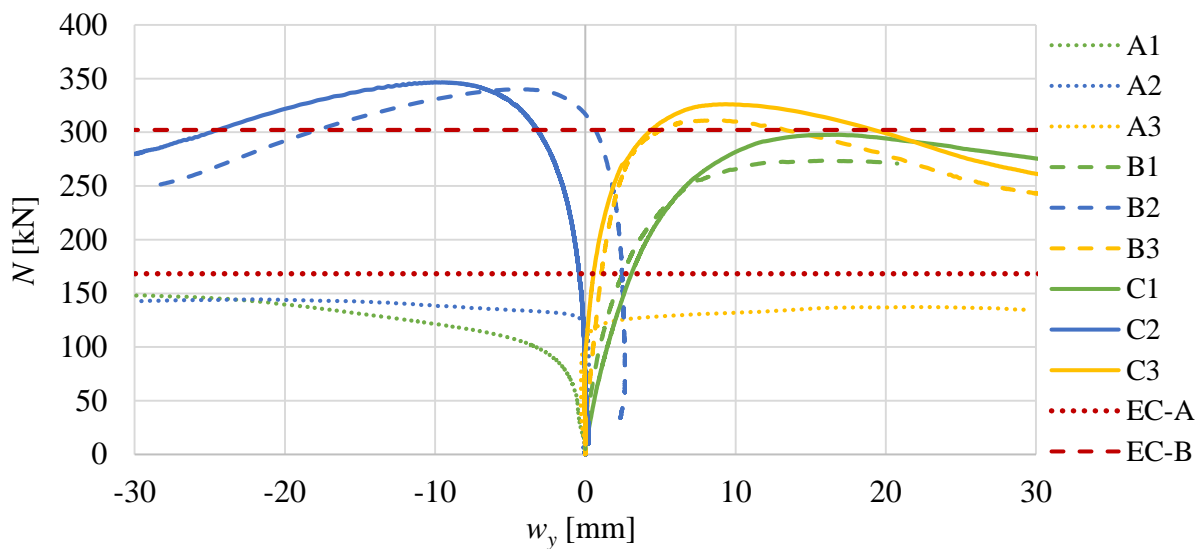
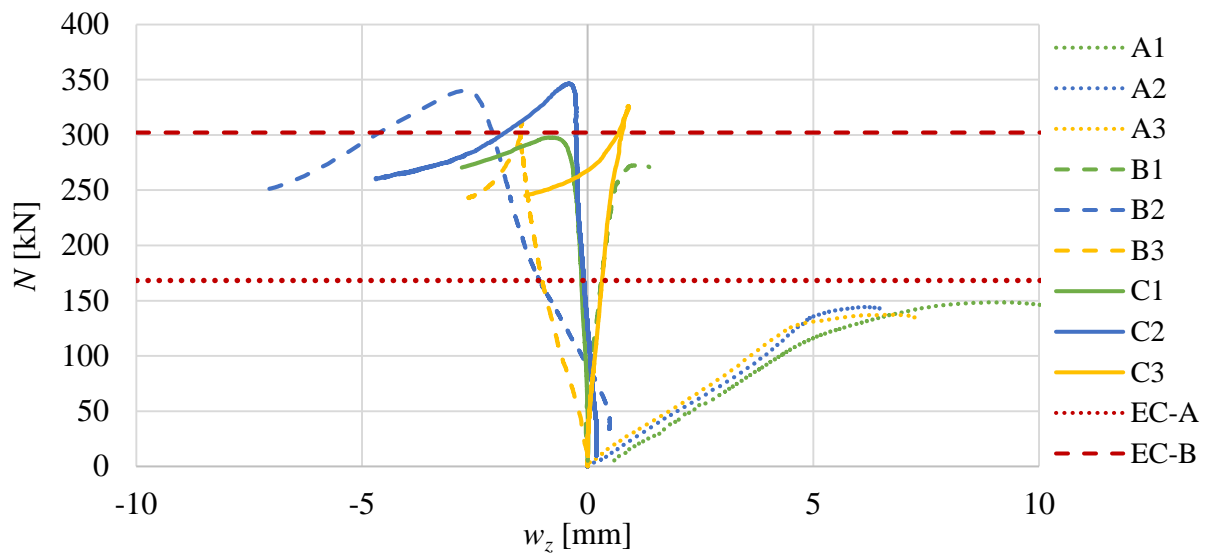


Obr. 5.6: Normálové napětí v MPa přepočítané z tenzometrů a tvar vybočení uprostřed výšky prutu v okamžiku kolapsu (čárkovaně); prut C3 po kolapsu

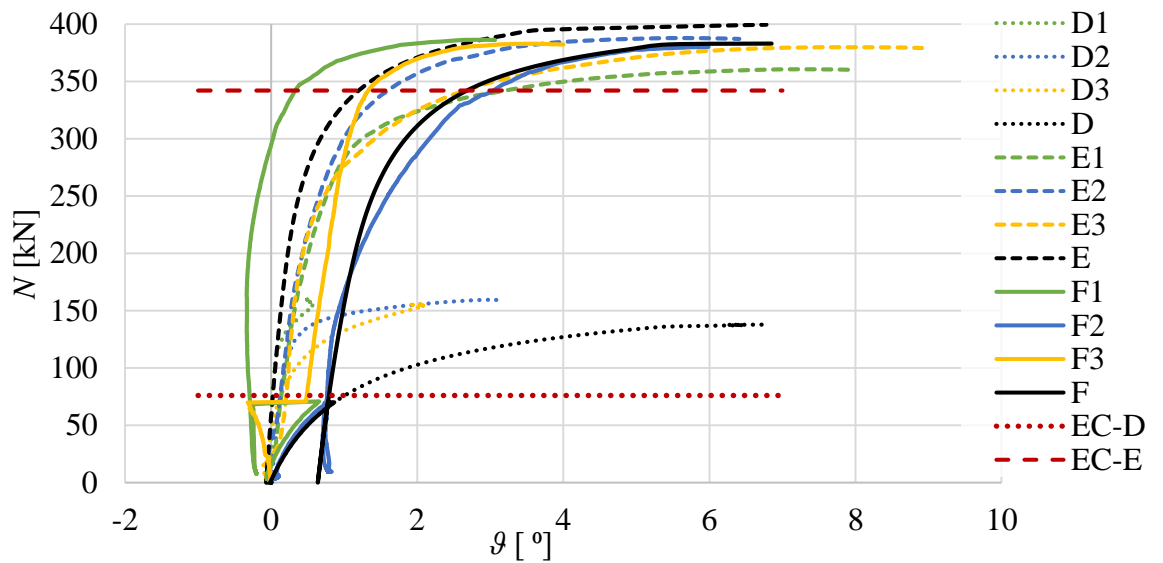
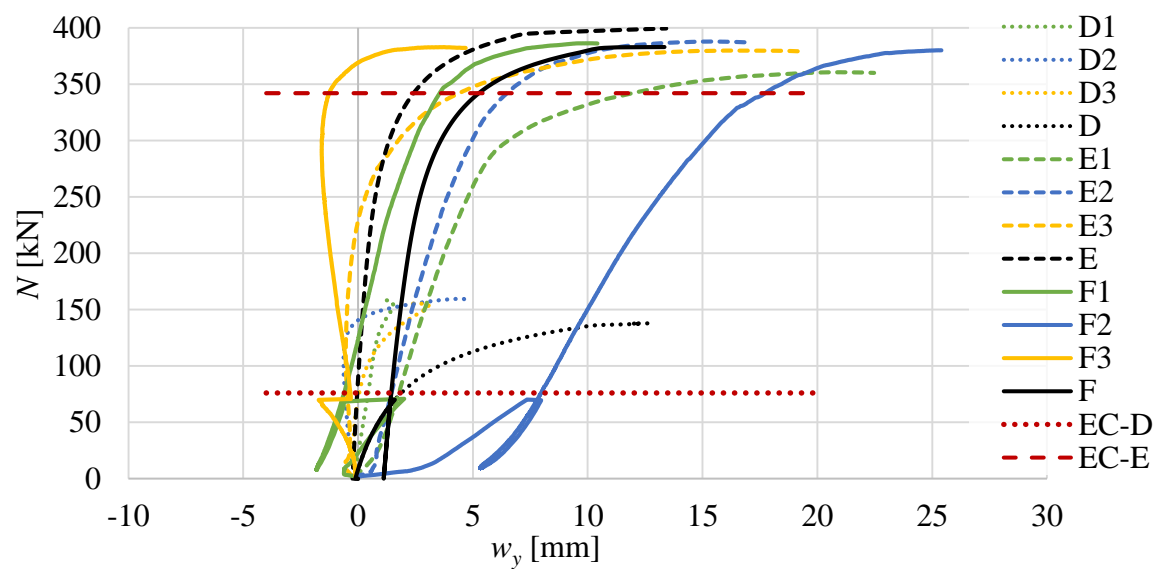
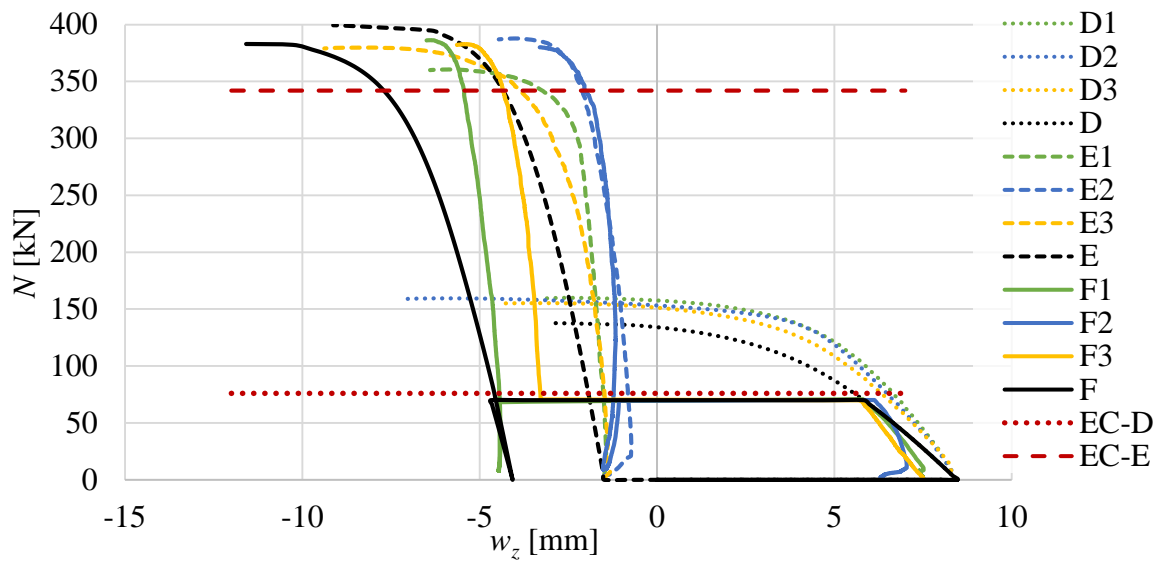
Všechny pruty ze setů (A), (B) i (C) selhaly prostorovým vzpěrem. Průměrná maximální únosnost prutů ze setu (B) byla 308 kN a setu (C) 323 kN. V případě těchto šesti vzorků tedy únosnost prutů zesílených pod zatížením (C) vyšla mírně vyšší než prutů svařených bez zatížení (B). Tento fakt může být vysvětlen vlivem reziduálního napětí a průhyb způsobený svařováním, který vrátil prut do jeho původního tvaru a způsobil tah ve vláknech, která později rozhodovala o únosnosti zesíleného průřezu. Zvýšení únosnosti bylo pozorováno a uváděno už dříve, např. ve výzkumu Raa a Talla [9].



Obr. 5.7: Normálové napětí v MPa přepočítané z tenzometrů a tvar vybočení uprostřed výšky prutu v okamžiku kolapsu (čárkovaně); boulení stojiny prutu D2



Obr. 5.8: Grafy přetvoření uprostřed prutu ve směru osy y, osy z a natočení – sety (A), (B) a (C); výpočet podle EC3 je červeně



Obr. 5.9: Grafy deformace uprostřed prutu ve směru hlavních os  $z$  a  $y$  a natočení – sety (D), (E) a (F); jsou přidány výchylky způsobené svařováním; numerické modely jsou černě, výpočet podle EC3 je červeně

Průměrné napětí na pásnici (průměr z SG1 a SG2) prutů ze setu (F) bylo při zatížení 70 kN pouze  $-13,4$  MPa (tlak). Napětí se po svařování opět, jako v případě setu (C), snížilo na  $13,9$  MPa (tah). Napětí na stojině původního T průřezu bylo při zatížení 70 kN  $85,8$  MPa. Průhyb prutu ve směru osy  $z$  v polovině výšky byl  $-8,63$  mm (výpočet dle Hünersena [18] – rovnice (4.25)  $-9,18$  mm, dle Blodgetta [47] – rovnice (4.9)  $-7,71$  mm).

Pruty ze setu (D) selhaly lokálním boulením stojiny (viz obr. 5.7), pruty ze setů (E) a (F) selhaly prostorovým vzpěrem. Průměrná vzpěrná únosnost prutů ze setu (D) byla  $157$  kN, což je výrazně vyšší hodnota než spočítaná dle EC 3 [40] –  $76$  kN. Tento problém je znám a zabývají se jím různí výzkumníci, např. Taras et al. [66]. Průměrná zatížení při kolapsu byla pro set (E)  $376$  kN a pro set (F)  $383$  kN, takže únosnost prutů zesílených pod zatížením byla opět mírně větší než únosnost referenčních prutů. Obě hodnoty mírně převýšily únosnost spočítanou dle EC 3 –  $342$  kN. Zvýšení únosnosti mohlo být způsobeno příznivým reziduálním napětím od svařování pod zatížením a také nižším napětím na pásnici přivařené pod zatížením, jejíž plastifikace způsobuje kolaps. Kombinací údajů z numerických modelů (určení reziduálního napětí) a tenzometrů bylo určeno, že v případě prutů ze setu (F) je dosažena mez kluzu při zatížení o  $21$  kN vyšším než v případě prutů ze setu (E). Prut E1 byl také mírně poškozen, což mohlo způsobit jeho menší únosnost. Boulení štíhlé stojiny nebylo před zesílením rozvinuto natolik, aby ovlivnilo únosnost prutů zesílených pod zatížením (F).

Pro ověření teorie o zvýšené imperfekci prutu zesíleného pod zatížením (viz kapitola 4.3.1) byly pruty F1 a F2 po zesílení odtíženy na  $10$  kN a poté zatíženy až do selhání vzpěrem. Odtěžovací a zatěžovací křivka sleduje stejnou dráhu (viz obr. 5.9) a únosnost obou prutů byla podobná jako prutu F3, z čehož lze usoudit, že odtížení nemělo na únosnost vliv. Sklon křivky zesíleného prutu, zejména ve směru osy  $z$ , je po zesílení výrazně vyšší než sklon původního prutu. Toto potvrzuje teoretické předpoklady, nicméně z grafů rovněž vyplývá nutnost uvážit i deformace způsobené svařováním, které jsou ještě mnohem výraznější.

Další rozbor chování těchto prutů nabízí kapitola 6.2 o numerickém modelování.

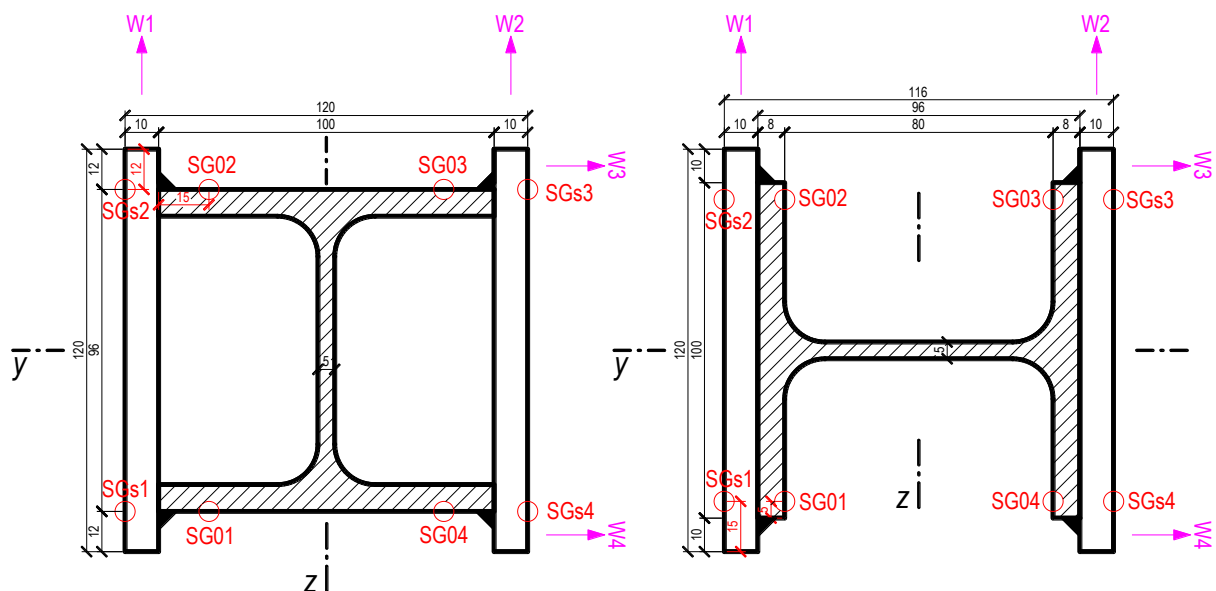
## 5.2 PRŮŘEZ HEA 100

Experimentální výzkum zesilování sloupu HEA 100 byl proveden v letech 2015 a 2016. Za tepla válcovaný sloup průřezu HEA 100 byl zesilován pomocí pásovin o rozměrech  $120 \times 10$  mm kolmo na pásnice (set O) a rovnoběžně s pásnicemi (set H) (viz obr. 5.10). Ocel byla pevnostní třídy S235 (viz tab. 5.2: naměřené hodnoty z tahové zkoušky:  $309 \pm 4$  MPa – původní prvek,  $294 \pm 6$  MPa – zesilující pásovin; modul pružnosti nebyl měřen a byl uvažován  $E = 210$  GPa).

		$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]
Zesilující pásoviny P10 – 120×2980	H3S	310	419
	H3S	285	426
	H4S	286	428
Původní prvek HEA 100	H2B	299	467
	H3B	317	472
	H4B	311	477

Tab. 5.2: Fyzikální a mechanické vlastnosti z tahových zkoušek

Všechny sloupy byly dlouhé 3 m a zesilující pásoviny byly o 2 cm kratší, aby na začátku a na konci vznikla 1cm mezera a nepřenášelo se zatížení do zesilujících plechů při aplikaci původního zatížení. Okrajové podmínky byly zajištěny pomocí břitových ložisek (stejně jako u souboru experimentů uvedených v kapitole 5.1). Břit zajišťoval kloubové uložení kolem osy  $z$  a vetknutí kolem osy  $y$ .



Obr. 5.10: Průřezy zesilovaných sloupů (původní průřez HEA 100 je vyšrafován) s umístěním tenzometrů (SG) a lankových snímačů (W)

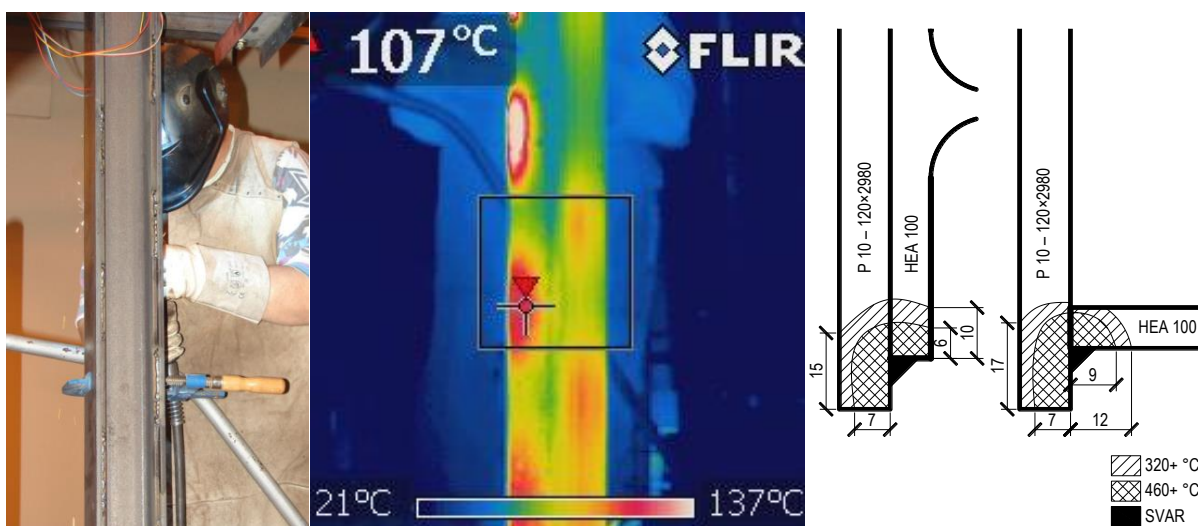
Každý set obsahoval 6 sloupů a vždy 2 sloupy byly zesíleny bez zatížení pro srovnání. Ostatní 4 sloupy ze setu byly testovány následujícím způsobem:

1. Zesilující pásoviny byly přivařeny pomocí krátkých svarů uprostřed výšky a na sloup byly nalepeny tenzometry (jejich umístění na průřezu uprostřed výšky je na obr. 5.10).
2. Sloup byl vložen do zatěžovacího rámu, byly osazeny snímače průhybu a zkrácení sloupu a aktivovány všechny měřicí senzory.

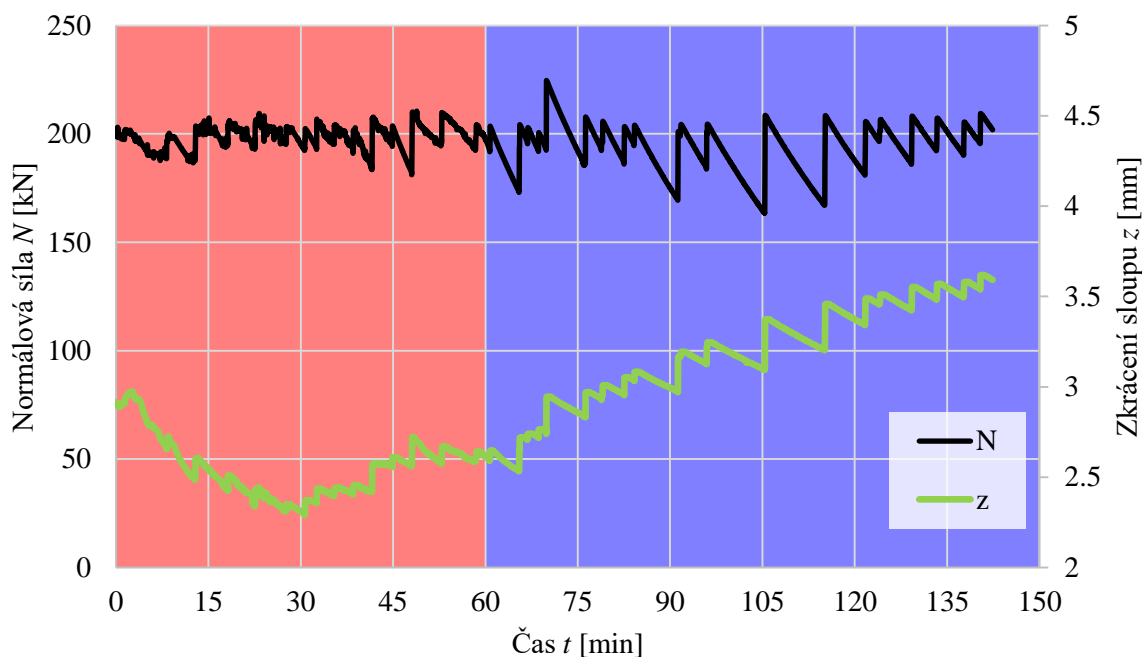


3. Sloup byl zatížen na požadovanou hodnotu původního zatížení, která byla dále manuálně korigována na požadované hodnotě (viz tab. 5.3) v průběhu svařování a chladnutí.
4. Zesilující pásoviny byly přichyceny pomocí svěrek a poté byly přivařeny k původnímu průřezu. Svařování trvalo přibližně hodinu.
5. Sloup byl ponechán přibližně hodinu chladnout.
6. Sloup byl zatížen až do porušení.

Zesilující pásoviny byly přivařeny pomocí střídavě přesazených přerušovaných svarů s velikostí svaru cca 4 mm (délka dílčích svarů 120 mm, délka mezery mezi dílčími svary 170 mm) metodou obloukového svařování tavící se elektrodou v ochranném plynu CO<sub>2</sub> (MAG) s tloušťkou elektrody 1,2 mm při napětí  $U \cong 20$  V, proudu  $I \cong 110$  A a rychlosti svařování  $v \cong 3$  m/s. Teplota svařování byla měřena pomocí termokamery Flir i7 (emisivita 0,7) a také pomocí termokříd s teplotou  $320 \pm 1$  °C a  $460 \pm 1$  °C (viz obr. 5.11). Vysokými teplotami nad 320 °C byla ovlivněna pouze velmi malá oblast v blízkosti svaru, cca 1 cm<sup>2</sup> (5 %) původního průřezu. Rovněž změny délky sloupu způsobené teplotní roztažností byly velice nízké a síla musela být korigována zejména kvůli únikům oleje (viz obr. 5.12). Nízká teplota sloupu a malé rozměry svaru může zapříčinit příliš vysokou rychlost chladnutí svaru, což by způsobilo výskyt křehkého martenzitu ve struktuře svaru, jak varuje Masubuchi [17].



Obr. 5.11: Průběh svařování zachycen termokamerou – svar je na opačné straně plechu; oblasti ovlivněné vysokou teplotou zjištěné termokřídou [mm]

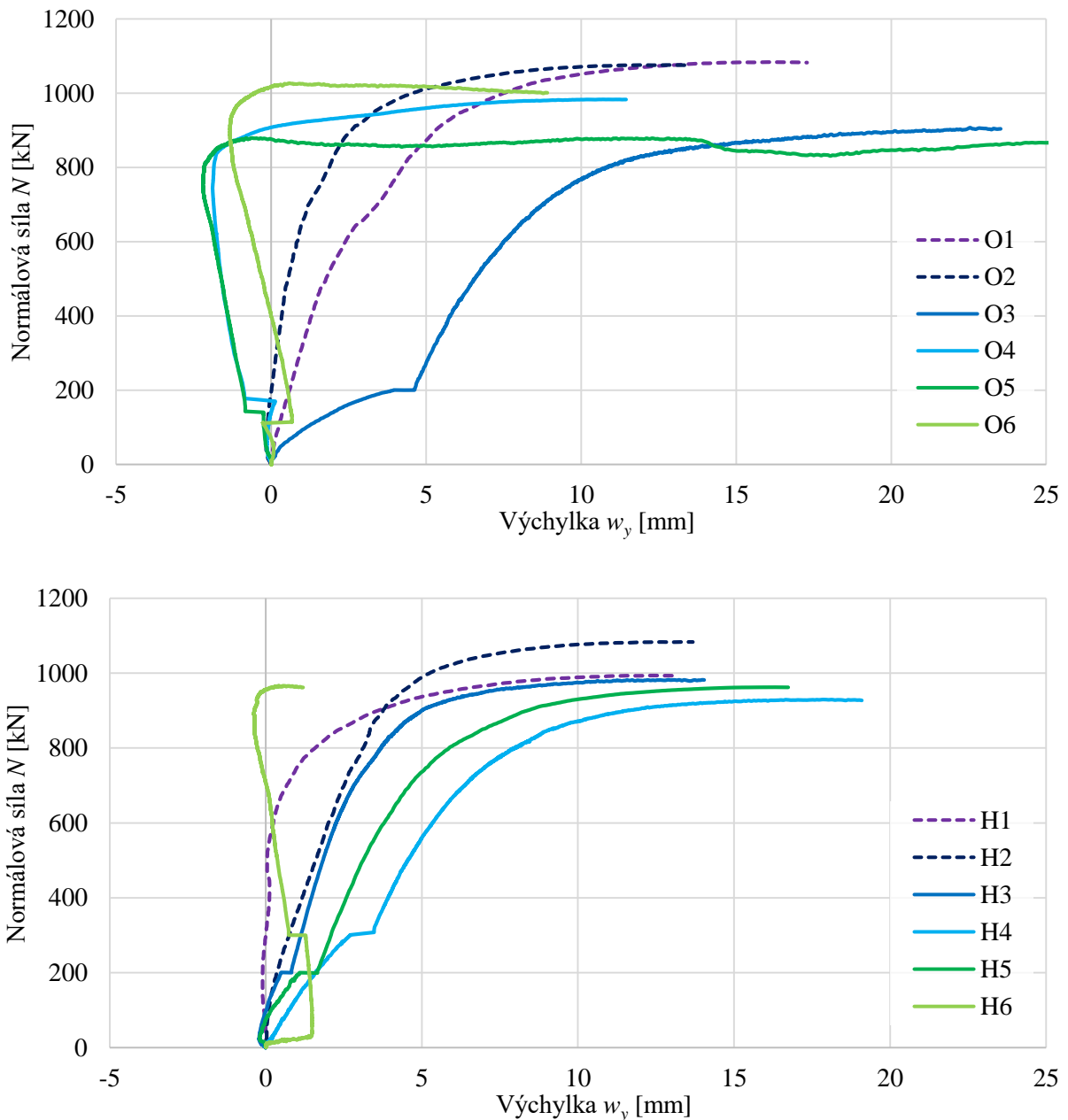


Obr. 5.12: Manuální korekce simulace původního zatížení u sloupu O3 a délkové změny při svařování (červené podbarvení) a chlazení (modré podbarvení)

Dle výpočtu podle EN 1993-1-1 [40] měla únosnost samotného původního sloupu HEA 100 s uvážením meze kluzu z tahových zkoušek vyjít  $N_{b,0,R} = 432$  kN pro vybočení kolem tuhé osy,  $N_{b,0,R} = 215$  kN pro vybočení kolem měkké osy, zesíleného sloupu O  $N_{b,z,R} = 877$  kN a zesíleného sloupu H  $N_{b,z,R} = 1\,020$  kN. Výsledky experimentů jsou shrnuty v tab. 5.3 (únosnosti nižší než podle analytického výpočtu jsou zvýrazněné červeně), pracovní diagramy na obr. 5.13. Všechny sloupy vybočily podle předpokladu rovinným vzpěrem kolmo na břitové ložisko kromě sloupu H6, který vybočil ve směru rovnoběžném s břitem ložiska, což bylo způsobeno tvarem počátečních imperfekcí a také tím, že břitová ložiska nedokáží zabezpečit dokonalé vetknutí. Dle analytického výpočtu vychází kritická vzpěrná délka  $L_{cr,y} = 1\,924$  mm =  $L/1,56$ , aby byly kritické síly pro rovinný vzpěr v obou směrech  $N_{cr,y}$  a  $N_{cr,z}$  stejné.

Sloup	O1	O2	O3	O4	O5	O6	H1	H2	H3	H4	H5	H6
Původní zatížení [kN]	–	–	200	170	140	110	–	–	200	300	200	300
Únosnost [kN]	1 084	1 076	907	983	880	1 027	994	1 083	982	930	962	967

Tab. 5.3: Původní zatížení a únosnost zesílených sloupů



Obr. 5.13: Závislost normálové síly na výchylce uprostřed sloupu

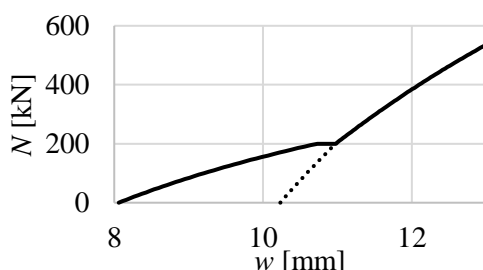
Z provedené série experimentů vyplývá, že zesilování pod zatížením dle popsaného postupu je proveditelné i pro velmi vysoké stupně zatížení. Oslabení původního průřezu vysokou teplotou je při užití přerušovaných svarů a tenké elektrody zanedbatelné a původní zatížení sice oslabuje únosnost zesíleného sloupu, ale pouze mírně. Nicméně sloup O3 při stupni zatížení  $\alpha_g = 0,93$  už vykazoval při zesilování velkou výchylku  $w_{1,0} + \Delta w_{temp}$  téměř 5 mm ( $L/600$ ) a dále výchylka poměrně rychle narůstala. Maximální únosnosti (907 kN, což odpovídá 103 % charakteristické únosnosti) dosáhl při velké výchylce, která by pravděpodobně kolidovala s mezním stavem použitelnosti. Z tohoto důvodu nelze extrémní hodnoty stupně zatížení  $\alpha_g$  nad 0,9 při zesilování průřezů HEA 100 doporučit ani přerušovaným svarem.

## 5.2.1 Posouzení prvků HEA 100 podle navrženého analytického řešení

Podle kapitoly 3.2.3 vychází pro sloupy ze setu H maximální stupeň zatížení, při kterém je možné zesilovat,  $\alpha_g = 0,95$ . Normálové napětí je při původním zatížení  $N_1 = 200$  kN  $\sigma_x = 129$  MPa a při  $N_1 = 300$  kN  $\sigma_x = 203$  MPa. Pro sloupy ze setu O vychází maximální stupeň zatížení  $\alpha_g = 0,95$ . Normálové napětí je při původním zatížení  $N_1 = 110$  kN  $\sigma_x = 111$  MPa, při  $N_1 = 140$  kN  $\sigma_x = 154$  MPa, při  $N_1 = 170$  kN  $\sigma_x = 209$  MPa a při  $N_1 = 200$  kN  $\sigma_x = 287$  MPa. Uvedené hodnoty jsou s uvažováním naměřených materiálových charakteristik ( $f_y = 301$  MPa).

Analytické stanovení vzpěrné únosnosti je podrobněji popsáno na příkladu sloupu H3 zesilovaného pod původním zatížením  $N_1 = 200$  kN. Teplota nad  $500$  °C byla dosažena do vzdálenosti  $r_{500} = 7,4$  mm od osy svaru. Průřezové charakteristiky jsou shrnuty v tab. 5.4. Oslabení je uvažováno pouze poblíž jednoho svaru v délce  $L_{temp} = 134,8$  mm.

	Původní	Oslabený	Zesílený		
				$L_{cr,e} =$	3 006 mm
typ H	$A$ [mm <sup>2</sup> ]	2 120	2 085	$N_{cr,e} =$	801 kN
	$W_{el}$ [mm <sup>3</sup> ]	72 750	71 221	$\bar{\lambda}_{temp} =$	0,893
	$I$ [mm <sup>4</sup> ]	3 492 000	3 418 588	$e_{temp} =$	8,08 mm
typ O	$A$ [mm <sup>2</sup> ]	2 120	2 084	$w_{temp} =$	11,79 mm
	$W_{el}$ [mm <sup>3</sup> ]	26 760	25 069	$\sigma_x =$	129 MPa
	$I$ [mm <sup>4</sup> ]	1 338 000	1 253 463	$N_{cr,0} =$	804 kN
				$N_{cr,z} =$	2 361 kN
				$\bar{\lambda}_0 =$	0,891
				$e_0 =$	8,06 mm
				$w_{1,0} =$	10,73 mm
				$\Delta w_{temp} =$	0,25 mm
				$w_0 =$	10,05 mm



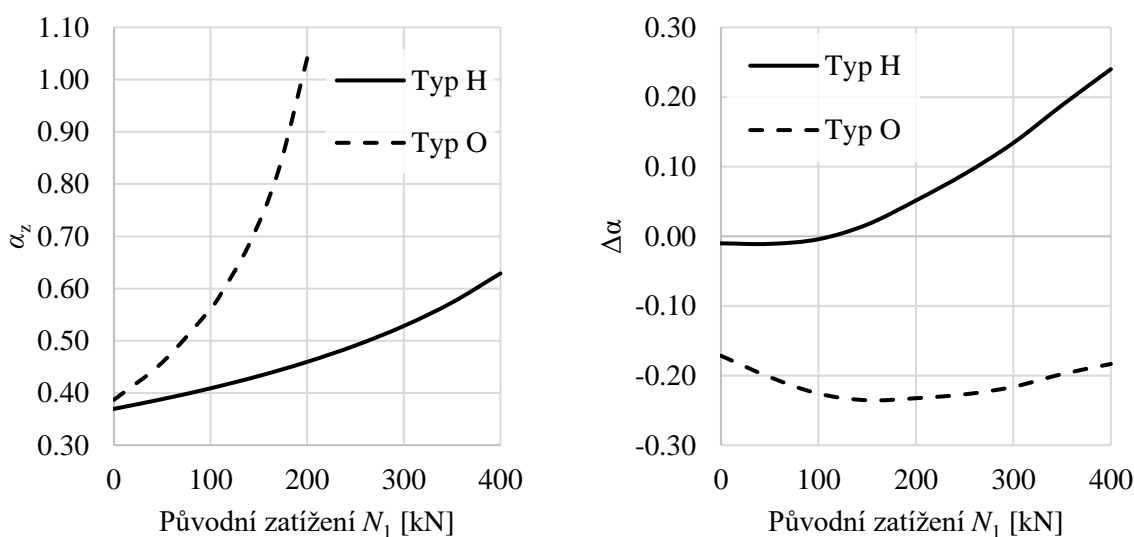
Tab. 5.4: Průřezové charakteristiky původního, oslabeného a zesíleného sloupu; mezivýsledky výpočtu podle kapitoly 3.2

Mezivýsledky podle kapitoly 3.2 a kapitoly 4.3.1 už jsou pouze shrnuty v tab. 5.4. Zvýšení počáteční výchylky je téměř zanedbatelné a způsobí pouze minimální zvýšení součinitele imperfekce z  $\alpha = 0,34$  (křivka b) na:

$$\alpha_z = w_0 \cdot \frac{A_z}{(\bar{\lambda}_z - 0,2) \cdot W_z} = 10,05 \cdot \frac{4 520}{(0,759 - 0,2) \cdot 176 786} = 0,460 \quad (5.1)$$

$\bar{\lambda}_z$  poměrná štíhlost zesíleného prutu.

Rozložení reziduálního napětí je pro původní prvek stejné jako na obr. 4.5 a pro zesílený prvek podobné jako na obr. 4.6. Zesilující pásoviny mají v tomto případě větší plochu, a tudíž vychází napětí na všech částech průřezu mírně nižší. Je použitý stejný postup jako v kapitole 4.3.2, podle kterého vychází grafy zobrazené na obr. 5.14. Hodnota  $\Delta\alpha$ , která zohledňuje vliv reziduálního napětí, pro původní zatížení  $N_1 = 200$  kN vychází 0,051. Výsledný součinitel  $\alpha_{zr}$ , který zohledňuje zvýšení počátečního přetvoření i reziduální napětí způsobené původním zatížením a svařováním, je roven  $\alpha_{zr} = \alpha_z + \Delta\alpha = 0,460 + 0,051 = 0,511$ . Dále je možno pokračovat ve standardním výpočtu podle EN 1993-1-1 [40] a určit součinitel vzpěrnosti  $\chi = 0,680$  a vzpěrnou únosnost sloupu H3 zesíleného pod zatížením  $N_{b,s,Rd} = 926$  kN.



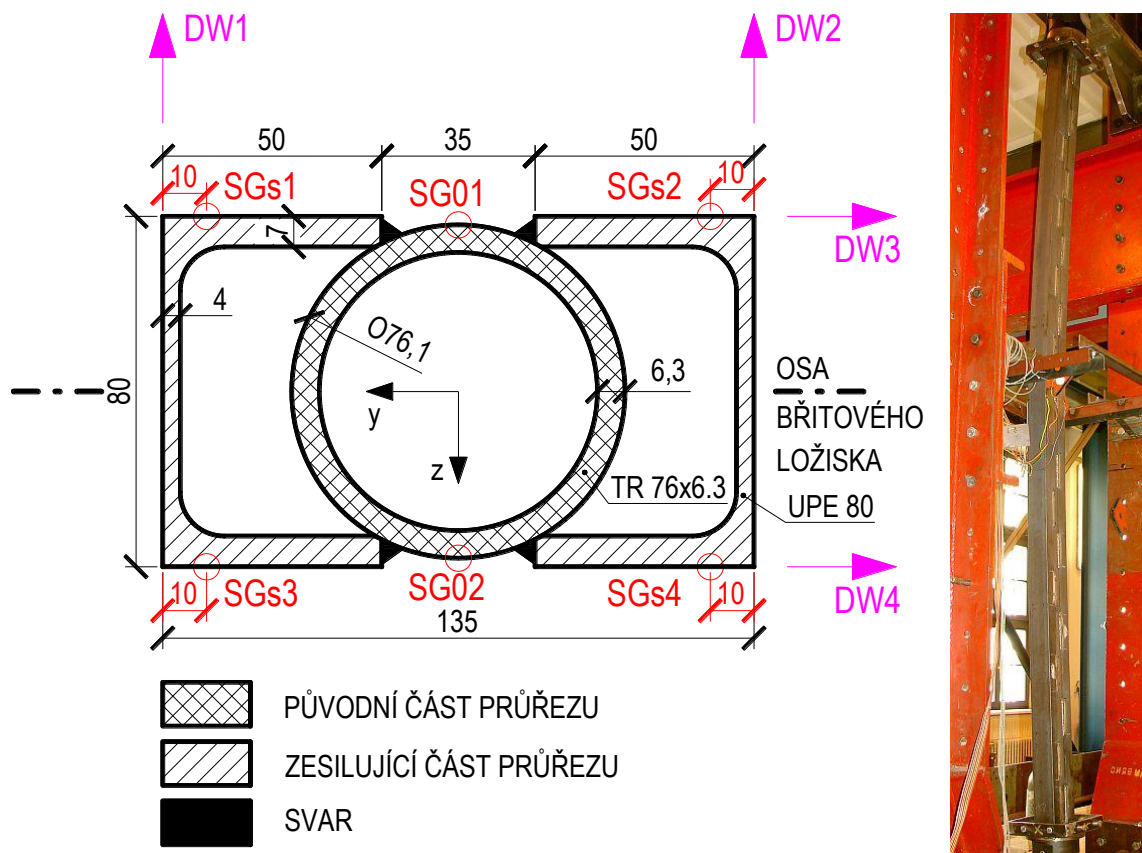
Obr. 5.14: Závislost změny součinitele imperfekce na původním zatížení způsobené změnou počáteční výchylky (vlevo –  $\alpha_z$ ) a změnou reziduálního napětí (vpravo –  $\Delta\alpha$ )

Další výsledky a porovnání s experimentálními hodnotami únosnosti jsou v tab. 5.5. Shoda je dobrá, rozdíly jsou větší zejména u prvků O3 a O4, které měly zřejmě nižší počáteční imperfekce. Některé prvky navíc vybočovaly při svařování opačným směrem, než je konzervativně uvažováno v analytickém modelu. Výchylka  $\Delta w_{temp}$  směřovala na opačnou stranu, než na kterou později sloupy vybočily (sloupy O4 a O5). Přidány jsou také výsledky autorem navržené návrhové metody se součinitelem  $k = 0,5$ . Tato metoda poskytuje konzervativní výsledky, zejména pro sloupy ze setu O, což je také způsobeno nižší únosností sloupů O1 a O2 zesílených bez zatížení  $N_{b,z,R}$  dle EN 1993-1-1 [40].

$N_1$ [kN]	$\alpha_{zr}$	$N_{b,Rd}$ [kN] komplexní	$N_{b,Rd}$ [kN] $k = 0,5$	Sloup	$N_{b,Re}$ [kN]	An/Exp	An_k/Exp
0	0,359	1 008	1 020	H1	994	101%	103%
				H2	1 083	93%	94%
				H3	982	94%	90%
200	0,519	926	884	H5	962	96%	92%
				H4	930	92%	88%
300	0,686	860	816	H6	967	89%	84%
				O1	1 084	97%	81%
0	0,215	1 056	877	O2	1 076	98%	82%
				O3	907	83%	63%
200	0,882	749	570	O4	983	76%	58%
170	0,630	831	616	O5	880	102%	75%
140	0,475	896	662	O6	1 027	87%	64%

Tab. 5.5: Srovnání navržených analytických řešení s výsledky experimentů zesilování sloupů HEA 100

### 5.3 BEZEŠVÉ TRUBKY TR 76,1×6,3



Obr. 5.15: Průřez zesílené trubky pomocí dvou U profilů se znázorněním pozice tenzometrů (SG), lankových snímačů polohy (DW) a osy břitového ložiska v uložení; prvek TR5Z během zatěžování

Experimenty zesilování bezešvých trubek TR 76,1×6,3 byly provedeny v září roku 2016. Trubky byly zesilovány pomocí U profilů UPE 80 (viz obr. 5.15). Celkem bylo experimentálně ozkoušeno 7 vzorků – 1 nezesílený (TR7), 2 zesílené bez zatížení (TR1Z, TR2Z), 2 zesílené pod původním zatížením 70 kN (TR3Z, TR4Z) a 2 zesílené pod původním zatížením 105 kN (TR5Z a TR6Z). Všechny sloupy byly 3 m dlouhé a byly kloubově uloženy na břitových ložiscích tak, aby vybočovaly kolem měkké osy se vzpěrnou délkou  $L_{cr} = 3$  m. Tloušťky profilů byly měřeny na několika místech pomocí šuplery. Žádný vzorek nevykazoval výrazné odchylky. Tloušťka trubky byla  $6,50 \pm 0,02$  mm, tloušťka pásnice profilu UPE byla  $7,05 \pm 0,02$  mm a tloušťka stojiny  $4,47 \pm 0,01$  mm. Během zatěžování i svařování byly měřeny výchylky ve směru hlavních os pomocí lankových potenciometrických snímačů polohy a poměrných přetvoření pomocí tenzometrů 1-LY11/6/350 v polovině výšky a síla na zatěžovacím válci pomocí siloměru a zkrácení pomocí indukčnostního snímače polohy na spodu.



*Obr. 5.16: Měření vzdálenosti, kde byla dosažena teplota 320 °C na pásnici U profilu pomocí termokřídly*

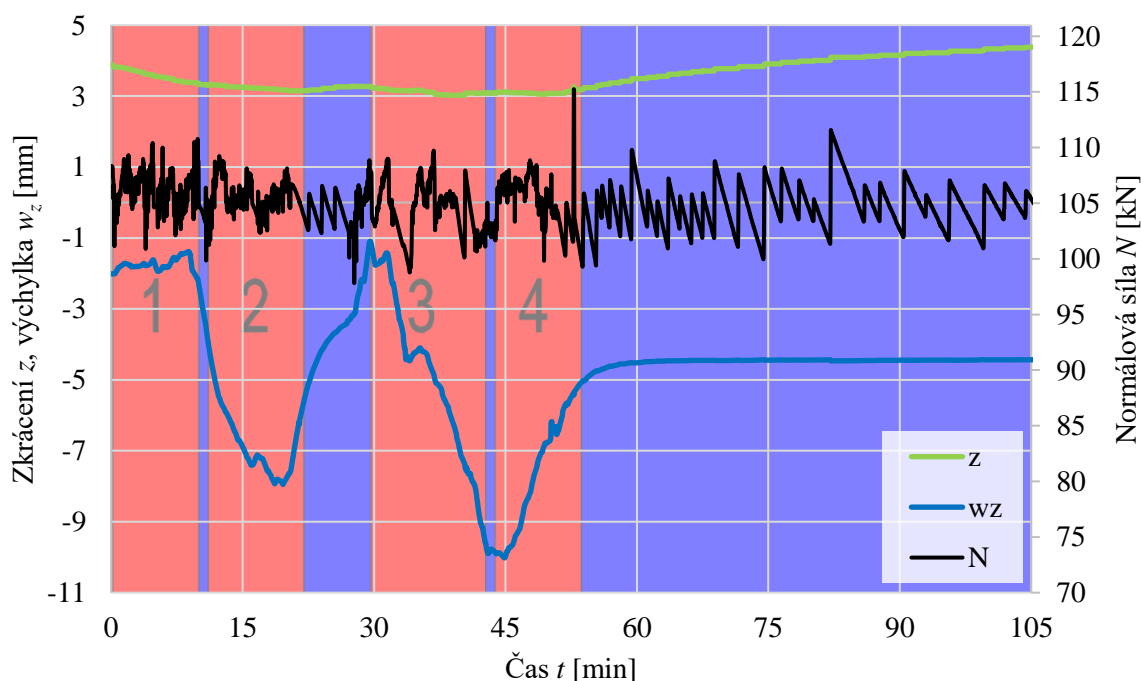
Prvky, které byly zesilovány pod zatížením, byly nejdříve svařeny krátkým svarem uprostřed a byly na ně nalepeny tenzometry. Poté byly vloženy do zatěžovacího rámu, zatíženy na požadované původní zatížení a U profily byly k trubkám přibodovány a poté připojeny pomocí přerušovaných svarů o délce 120 mm a výšce 4 mm. Byla použita metoda obloukového svařování tavící se elektrodou v ochranném plynu CO<sub>2</sub> se svařovacím drátem tl. 1,2 mm (elektrický proud  $I \cong 140$  A, elektrické napětí  $U \cong 20$  V, rychlost svařování  $v \cong 3,5$  mm/s). Svary byly symetrické, a proto nezpůsobily výrazné přetvoření v důsledku jejich smrštění.

Podle měření za pomoci termokřídly byla izoterma 320 °C ve vzdálenosti cca 11 mm od osy svaru (viz obr. 5.16).

Jako typický příklad je uvedeno zesilování prvku TR5Z pod zatížením  $N_1 = 105$  kN. Svařování trvalo s krátkými přestávkami zhruba 50 minut. Probíhalo ve čtyřech fázích:

1. Na kladné straně osy  $z$  (na straně tenzometru SG02) odspodu do poloviny výšky,
2. Na záporné straně osy  $z$  (na straně tenzometru SG01) odspodu do poloviny výšky,
3. Na kladné straně osy  $z$  od poloviny výšky do vrchního konce,
4. Na záporné straně osy  $z$  od poloviny výšky do vrchního konce.

Na obr. 5.17 je zejména u fázi 2 až 4 vidět, že prut se vychyluje směrem ke svaru v důsledku délkových změn způsobených teplotou. Tato výchylka je výraznější při svařování u středu výšky prutu. Celkem byla výchylka ve směru osy  $z$   $-2,4$  mm. Další tři pruty zesílené pod zatížením byly nejdříve svařovány na záporné straně osy  $z$  a jejich změna výchylky před svařováním a po svařování vyšla 0,4 mm (TR3Z), 1,6 mm (TR4Z) a 0,7 mm (TR6Z). Průměr absolutních hodnot změn výchylky je 1,3 mm, což je vzhledem k délce prutu zanedbatelná hodnota. Postup svařování má zřejmě vliv na směr výsledné výchylky – při první fázi na kladné straně osy  $z$  vychází směr výchylky na zápornou stranu (TR5Z) a při první fázi na záporné straně osy  $z$  vychází směr výchylky na kladnou stranu osy  $z$  (TR3Z, TR4Z a TR6Z).

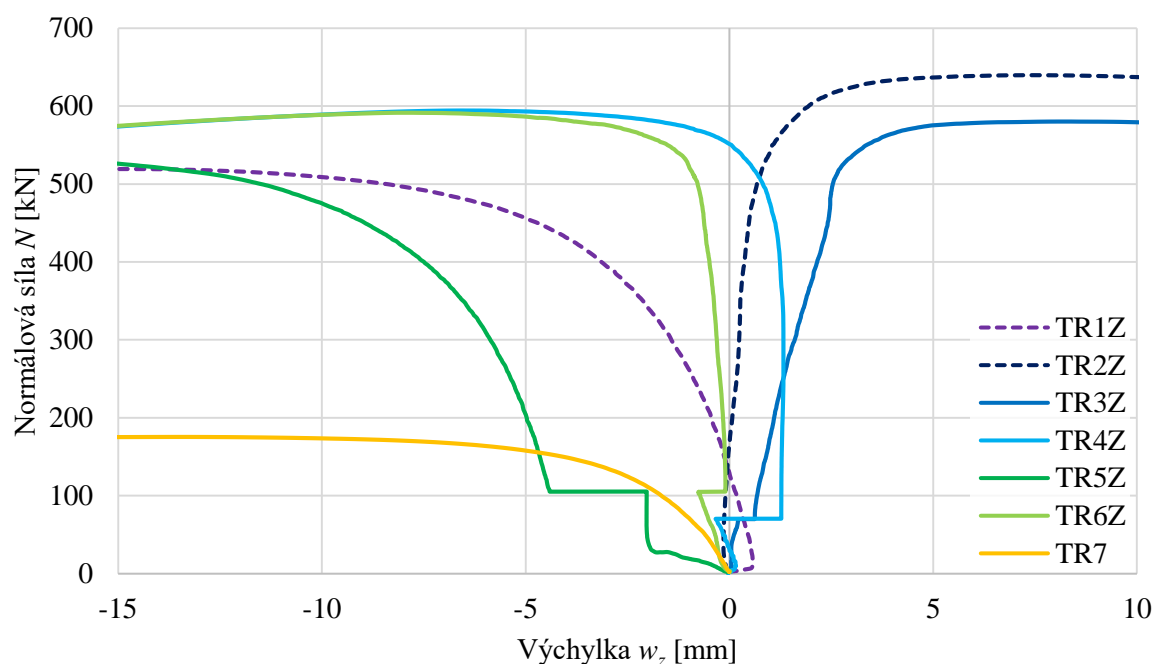


Obr. 5.17: Průběh svařování na sloupu TR5Z pod zatížením  $N_1 = 105$  kN se znázorněním osového zkrácení  $z$ , výchylky  $w_z$  ve směru osy  $z$  a normálové síly  $N$ ; svařování má červené podbarvení s očíslovanými fázemi, chlazení modré podbarvení



Byly otestovány 4 vzorky odebrané z trubek a 4 vzorky odebrané z profilů UPE tahovou zkouškou podle EN ISO 6892-1 [64]. Průměrné pevnostní charakteristiky trubky byly  $f_y = 332 \pm 3$  MPa,  $f_u = 430 \pm 2$  MPa, profilů UPE  $f_y = 313 \pm 3$  MPa,  $f_u = 447 \pm 3$  MPa. Dle EN 1993-1-1 [40] vychází únosnost původního prvku 169 kN (křivka vzpěrné pevnosti a, mez kluzu  $f_y = 332$  MPa) a zesíleného prvku 462 kN (křivka vzpěrné pevnosti c, mez kluzu  $f_y = 321$  MPa byla použita jako vážený průměr ploch původní a zesilující části průřezu); všechny prvky v experimentu, včetně těch zesílených pod zatížením, dosáhly vyšší únosnosti.

Závislost výchylky uprostřed rozpětí ve směru osy  $z$  na normálové síle je na obr. 5.18. Čárkovanou čarou jsou prvky zesílené bez zatížení.



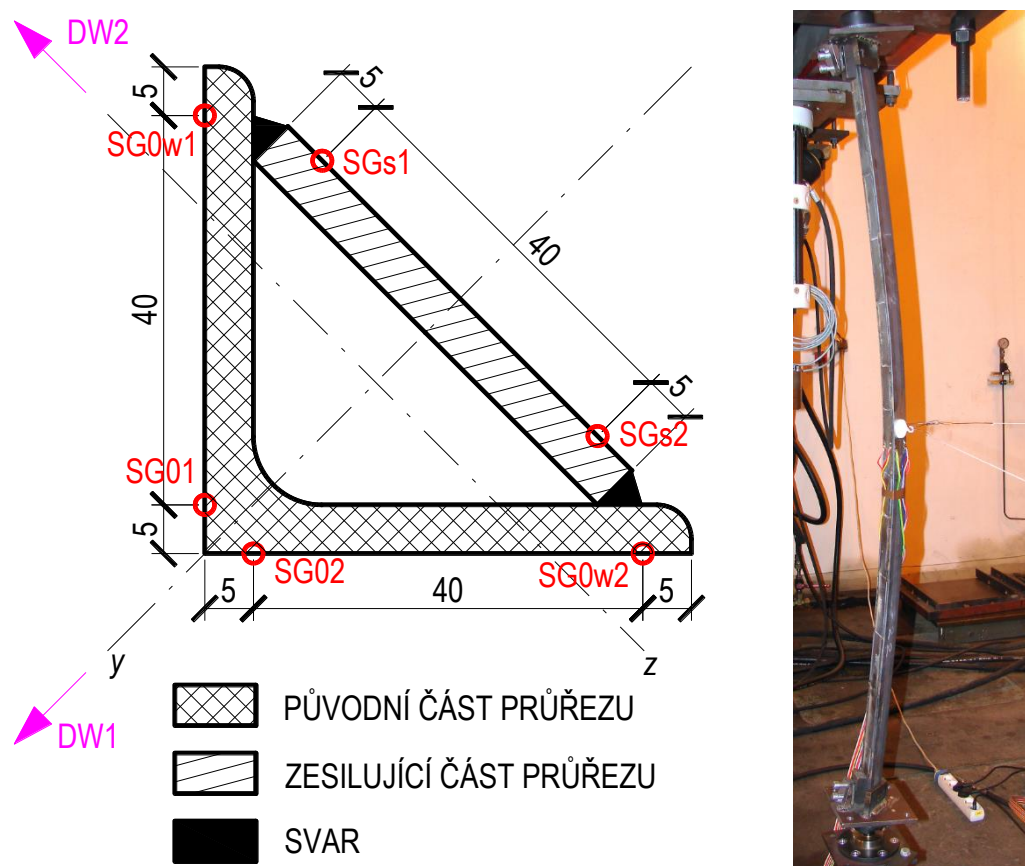
Obr. 5.18: Závislost normálové síly na výchylce ve směru osy  $z$  uprostřed výšky

Analytická metoda doporučuje maximální součinitel zatížení při svařování  $\alpha_g = 0,81$ . Při původním zatížení  $N_1 = 70$  kN vychází normálové napětí  $\sigma_x = 112$  MPa, při  $N_1 = 105$  kN  $\sigma_x = 197$  MPa. Návrhová metoda se součinitelem  $k = 0,5$  stanovuje při  $N_1 = 70$  kN vzpěrnou únosnost zesíleného prvku na  $N_{b,s,R} = 401$  kN, při  $N_1 = 105$  kN na  $N_{b,s,R} = 371$  kN.

#### 5.4 ÚHELNÍK L50×5

Experimenty na úhelnících byly provedeny v lednu 2017. Prut s průřezem úhelníku L50×5 byl zesilován pomocí pásovin s rozměry  $50 \times 5$  mm přivařené na vnitřní strany přírub, aby byl vytvořen uzavřený průřez (obr. 5.19). Úhelníky byly dlouhé 1 500 mm a zesilující pásovin 1 490 mm, aby nepřebíraly původní zatížení. Pruty byly všesměrně kloubově uloženy na

kulových ložiscích. Bylo ozkoušeno celkem 10 prutů: 2 nezesílené (označené LB1, LB2), 1 zesílený bez zatížení s přerušovaným svarem (LZI1), 2 zesílené bez zatížení s průběžným svarem (LZW1, LZW2), 2 zesílené pod zatížením s přerušovaným svarem a krátkým svarem uprostřed bez zatížení, aby mohly být nalepeny tenzometry (LSI1, LSI2), 2 zesílené pod zatížením s přerušovaným svarem (LSI3, LSI4) a 1 zesílený pod zatížením průběžným svarem (LSW1). Měřeny byly výchylky ve směru hlavních os pomocí lankových potenciometrických snímačů polohy a poměrných přetvoření pomocí tenzometrů 1-LY11/6/350 v polovině výšky a síla na zatěžovacím válci pomocí siloměru a zkrácení pomocí indukčnostního snímače polohy na spodu.



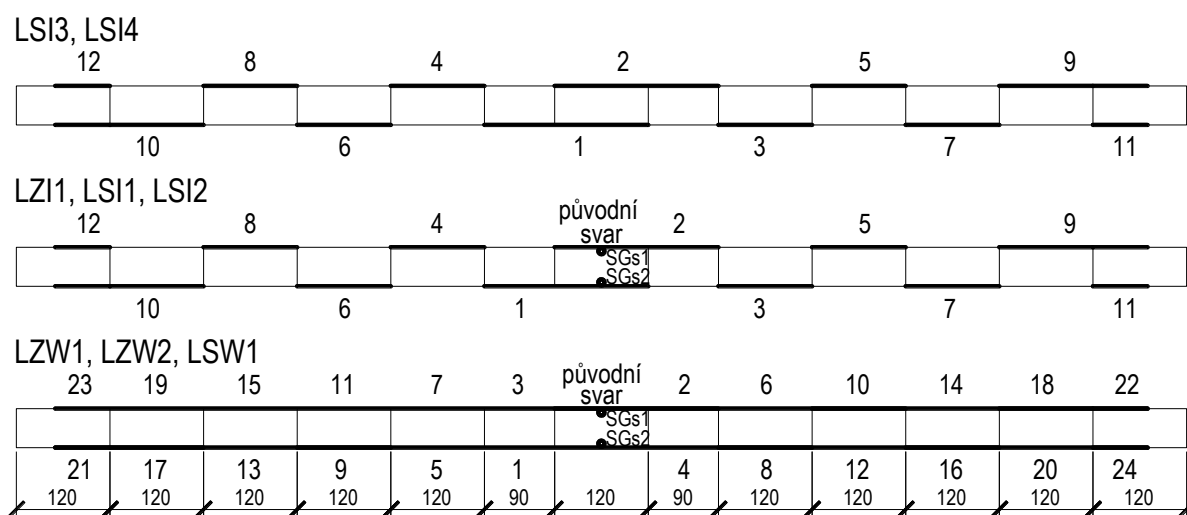
Obr. 5.19: Průřez zesíleného úhelníku L50×5 s označením tenzometrů (SG) a lankových snímačů polohy (DW); prvek LZI1 vybočený rovinným vzpěrem

Uložení prutu bylo realizované přes kovovou desku tl. 10 mm, ve které byl prut vetknut, a kulové ložisko (obr. 5.20). Uložení na obou stranách zvětšuje teoretické rozpětí prutu, které bylo uvažováno od středu koule ložiska. Celkem byla teoretická vzpěrná délka  $L_{cr} = 1\,580$  mm. Osa zatížení směřovala u původního i zesíleného prutu do těžiště původního úhelníku, tudíž na zesílený prut působil ohybový moment způsobený excentricitou zatížení  $e_{bc} = 5,1$  mm. Z výsledků tahových zkoušek provedených dle normy ČSN EN ISO 6892-1 [64] vyšla mez

kluzu  $f_y = 299 \pm 5$  MPa a mez pevnosti  $f_u = 441 \pm 8$  MPa. Tato skutečná mez kluzu je používána v dalších výpočtech. Vzpěrná únosnost původního úhelníku určená dle EC 3 [40] byla stanovena na 31,3 kN a pro zesílený prvek namáhaný osovou silou a ohybovým momentem na 41,6 kN.



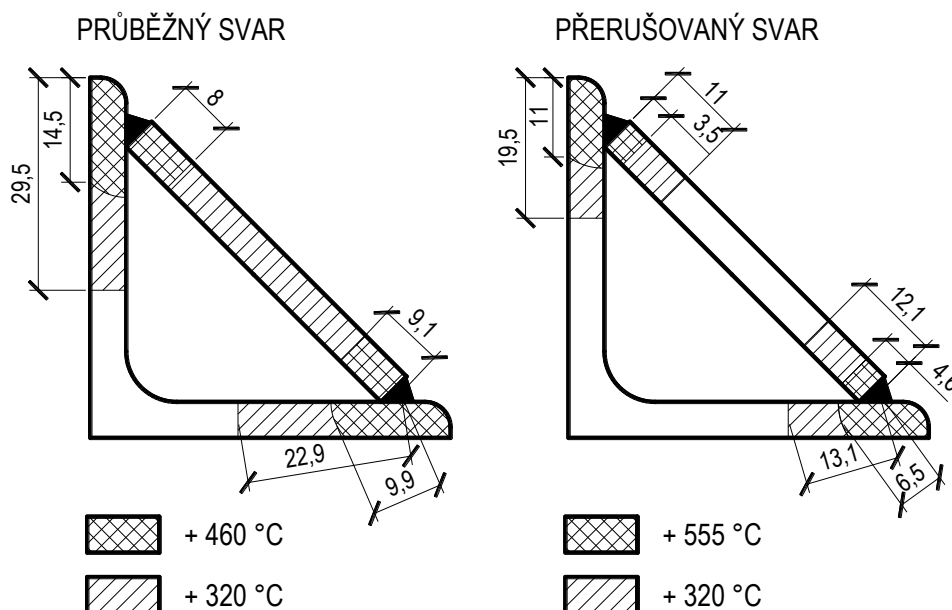
Obr. 5.20: Spodní kulové ložisko se zatěžovací sestavou – zatěžovací válec, siloměr a snímač polohy; horní ložisko s osazeným prvkem připraveným ke svařování



Obr. 5.21: Postup svařování – svar je značen tlustou čarou a pořadí jednotlivých úseků je číslováno

Byla použita metoda obloukového svařování tavící se elektrodou v ochranném plynu CO<sub>2</sub> se svařovacím drátem tl. 1,2 mm (elektrický proud  $I \cong 135$  A, elektrické napětí  $U \cong 21$  V,

rychlost svařování  $v \cong 4,6$  mm/s, postup svařování viz obr. 5.21). Pásoviny byly k prutům těsně před svařením přibodovány.



Obr. 5.22: Naměřené teploty pomocí termokříd, zprůměrované ze všech měření, kótováno od okrajů plechu a od středu svaru

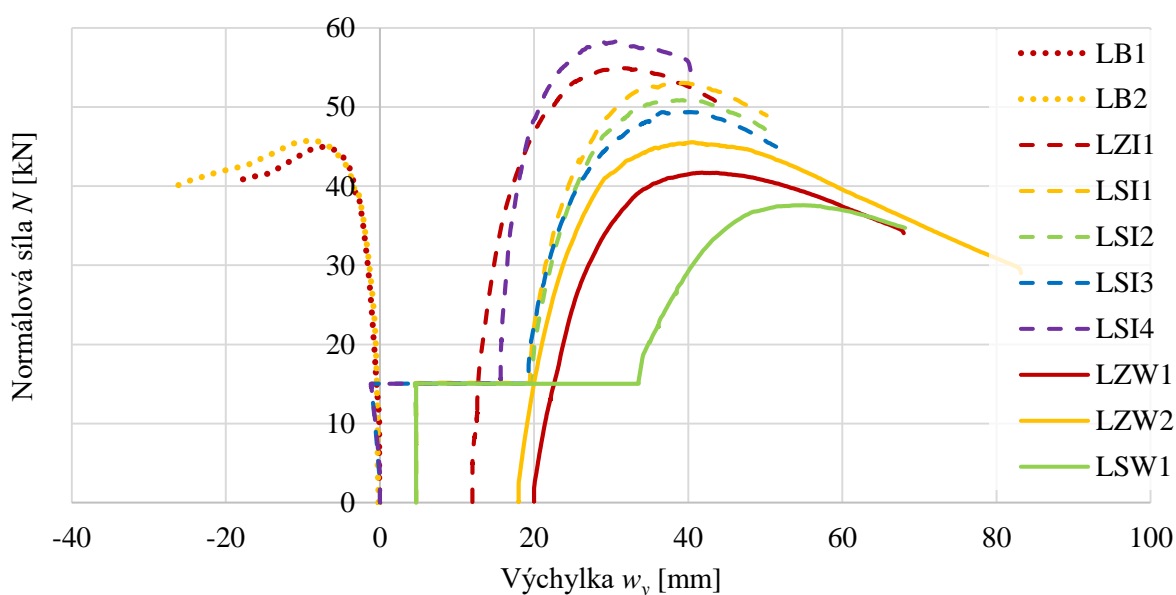
Pruty se vlivem svařování výrazně prohnutí ve směru osy  $y$ . 120mm svar uprostřed prutu provedený bez zatížení způsobil průhyb 4,7 mm (pruty LZ11, LSI1, LSI2, LSW1), přerušovaný svar po celé délce 12 mm (LZ11) a průběžný svar 19 mm (LZW1, LZW2). U prutů svařovaných pod zatížením  $N_1 = 15$  kN byl způsoben průhyb od svařování u prutů s přerušovaným svarem bez části svaru uprostřed, který byl svařený před zatěžováním, 15 mm (prvky LSI1, LSI2) a s celým přerušovaným svarem 19 mm (prvky LSI3 – 20,4 mm, LSI4 – 16,8 mm – mezi oběma pruty byl velký rozdíl v průhybu a následně i v únosnosti) a s průběžným svarem bez části svaru uprostřed, který byl svařený před zatěžováním, 29 mm (prut LSW1). Průhyb od svařování u prutů svařovaných pod zatížením  $N_1 = 15$  kN byl cca o 65 % vyšší než u prutů svařených bez zatížení. Při svařování bylo dosaženo poměrně vysokých teplot po celém průřezu (obr. 5.22), které dokonce způsobily odlepení tenzometrů SG01 a SG02 u prvku LSI4 (zajištěná maximální teplota lepidla při měření je 120 °C).

Únosnosti prutů jsou shrnuty v tab. 5.6 a závislost normálové síly na výchylce jsou znázorněny na obr. 5.23. Excentricita v uložení zesílených prutů zde není zahrnuta. Ukázalo se, že průběžný svar je pro tento typ zesílení naprosto nevhodný, protože způsobí velmi výraznou deformaci (u prutů svařovaných bez zatížení  $L/80$ , u prutu pod zatížením dokonce  $L/45$ ). Proto byl kromě dvou prutů zesílených bez zatížení experimentálně ověřen pouze jeden prut

s průběžným svařem. K omezení deformace od svaru by přispěl návrh svaru ve větší blízkosti těžišťové osy zesíleného prutu, například zesilování dalším úhelníkem místo pásovinou. Pro další experimenty byl zvolen přerušovaný svar, který sice výrazně omezil deformaci od svařování ( $L/125$  u prutu svařovaného bez zatížení a  $L/80$  u prutů svařovaných pod zatížením), nicméně ta stále zůstávala velmi výrazná a kromě nebezpečně vyhlížejícího vzhledu také přispívala ke snížení únosnosti zesíleného prutu. Norma EN 1090-2 [51] stanovuje maximální úchytku od přímé osy prostě podepřených prutů na  $L/750$ . Celkově lze tento způsob zesílení hodnotit jako nevhodný kvůli nepřijatelnému průhybu a také zanedbatelnému zvýšení únosnosti (u průběžného svaru dokonce ke snížení).

Označení	$w_{1,exp}$ [mm]	$N_{b,Re}$ [kN]	$N_{b,s,R}$ [kN]	Popis
LB1	-0,3	45,0		Nezesílený
LB2	-0,2	45,7	31,3	
LZI1	12,7	54,9	45,6	Zesílený bez zatížení – přerušovaný svar
LZW1	22,6	41,7	37,9	Zesílený bez zatížení – průběžný svar
LZW2	20,0	45,6		
LSI1	19,5	53,1	43,0	Zesílený pod zatížením – přerušovaný svar – se svařem uprostřed bez zatížení
LSI2	20,1	50,9		
LSI3	19,3	49,4		Zesílený pod zatížením – přerušovaný svar – bez svaru uprostřed bez zatížení
LSI4	15,7	58,3		
LSW1	33,5	37,6	37,0	Zesílený pod zatížením – průběžný svar

Tab. 5.6: Experimentálně zjištěný průhyb  $w_{1,exp}$  při zatížení  $N_1 = 15$  kN a vzpěrná únosnost  $N_{b,Re}$ , vypočítaná únosnost  $N_{b,s,R}$



Obr. 5.23: Závislost normálové síly na výchylce uprostřed prutu

Vyšší deformace od svařování při svařování pod zatížením byla způsobena oslabením části průřezu vysokými teplotami. V případě průběžného svaru bylo jedním svarem oslabeno teplotou nad 460 °C 16 % původního průřezu a 16 % zesíleného průřezu a nad 320 °C dokonce 30 % původního průřezu a 37 % zesíleného průřezu. V případě průběžného svaru v důsledku nižší teploty celkového prohřátí byl původní průřez oslaben teplotou nad 320 °C o 20 % a zesílený o 21 %.

#### 5.4.1 Analytické určení únosnosti a přetvoření úhelníku

Byla určena maximální dosažená teplota podle rovnice (3.13) s tvarovým součinitelem  $F_N = 0,67$  a počáteční teplotou 20 °C pro přerušovaný svar a 80 °C pro průběžný svar. Srovnání s experimentálními hodnotami určenými z průměrů vzdáleností naměřených termokřídami (viz obr. 5.22) je v tab. 5.7.

Průběžný svar			Přerušovaný svar		
$T_p$ [°C]	$r_a$ [mm]	$r_{exp}$ [mm]	$T_p$ [°C]	$r_a$ [mm]	$r_{exp}$ [mm]
320	14,6	24,0	320	11,7	12,6
460	9,2	9,5	555	6,5	5,6
500	8,3	–	500	7,3	–

Tab. 5.7: Srovnání vzdáleností, kde byla dosažena určená teplota, analyticky ( $r_a$ ) a termokřídou ( $r_{exp}$ )

	$I_{temp}$ [mm <sup>4</sup> ]	$W_{el,temp}$ [mm <sup>3</sup> ]	$N_{cr,e}$ [kN]	$N_1$ [kN]	$e_{temp}$ [mm]	$\Delta w$ [mm]	$w_{temp}$ [mm]	$\sigma_{x,1}$ [MPa]	$\Delta w_{temp}$ [mm]	$e_0$ [mm]	$w_0$ [mm]
Průběžný svar	16 620	1 101	26,3	15,0	3,44	4,77	14,55	242	5,08	2,82	18,49
Přerušovaný svar	18 406	1 187	27,5	15,0	3,35	4,36	13,35	211	4,29	2,82	12,41

Tab. 5.8: Vybrané charakteristiky a výsledky analytického výpočtu

Únosnost oslabeného prutu byla posouzena podle postupu uvedeného v kapitole 3.2. Výsledky jsou uvedeny v tab. 5.8. Maximální normálové napětí  $\sigma_{x,1}$  nepřekročilo mez kluzu materiálu, tudíž prut zůstává při původním zatížení  $N_1 = 15$  kN stabilní. Výsledná amplituda zakřivení při zatížení 15 kN vyšla 28,8 mm pro průběžný svar (experimentálně 33,5 mm) a 21,0 mm pro přerušovaný svar (experimentálně 19,2 mm).

Únosnost prutů zesílených pod zatížením je posouzena podle kapitoly 4.3. Těžiště ideálního zesíleného průřezu bylo oproti ose zatěžování posunuto o  $e_{bc} = 5,1$  mm, protože osa zatěžování stále procházela těžištěm ideálního nezesíleného průřezu. Tato excentricita v uložení byla na

opačnou stranu než průhyb od svařování, a proto je možné snížit počáteční vybočení zesíleného prutu  $w_0$  o tuto excentricitu v uložení  $e_{bc}$ . Modul průřezu zesíleného prutu je použit plastický. Únosnost prutu zesíleného přerušovaným svarem (LSI) je potom:

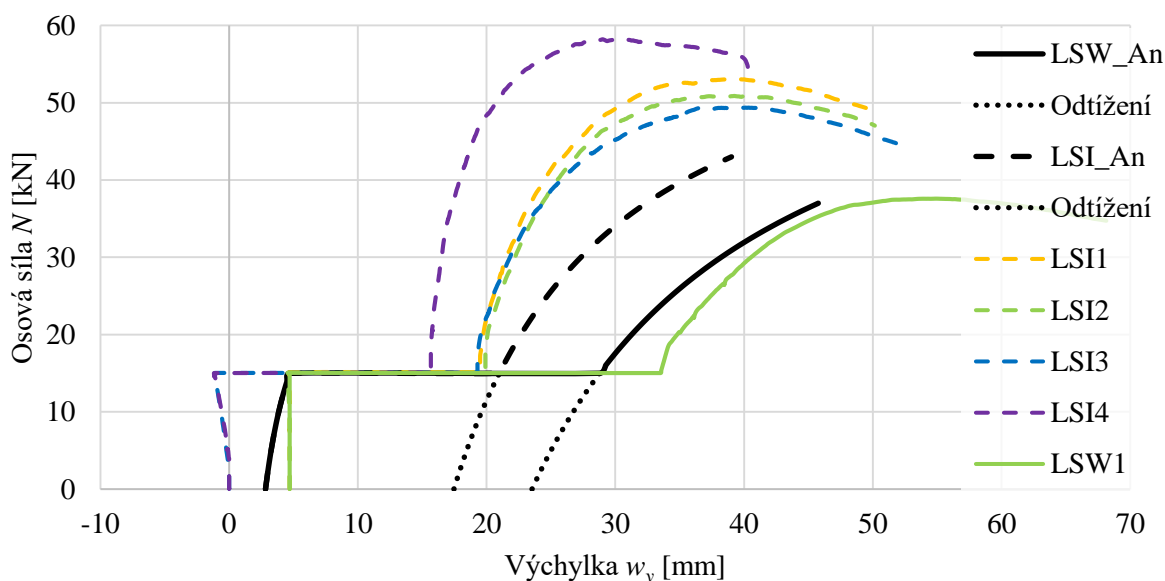
$$\alpha_z = \frac{w_0 \cdot A_z}{(\bar{\lambda} - 0,2) \cdot W_z} = \frac{12,41 \cdot 730}{(1,795 - 0,2) \cdot 6\,069} = 0,936 \quad (5.2)$$

$$\phi = 0,5 \cdot [1 + \alpha_z \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (5.3)$$

$$\phi = 0,5 \cdot [1 + 0,936 \cdot (1,795 - 0,2) + 1,795^2] = 2,859$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} = \frac{1}{2,859 + \sqrt{2,859^2 - 1,795^2}} = 0,197 \quad (5.4)$$

$$N_{b,s,R} = \chi \cdot A_z \cdot f_y = 0,197 \cdot 730 \cdot 299 = 43,0 \text{ kN} \quad (5.5)$$



Obr. 5.24: Závislost normálové síly na výchylce uprostřed prutu – srovnání analytického řešení s experimenty

Podobná únosnost s únosností prutu zesíleného bez zatížení stanovené pomocí EC 3 [40] ( $N_{b,Rd} = 41,6 \text{ kN}$  – kombinace tlaku a ohybového momentu) je způsobena zejména tím, že v uvedeném postupu známe stranu, na kterou bude prut vybočovat, a můžeme od sebe odečíst excentricitu prohnutím a v podporách. Další výsledky jsou shrnuty v tab. 5.6 pro srovnání s experimentálními výsledky. Výsledky analytického postupu vychází oproti experimentálním

mírně na stranu bezpečnou (průměrně  $N_{b,s,R} / N_{b,Re} = 82 \%$  pro přerušovaný svar (LSI) a  $N_{b,s,R} / N_{b,Re} = 98 \%$  pro průběžný svar (LSW); viz obr. 5.24). Některé pruty vybočovaly před svařováním a po svařování na opačnou stranu, takže jejich únosnost mohla být tímto zvýšena. Pokud by byly použity nominální hodnoty meze kluzu, návrh by byl bezpečnější.

Lze předpokládat, že vzhledem k vysoké štíhlosti prutů není potřeba uvažovat s reziduálním napětím. Štíhlost původního prutu  $\lambda_0$  a zesíleného prutu  $\lambda_z$  je:

$$\lambda_0 = \frac{L_{cr,z}}{i_{z,0}} = \frac{1\,580}{9,70} = 163; \lambda_z = \frac{L_{cr,z}}{i_{z,z}} = \frac{1\,580}{10,57} = 149 \quad (5.6)$$

$L_{cr,z}$  vzpěrná délka pro vybočení kolem měkké osy  $z$ ,

$i_{z,0}$  poloměr setrvačnosti původního prutu k ose  $z$ ,

$i_{z,z}$  poloměr setrvačnosti zesíleného prutu k ose  $z$ .

Aby reziduální napětí mělo vliv na únosnost prutu, hodnota tlakového reziduálního napětí  $\sigma_{rc}$  by musela být minimálně  $\sigma_{rc} = 206$  MPa, což je více než 2/3 meze kluzu  $f_y$ :

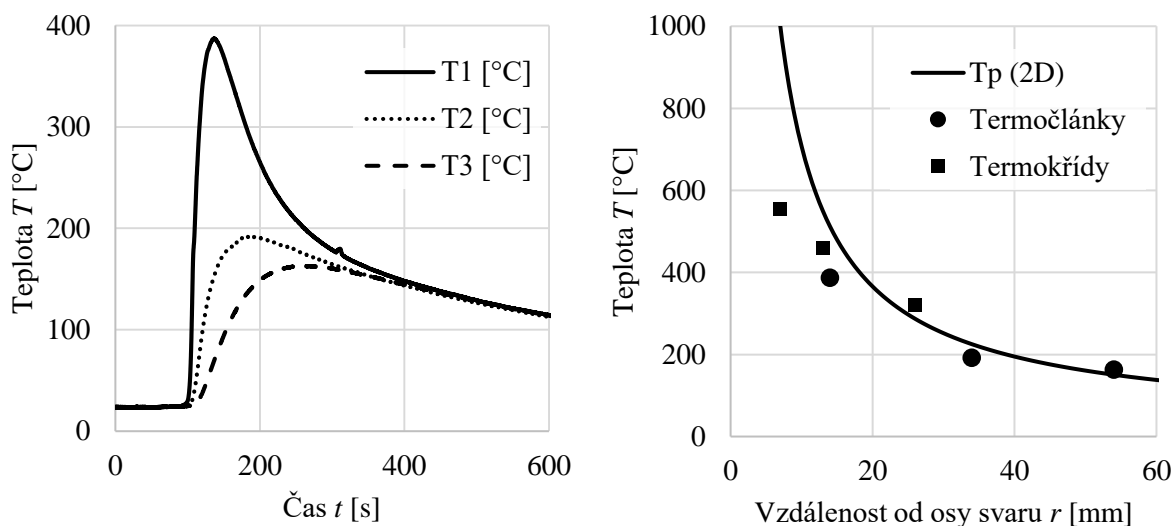
$$\lambda_z = \lambda_1 = \pi \cdot \sqrt{\frac{E}{f_y - \sigma_{rc}}} = \pi \cdot \sqrt{\frac{210\,000}{299 - 206}} = 149 \quad (5.7)$$

Tak vysoká hodnota tlakového reziduálního napětí zřejmě nebude dosažena i přes svařování pod zatížením, tudíž není nutno v této sérii experimentů s reziduálním napětím uvažovat.

## 5.5 MĚŘENÍ TEPLoty PŘI SVAŘOVÁNÍ

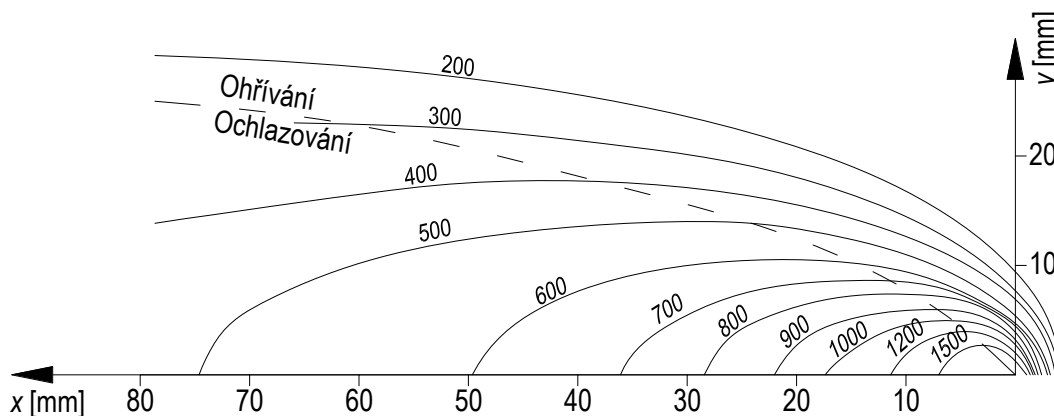
Pro ověření teplotního rozdělení při svařování byla měřena teplota na profilu IPE 160 pomocí tří termočlánků ve vzdálenosti 20 mm (označení T1), 40 mm (T2) a 60 mm (T3) od okraje pásnice a termokříd pro teploty 320, 460 a 555 °C. Byla použita metoda obloukového svařování tavící se elektrodou v ochranné atmosféře plynu CO<sub>2</sub>. Housenka svaru byla umístěna na okraji pásnice a svařováno bylo kontinuálně zhruba 20 cm před termočlánek až po 20 cm za termočlánek. Zdroj byl nastaven na hodnoty  $I \cong 140$  A,  $U \cong 21$  V a rychlost svařování byla  $v \cong 5$  mm/s. Při předpokládaném součiniteli účinnosti svařování  $\eta = 0,8$  byla efektivní intenzita svařování  $q = 470$  J/mm. Termokřídly pro teploty 320, 460 a 555 °C byly použity na dvou místech a výsledky obou měření zprůměrovány. Pro analytický výpočet byl použit tvarový součinitel  $F_2 = 2$ . Podle Hünersena et al. [18] vychází standardní teplotní pole modifikované o  $F_x = 0,467$  a  $F_y = 0,607$  (viz obr. 5.26). Výsledky měření z termočlánků a srovnání s měřením pomocí termokříd a analytickým výpočtem maximální dosažené teploty  $T_p$  jsou na obr. 5.25.





Obr. 5.25: Výsledky měření a analytického výpočtu ( $T_p(2D)$ ) teploty v závislosti na čase a vzdálenosti od svaru

Výsledky z jednotlivých měření i analytického výpočtu se poměrně dobře shodují. Největší rozdíly jsou v blízkosti svaru a podle experimentálního měření vychází křivka závislosti teploty na vzdálenosti od osy svaru méně strmá. Na druhou stranu už ve vzdálenosti 5 mm od osy svaru byl rozteklý kov housenky a analytický model předpovídá v této vzdálenosti 1 400 °C (bod tavení oceli je přibližně 1 500 °C).



Obr. 5.26: Modifikované teplotní pole podle [18]

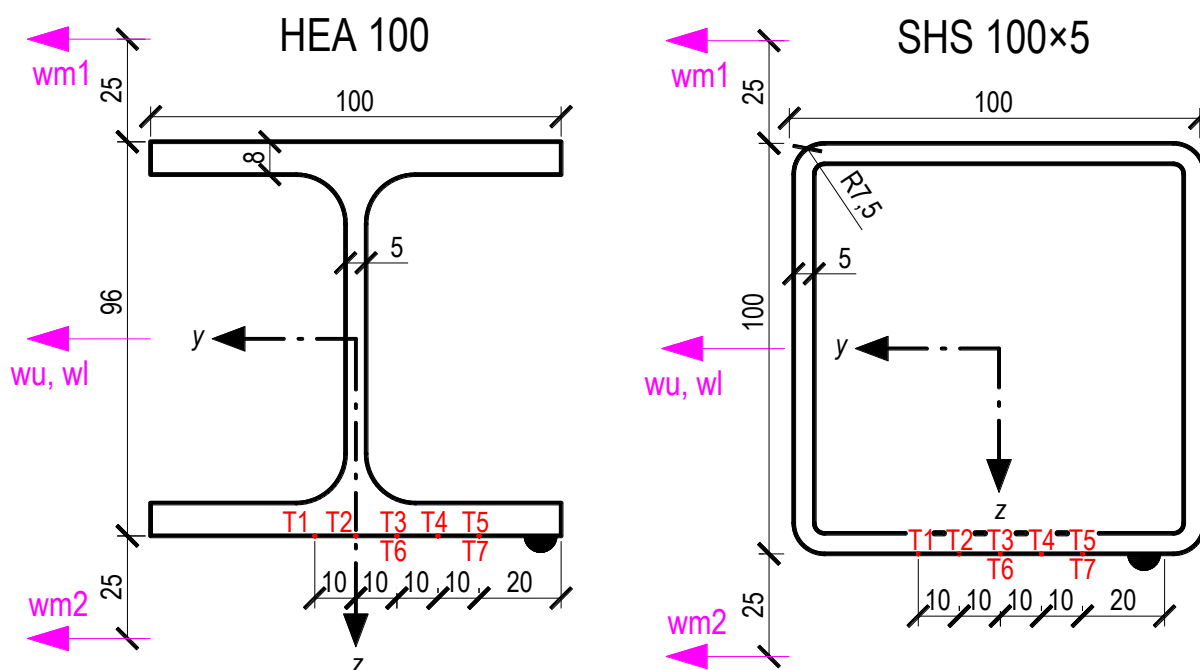
## 5.6 SVAŘOVÁNÍ NA SLOUPECH HEA 100 A SHS 100×5

Experimenty na sloupech průřezů HEA 100 a SHS 100×5 délky 3 m byly provedeny v listopadu 2017. Účelem těchto experimentů bylo ověření maximálního stupně zatížení  $\alpha_g$ , při kterém je možné bezpečně zesilovat svařováním. Sloupy byly uloženy na britových ložiscích, kloubově kolem osy  $z$  a vetnuté kolem osy  $y$ . Nejprve byly zatíženy na maximální vypočtené zatížení podle kapitoly 3.2, při kterém je stále bezpečné svařovat. Na sloupech s průřezem

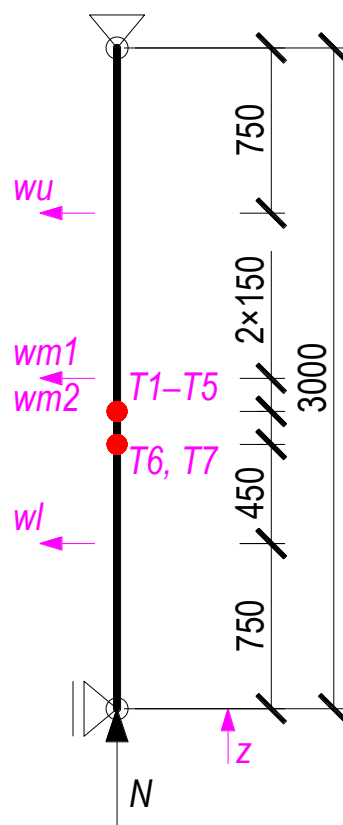
HEA 100 bylo svařováno při zatížení  $N_1 = 158 \text{ kN}$  ( $\alpha_g = 0,79$ ), na sloupech s průřezem SHS 100×5 při zatížení  $N_1 = 290 \text{ kN}$  ( $\alpha_g = 0,85$ ) – viz tab. 5.10. Housenka svaru byla nanášena podle navržených hodnot napětí, proudu a rychlosti svařování metodou obloukového svařování tavící se elektrodou v ochranné atmosféře plynu  $\text{CO}_2$  (viz tab. 5.9, účinnost svařování  $\eta_a = 0,8$ ) až zhruba 15 cm nad polovinu výšky sloupu. Poté byla při pokračujícím svařování osová síla zvyšována až do porušení sloupu rovinným vzpěrem. Hodnoty svařovacích parametrů jsou v tab. 5.9 a průběh maximální teploty  $T_p$  na vzdálenosti od svaru na obr. 5.30. Měřeny byly posuny ve třech výškových úrovních –  $w_u$ ,  $w_{m1}$ ,  $w_{m2}$  a  $w_l$ , délkové změny sloupu –  $z$ , osová síla –  $N$  a teplota ve dvou výškových úrovních –  $T1$  až  $T7$  (viz obr. 5.27 a obr. 5.28).

	$I$ [A]	$U$ [V]	$v$ [mm/s]	$q$ [J/mm]	$T_0$ [°C]	$F_2$	$t_p$ [mm]	$\Delta t_{8/5}^{(2D)}$ [s]	$r_{500}$ [mm]
HEA	110	20,5	2,7	668	20	1	8	15,9	18,7
SHS	110	20,5	2,7	668	20	2	5	20,3	15,0

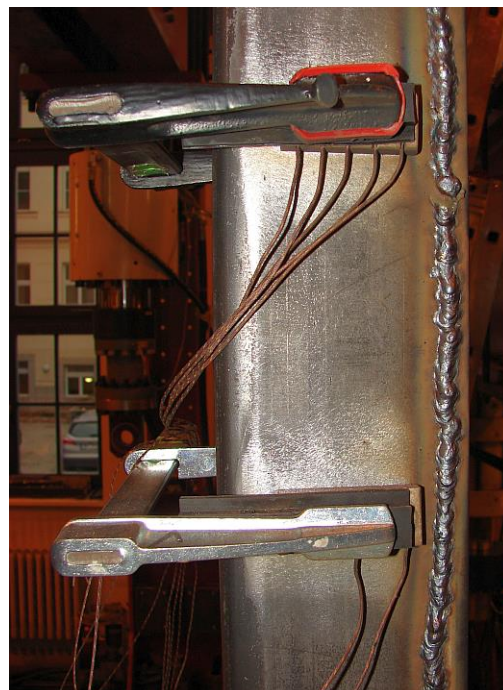
Tab. 5.9: Navržené parametry svařování a analytické určení rychlosti chladnutí a vzdálenosti  $r_{500}$ , při které je dosaženo 500 °C



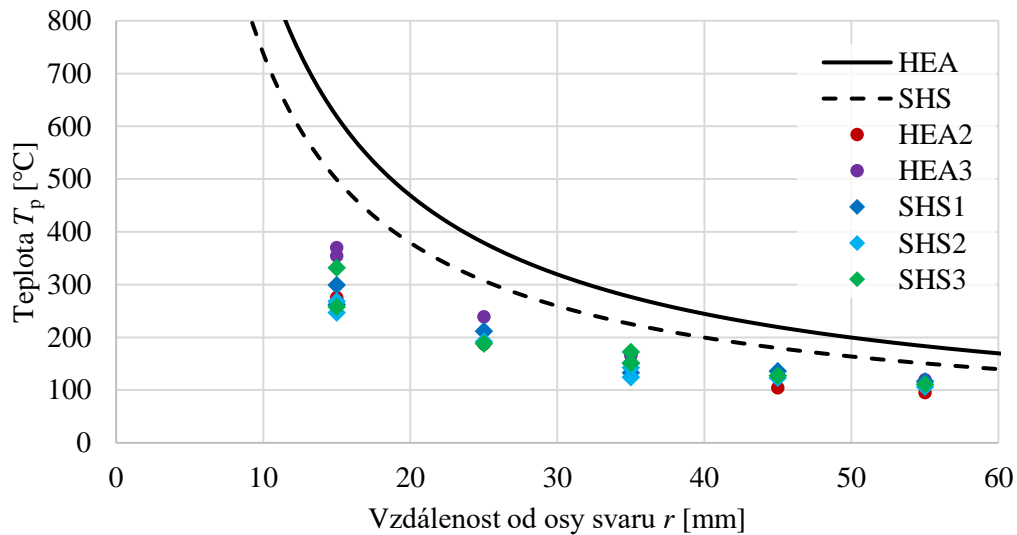
Obr. 5.27: Průřezy, housenka svaru a poloha měřených bodů po průřezu pomocí termočlánků ( $T$ ) a lankových snímačů polohy ( $w$ )



Obr. 5.28: Vybočený sloup SHS1 s navařenou housenkou svaru ve zkušební sestavě; schéma senzorů po výšce sloupu

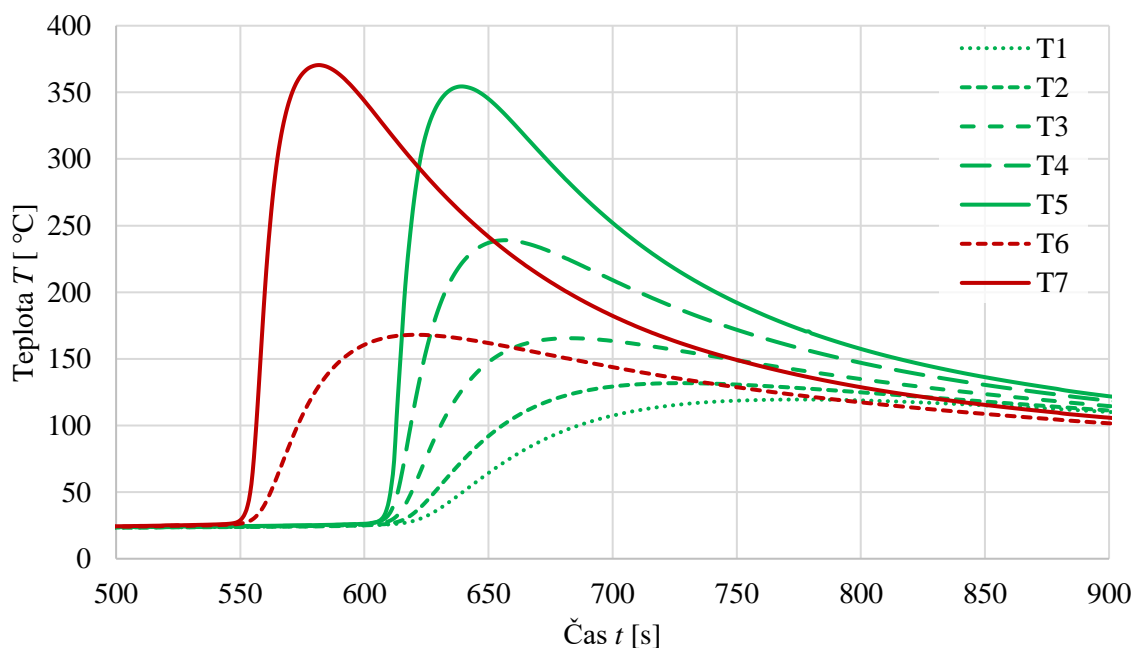


Obr. 5.29: Měření termočlánky přes azbestovou destičku přitlačenou svěrkou na sloupech HEA2 a SHS1

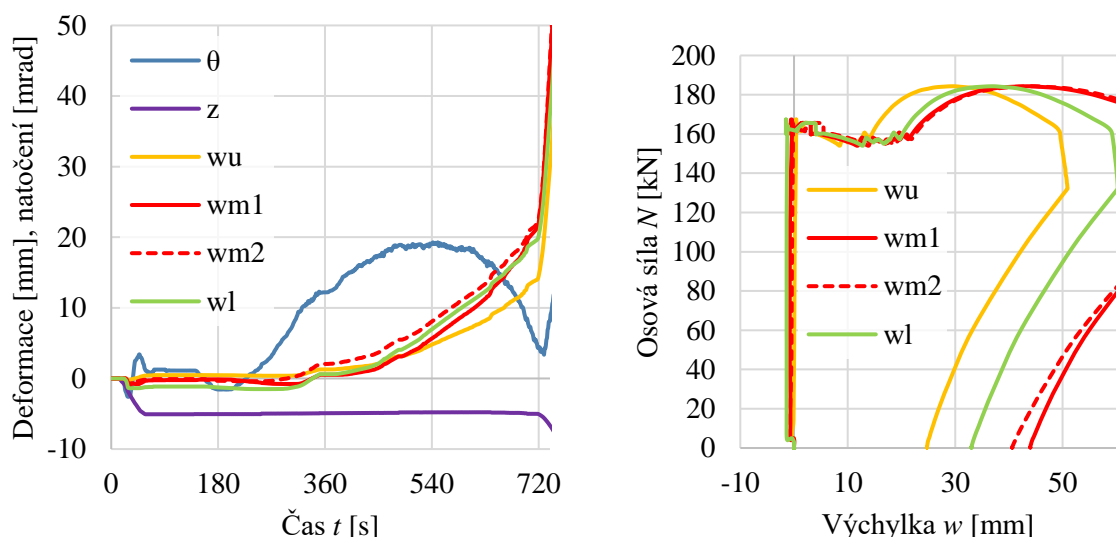


Obr. 5.30: Závislost maximální dosažené teploty na vzdálenosti od osy svaru – srovnání analytických křivek a naměřených hodnot z termočlánků

Měření teploty z termočlánků (viz obr. 5.29) ukazuje v obou případech mírně nižší teploty než teplota dle rovnice (3.13) – viz obr. 5.30. Teplota oceli byla velmi málo ovlivněna svarem ještě přibližně 5 cm před termočlánkem, sloup v polovině výšky se prohřival o pouze cca 5 °C při provedeném 1,1 m svaru. Poté teplota prudce vzrůstala, v místě  $r = 15$  mm od osy svaru o cca 300 °C za 20 s. Svar rychle chladnul a teplota v různých vzdálenostech od osy svaru se postupně vyrovnávala – viz obr. 5.31. Ke ztrátě stability rovinným vzpěrem došlo u sloupu HEA3 v čase  $t = 739$  s, kdy byla teplota na termočlánku T5 už 200 °C.



Obr. 5.31: Měření teploty z termočlánků na sloupu HEA3



Obr. 5.32: Sloup HEA3: Závislost deformací na čase a osově síle

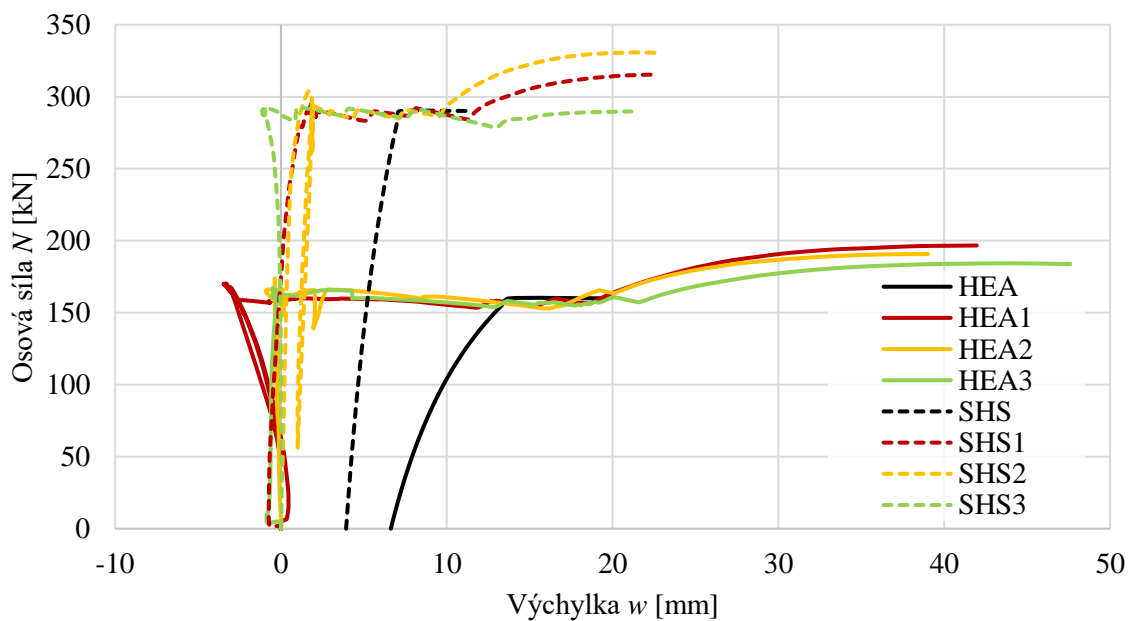
Všechny testované sloupy vybočily rovinným vzpěrem kolem kloubu břitového ložiska na stranu směrem od svaru. Z grafu na obr. 5.32 je vidět, že výchylka v horní čtvrtině sloupu  $w_u$  je nižší než výchylka v dolní čtvrtině sloupu  $w_l$ . To je způsobeno smrštěním svaru a tepelně ovlivněné oblasti. Svar na sloupech otevřeného průřezu také způsobil mírné natočení sloupu – v maximální hodnotě průměrně 19 mrad, ale natočení se vyrovnávalo při vzrůstající výchylce sloupu, tudíž zřejmě není nutné uvažovat prostorové vybočení prutu.

### 5.6.1 Analytické určení únosnosti při svařování

Výsledky analytického určení únosnosti při svařování sloupů HEA 100 a SHS 100×5 při použití jmenovitých materiálových charakteristik ( $f_y = 235$  MPa) a bez uvážení působení nesymetrického smrštění od svaru  $\Delta_{\text{vert}}$  je v tab. 5.10 a srovnání s experimentálními hodnotami na obr. 5.33. Všechny sloupy vydržely maximální přípustné zatížení při svařování podle kapitoly 3.2 a vybočily při mírně vyšším zatížení, což validuje analytické řešení. Sloupy HEA 100 vybočily průměrně při zatížení 191 kN (předpokládaná únosnost 158 kN), sloupy SHS 100×5 při zatížení 313 kN (předpokládaná únosnost 290 kN). Vzhledem k použití jmenovitých materiálových charakteristik je vypočtená únosnost až přeceněná (sloup SHS3 vybočil při zatížení 292 kN) a při dlouhých svarech způsobujících nesymetrické smrštění je vhodné zvážit výchylku  $\Delta_{\text{vert}}$  od prováděného svaru při výpočtu napětí – rovnice (3.30), přestože Huensers et al. [18] tvrdí, že během svařování ještě nedosahuje smrštění významných hodnot. Jejich tvrzení zřejmě platí pouze pro kratší úseky svarů.

	HEA 100	SHS 100×5
$E =$	210 000 MPa	210 000 MPa
$f_y =$	235 MPa	235 MPa
$L_{cr} =$	3 000 mm	3 000 mm
$\alpha =$	0,49	0,21
$L_{temp} =$	80 mm	85 mm
$L =$	3 000 mm	3 000 mm
$A_0 =$	2 124 mm <sup>2</sup>	1 870 mm <sup>2</sup>
$A_{temp} =$	1 810 mm <sup>2</sup>	1 720 mm <sup>2</sup>
$W_0 =$	26 800 mm <sup>3</sup>	55 800 mm <sup>3</sup>
$W_{temp} =$	21 102 mm <sup>3</sup>	50 026 mm <sup>3</sup>
$I_0 =$	1 340 000 mm <sup>4</sup>	2 790 000 mm <sup>4</sup>
$I_{temp} =$	1 055 110 mm <sup>4</sup>	2 501 275 mm <sup>4</sup>
$N_1 =$	<b>158 423 N</b>	<b>290 119 N</b>
$\Delta w =$	3,41 mm	2,80 mm
$r_{500} =$	18,7 mm	15,0 mm
$L_{cr,e} =$	3 053 mm	3 024 mm
$N_{cr,e} =$	298 033 N	632 392 N
$\bar{\lambda}_{temp} =$	1,294	0,834
$e_{temp} =$	6,76 mm	3,97 mm
$w_{temp} =$	19,65 mm	11,44 mm
$\sigma_x =$	<b>235 MPa</b>	<b>235 MPa</b>

Tab. 5.10: Analytický výpočet únosnosti při svařování

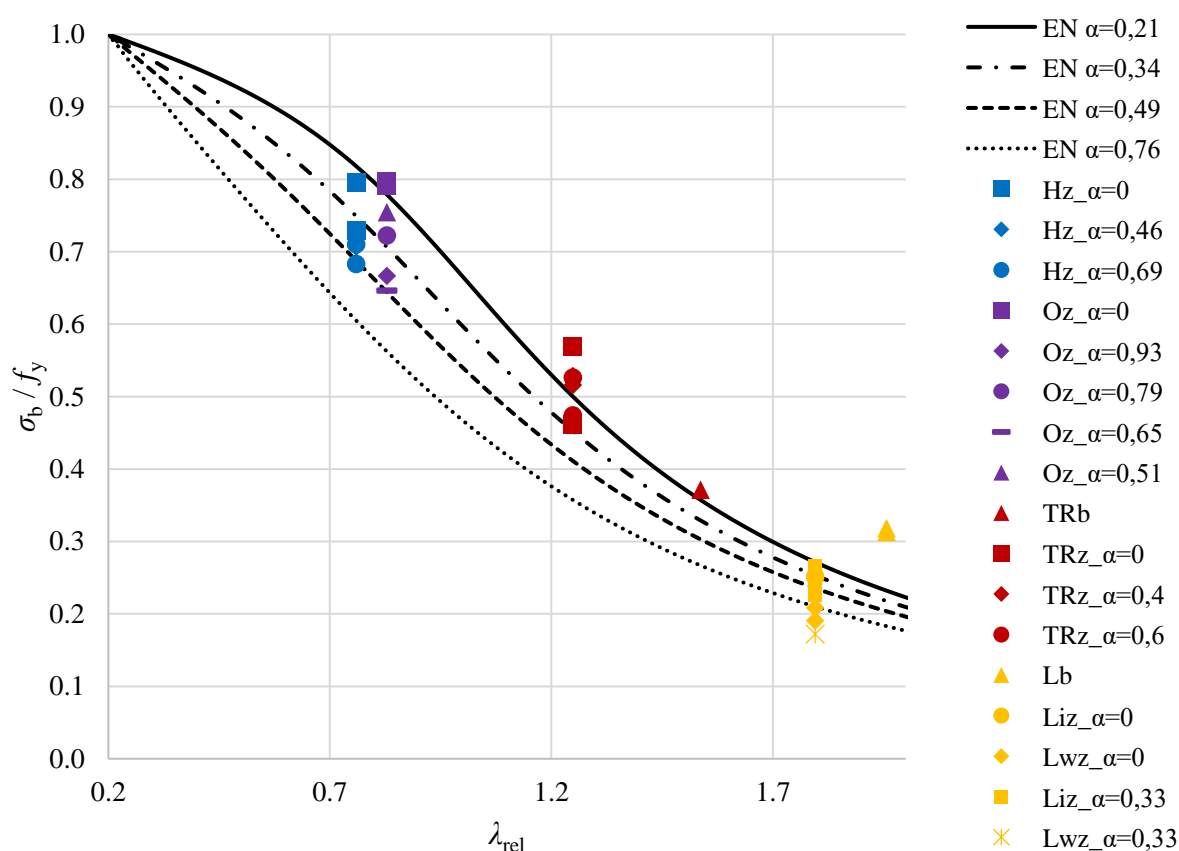


Obr. 5.33: Průběh výchylky ve směru osy y uprostřed prutu (průměr ze snímačů  $w_{m1}$  a  $w_{m2}$ ) na osové síle  $N$

Návrh svařování by rozhodně měl minimalizovat tuto výchytku  $\Delta_{\text{vert}}$ , tj. rozdělit dlouhé úseky svarů na kratší a svařovat vždy střídavě na jedné a na druhé straně. Při zesilování je přivařován další prvek na původní prvek, což snižuje tvarový součinitel  $F_2$ , případně  $F_3$  a do původního prvku se dostane vlivem svařování méně tepla. Navíc moment setrvačnosti je postupně přivařovaným zesilujícím prvkem zvyšován. Experimenty simulovaly nejhorší kombinaci dlouhých svarů bez přispění tuhosti zesilujícího prvku.

## 5.7 SHRNUTÍ A STATISTICKÉ VYHODNOCENÍ EXPERIMENTŮ

Experimentálně stanovené únosnosti všech osově zatížených prutů byly shrnuty do grafu vzpěrné pevnosti k mezi kluzu v závislosti na poměrné štíhlosti (viz obr. 5.34). Všechny použité hodnoty byly experimentálně zjištěné. Samotné nezesílené úhelníky vykázaly nečekaně vysokou vzpěrnou pevnost, což mohlo být způsobeno nedokonalým kloubovým uložením a jejich vzpěrná délka byla nejspíše mírně kratší. Zesílené úhelníky byly působením svařování prohnuté a nevyhovovaly tolerancím stanoveným v EN 1090-2 [51] pro přímost prostě podepřených dílců. Ostatní prvky – zesílené HEA profily a trubky – mají poměrně standardní rozdělení, což poukazuje na fakt, že původní zatížení zesílené prvky příliš neovlivňuje.



Obr. 5.34: Shrnutí experimentálně stanovených únosností v závislosti na poměrné štíhlosti a srovnání s křivkami vzpěrných pevností

Vypovídající hodnota statistického vyhodnocení experimentů je omezena různorodostí experimentů. Jsou rozděleny do dvou hlavních skupin: symetricky a nesymetricky zesílené. Dále jsou rozlišovány pruty původní, zesílené bez zatížení a zesílené pod zatížením. Jednotlivé stupně zatížení  $\alpha_g$  už nejsou rozlišovány. Pro statistické vyhodnocení byl využit postup dle přílohy D normy EN 1990 [67]. Protože jsou v jedné skupině použity různé typy průřezů či různý směr vybočení, jsou hodnoty únosnosti normalizovány a z nich je poté spočítán variační koeficient. Norma uvádí, že pokud je variační koeficient  $V_x$  neznámý, neměl by se uvažovat menší než 0,1. Nicméně v následujícím statistickém vyhodnocení je použit vypočtený variační koeficient, neboli výběrová směrodatná odchylka  $s_x$  normalizovaných únosností  $N_{b,Ri} / m$ , protože hodnoty vzpěrných únosností nemají zpravidla tak velký rozptyl. Hodnota  $k_n$  je určena z tabulky D.1 [67] s předpokladem neznámého variačního koeficientu. Jednotlivé skupiny jsou v tab. 5.11 a tab. 5.12 odlišeny podbarvením.

Největší soubor tvoří symetricky zesílené prvky (HEA 100 a trubky). 12 prvků už je poměrně významný statistický soubor, avšak pro jednotlivé prvky byl použit různý stupeň zatížení. Na druhou stranu statistické vyhodnocení úhelníků je téměř zbytečné, protože se odlišovaly typem svaru, čemuž odpovídá vysoký rozptyl výsledků. Stupeň zatížení  $\alpha_g$  je v tab. 5.11 a tab. 5.12 uveden jako  $\alpha_{g,exp}$ , který je určen z experimentálně zjištěné únosnosti původního průřezu, nebo jako  $\alpha_{g,d}$  určený z návrhové únosnosti původního průřezu.

Charakteristická hodnota únosnosti trubky a prvků HEA 100 zesílených bez zatížení kolmo na pásnice (typ O) určená pomocí zkoušek  $N_{b,Rk,exp}$  poměrně dobře odpovídá vypočtené hodnotě  $N_{b,Rd}$  podle standardních normových postupů [40]. V případě prvků typu H je ovšem hodnota z experimentů nižší (o 16 %). Z důvodu nižšího variačního koeficientu a většího souboru experimentů nelze dobře srovnávat charakteristické únosnosti ze zkoušek prutů zesílených bez zatížení a pod zatížením. Zajímavé je ovšem srovnání s návrhovými hodnotami vypočtenými podle EN 1993-1-1 [40]. Charakteristická experimentální únosnost zesílených trubek dosahuje dokonce vyšší hodnoty (o 13 %) než vypočtená návrhová; naopak sloupy průřezu HEA 100 mají nižší únosnost (o 1 % pro typ O a o 17 % pro typ H).

Pro srovnání s autorovou přibližnou návrhovou metodou jsou doplněny hodnoty  $N_{b,s,Rd}$  s využitím součinitele  $k = 0,5$ . Všechny výsledky jsou na stranu bezpečnou v rozmezí 63 % až 92 % s průměrnou hodnotou a absolutní chybou  $74 \pm 2$  %.



$N_1$ [kN]	Ozn.	$\alpha_{g,exp}$	$\alpha_{g,d}$	$N_{b,Ri}$ [kN]	$m$ [kN]	$N_{b,Ri}/m$	$V_x$	$k_n$	$N_{b,Rk,exp}$ [kN]	$N_{b,Rd}$ [kN]	$N_{b,s,Rd}$ [kN]
	původní	TR7		175						169	
	zesílený	TR1		519	579	0,896	0,071	2,18	489	462	
		TR2		640		1,104					
70		TR3	0,40	0,41	580						401
		TR4	0,40	0,41	594	575					
105		TR5	0,60	0,62	533		0,047	1,89	524		371
		TR6	0,60	0,62	591						
	původní									215	
	zesílený	O1		1 084	1 080	1,004	0,071	2,18	912	877	
		O2		1 076		0,996					
200		O3	0,93	0,93	907						570
170		O4	0,79	0,79	983	949					616
140		O5	0,65	0,65	880		0,047	1,89	865		662
110		O6	0,51	0,51	1 027						708
	původní									432	
	zesílený	H1		994	1 039	0,957	0,071	2,18	877	1 020	
		H2		1 083		1,043					
200		H3	0,46	0,46	982						884
		H5	0,46	0,46	962	960					
300		H4	0,69	0,69	930		0,047	1,89	875		816
		H6	0,69	0,69	967						

Tab. 5.11: Statistické vyhodnocení symetricky zesílených prvků;  $N_{b,Ri}$  – experimentální únosnost,  $N_{b,Rk,exp}$  – charakteristická únosnost ze statistického vyhodnocení,  $N_{b,Rd}$  – únosnost dle výpočtu,  $N_{b,s,Rd}$  – analytické řešení přibližnou návrhovou metodou

Experimenty netypických T průřezů odhalují nedostatky v návrhovém postupu dle EN 1993-1-1 [40]. Srovnání charakteristických hodnot ze zkoušek a návrhových hodnot z výpočtu zesílených prvků vychází podobně jako u symetricky zesílených sloupů HEA 100.

Z důvodů rozdílného stupně zatížení  $\alpha_g$  a nepohodlného svařování pod zatížením bylo očekáváno, že variační koeficient prvků zesílených pod zatížením bude vyšší než variační koeficient prvků původních a zesílených bez zatížení, avšak nižší rozptyl výsledků mají pouze prvky ze setů A a D a ve všech ostatních případech je to naopak.

$N_1$ [kN]	Ozn.	$\alpha_{g,exp}$	$\alpha_{g,d}$	$N_{b,Ri}$ [kN]	$m$ [kN]	$N_{b,Ri}/m$	$V_x$	$k_n$	$N_{b,Rk,exp}$ [kN]	$N_{b,Rd}$ [kN]
původní	A1			148		1,033				
	A2			144	143	1,008	0,026	2,18	135	168
	A3			137		0,959				
zesílený	B1			274		0,888				
	B2			340	308	1,103	0,072	2,18	260	302
	B3			311		1,009				
70	C1	0,49	0,42	298		0,920				
	C2	0,49	0,42	347	323	1,072	0,048	2,18	289	
	C3	0,49	0,42	326		1,008				
původní	D1			160		1,011				
	D2			160	158	1,008	0,026	2,18	149	76
	D3			155		0,981				
zesílený	E1			361		0,959				
	E2			388	376	1,031	0,072	2,18	317	342
	E3			380		1,010				
70	F1	0,44	0,92	386		1,008				
	F2	0,44	0,92	380	383	0,992	0,048	2,18	343	
	F3	0,44	0,92	383		0,999				
původní	LB1			45						31
	LB2			46						
zesílený	LZI1			55		1,159				
zesílený	LZW1			42	47	0,880	0,143	3,37	24	42
	LZW2			46		0,961				
15	LSI1	0,33	0,48	53		1,065				
15	LSI2	0,33	0,48	51		1,021				
15	LSI3	0,33	0,48	49	50	0,991	0,153	2,33	32	
15	LSI4	0,33	0,48	58		1,169				
15	LSW1	0,33	0,48	38		0,754				

Tab. 5.12: Statistické vyhodnocení nesymetricky zesílených prvků;  $N_{b,Ri}$  – experimentální únosnost,  $N_{b,Rk,exp}$  – charakteristická únosnost ze statistického vyhodnocení,  $N_{b,Rd}$  – únosnost dle výpočtu,  $N_{b,s,Rd}$  – analytické řešení přibližnou návrhovou metodou

## 6 NUMERICKÉ MODELY

Výpočetní modely využívající metodu konečných prvků jsou dnes pro návrhy stavebních konstrukcí všeobecně uznávány. Pro tenkostěnné ocelové prvky jsou vhodné deskostěnové modely. Zesilování pod zatížením pomocí svařování může být modelováno na různé úrovni pokročilosti, ale vždy je nutné respektovat fáze výstavby, kdy je původní prut zatížen původním zatížením a po přivaření zesilujících prvků i dodatečným zatížením. Další nutností je uvážení geometrické a materiálové nelinearity. Svar je možné simulovat prostým spojením dvou uzlů či přesným modelováním průběhu svařování, teplotního pole a reziduálního napětí a přetvoření. Přesné modelování svařování je značně složité a vzhledem k množství nejistot a výpočetní náročnosti byly modely tvořeny spíše jednodušší. Jednoduché modely také umožňují snadno odlišit jednotlivé vlivy na únosnost a chování prutu.

Numerické modely validované na experimentech značně rozšiřují počet zkoumaných vzorků a umožňují tak formulaci analytických návrhových metod zmíněných v kapitolách 4.2.3 a 4.3.

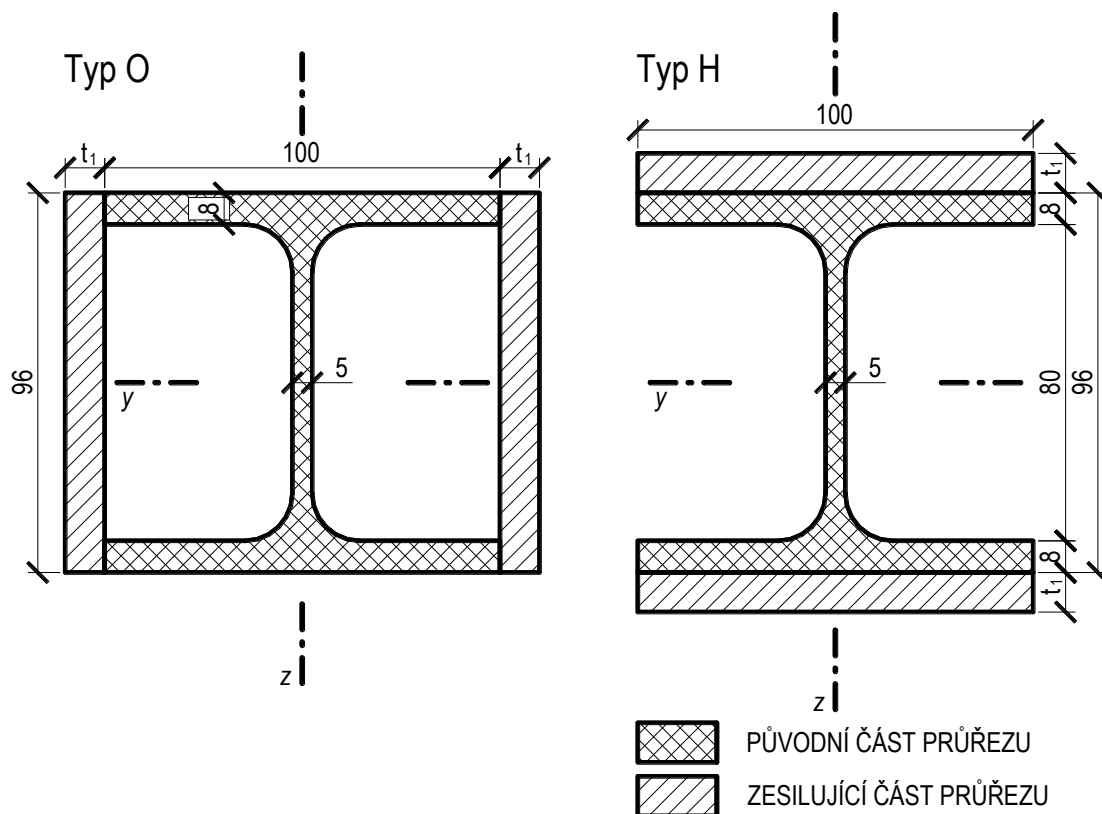
Problematika zesilování ocelových prutů zesílených pod zatížením s uvážením reziduálních napětí od svařování za pomoci přivařených prvků je modelována v programu ANSYS [46]. Tento program je vhodný, protože disponuje funkcí element birth and death, která umožňuje deaktivovat vybrané elementy tím, že drasticky sníží jejich modul pružnosti, případně i další charakteristiky. Stejný program a podobný postup využili Liu a Gannon ve své studii ohýbaných nosníků zesílených pod zatížením [26] nebo také Wang et al. [27].

### 6.1 MODELY BEZ REZIDUÁLNÍHO NAPĚTÍ OD SVAŘOVÁNÍ

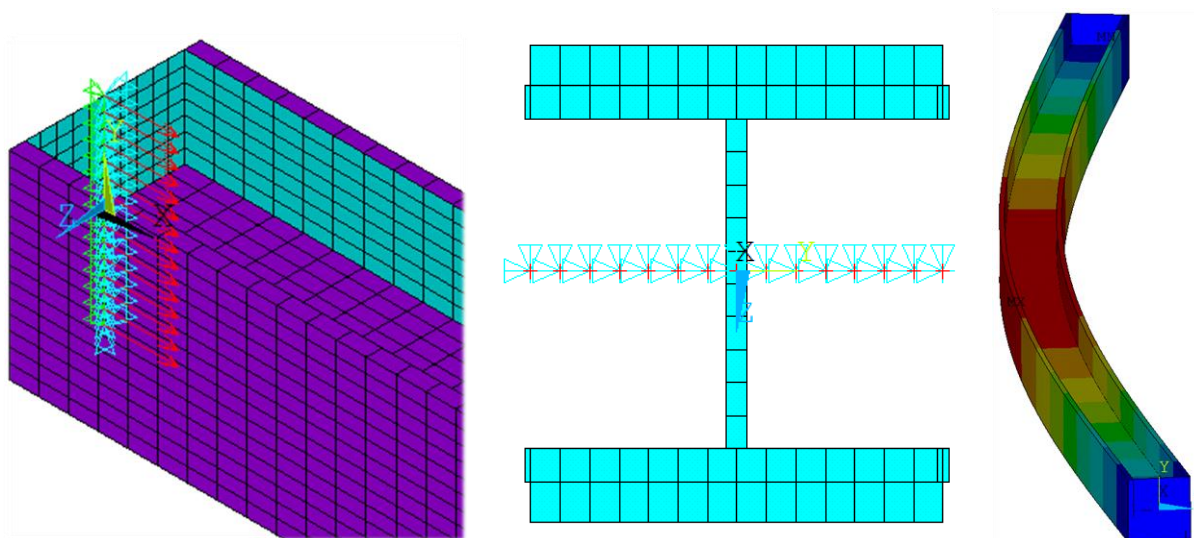
Numerické modely bez uvážení reziduálního napětí od nerovnoměrného chladnutí a od svařování zohledňují pouze vliv původního zatížení. Jsou vytvořeny v programu ANSYS® Academic Research, Release 16.2 [46] a jsou podobné experimentům zesilování průřezů HEA 100 popsané v kapitole 5.2 (pro tvar průřezu viz obr. 6.1).

Konečné prvky jsou zvoleny SHELL 181, což jsou čtyřuzlové deskostěnové prvky vhodné pro nelineární analýzy [46]. Materiál je použit pružnoplastický. Sloup je podepřen v místě břitových ložisek; v uzlech v místě horního ložiska je zabráněno posunu ve všech směrech, v uzlech v místě spodního ložiska je zabráněno posunu v horizontálním směru a dovolen posun v podélném směru. Posun uzlů v podélném směru v místě spodního ložiska je však sjednocen pomocí node coupling. Na tyto uzly je také aplikováno zatížení tlakovou silou v podélném směru. Sloup je tedy tlačný a vetknutý kolmo na jednu osu a kloubově uložený kolmo na druhou osu. Nejdříve je provedena analýza vlastních tvarů a geometrie je upravena podle

prvního vlastního tvaru, který odpovídá počátečnímu zakřivení s amplitudou  $e_0$  (viz obr. 6.2). Pomocí funkce element birth and death jsou deaktivovány prvky zesilujících pásovin a původní prvek je zatížen původním zatížením. Poté jsou prvky zesilujících pásů aktivovány a zatížení je zvýšeno. Vzpěrná únosnost je určena jako poslední dokonvergovaný krok, poté už program není schopen zvýšit sílu [68].



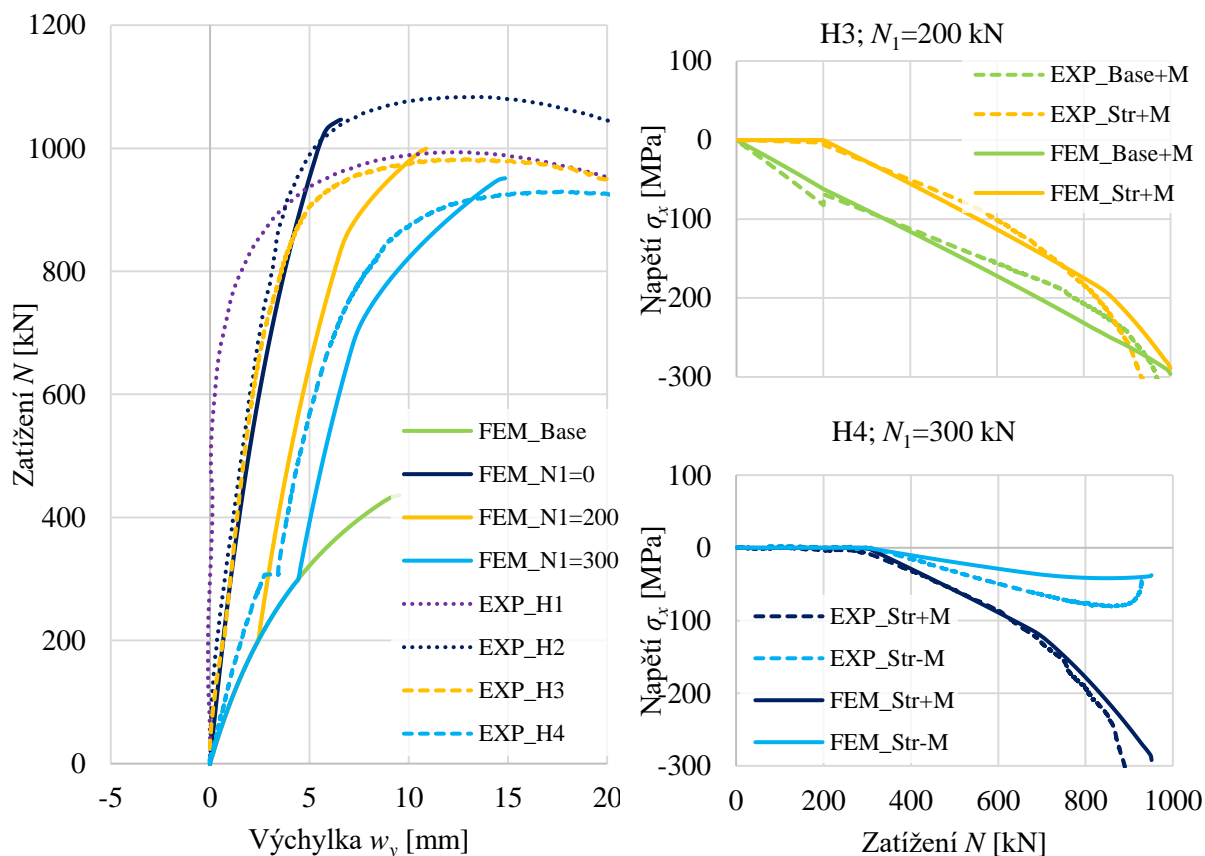
Obr. 6.1: Způsoby zesílení a jejich označení



Obr. 6.2: Síť konečných prvků v oblasti uložení – vlevo bez zobrazení tlouštěk prvků; uprostřed se zobrazením tlouštěk; vpravo první tvar vybočení

### 6.1.1 Validace modelů

Modely jsou voleny co nejjednodušší za účelem vypracování parametrické studie. Pro validaci modelů podle experimentů popsaných v kapitole 5.2 jsou modely shodné s těmi použitými v parametrické studii až na mírně upravenou geometrii průřezu, aby odpovídala experimentům, na materiálové charakteristiky určené z tahových zkoušek a na použití reálnější amplitudy ekvivalentní imperfekce ve tvaru počátečního prohnutí pro laboratorní podmínky  $e_0 = L/450$ .

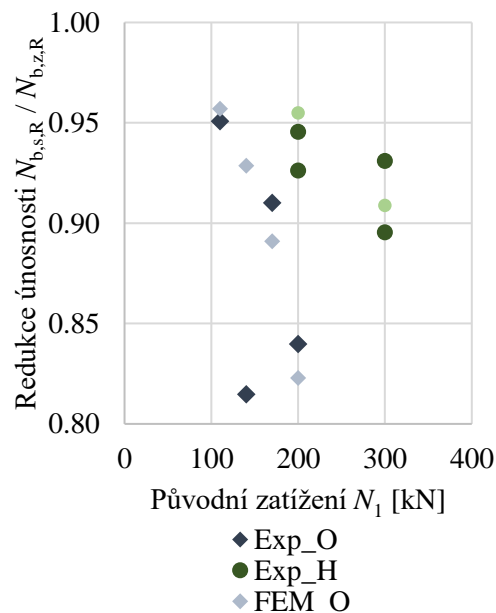


Obr. 6.3: Příklad srovnání numerických modelů s experimenty – výchylky a napětí

Na obr. 6.3 je ukázka srovnání zatížení numerických modelů s experimenty na typu zesílení H zesílených bez zatížení (experimenty H1 a H2) a s původním zatížením  $N_1 = 200$  kN (H3) a 300 kN (H4). Z grafu závislosti zatížení na výchylce uprostřed výšky je vidět, že modely, i přes využití pouze ekvivalentního průhybu jako počátečních imperfekcí, mírně přeceňují výchylku a poměrně přesně zachycují únosnost a hlavně poměr únosností prutů zesílených pod zatížením  $N_{b,s,R}$  a bez zatížení  $N_{b,z,R}$ , jak je vidět i z tab. 6.1. Na obr. 6.3 jsou rovněž dva grafy se srovnáním normálového napětí na pásnici původního průřezu (označení Base) a zesilujících pásovin (Str). Vlivem vzpěru a narůstajícího průhybu je jedna pásnice momentem z účinků druhého řádu přitěžována (+M) a druhá odtěžována (-M).

Numerické modely i přes zjednodušení v modelování okrajových podmínek a počátečních imperfekcí poměrně dobře vystihují chování tlačných prutů zesílených pod zatížením, a proto byly využity pro následující parametrické studie.

Sloup	$N_1$ [kN]	$\alpha_g$	$N_{b,Re}$ [kN]	$N_{b,s,Re} /$ $N_{b,z,Re}$	$N_{b,Rfem}$ [kN]	$N_{b,R}$ ( $k=0,5$ ) [kN]
O1	0	0	1 084		960	877
O2	0	0	1 076		960	877
O3	200	0.93	907	0.84	790	570
O4	170	0.79	983	0.91	892	616
O5	140	0.65	880	0.81	855	662
O6	110	0.51	1 027	0.95	919	708
H1	0	0	994		1 046	1020
H2	0	0	1 083		1 046	1020
H3	200	0.46	982	0.95	999	884
H4	300	0.69	930	0.90	951	816
H5	200	0.46	962	0.93	999	884
H6	300	0.69	967	0.93	951	816



Tab. 6.1: Srovnání vzpěrné únosnosti podle experimentů, numerických modelů a přibližné navrhované metody

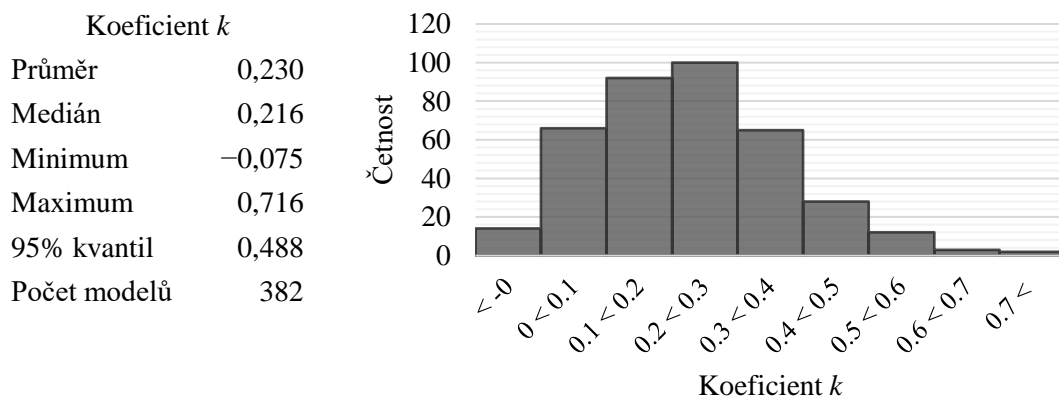
### 6.1.2 Zesilování prvků HEA 100 ocelí stejné pevnosti

Délka sloupu	2; 3; 4; 5 m
Typ zesilování	O; H
Kloubově uložená osa	tuhá osa; měkká osa
Původní zatížení (typ H, kloubově uložen kolem tuhé osy)	30 kN kroky pro 5m sloup, 50 kN kroky jinak
Stupeň zatížení (typ H, kloubově uložen kolem měkké osy)	0,2; 0,4; 0,6; 0,8
Stupeň zatížení (typ O)	0,25; 0,5; 0,75
Equivalentní počáteční imperfekce	$L/200$ ; $L/300$ ; $L/600$
Tloušťka zesilujících pásovin $t_1$	4; 8; 10; 12 mm

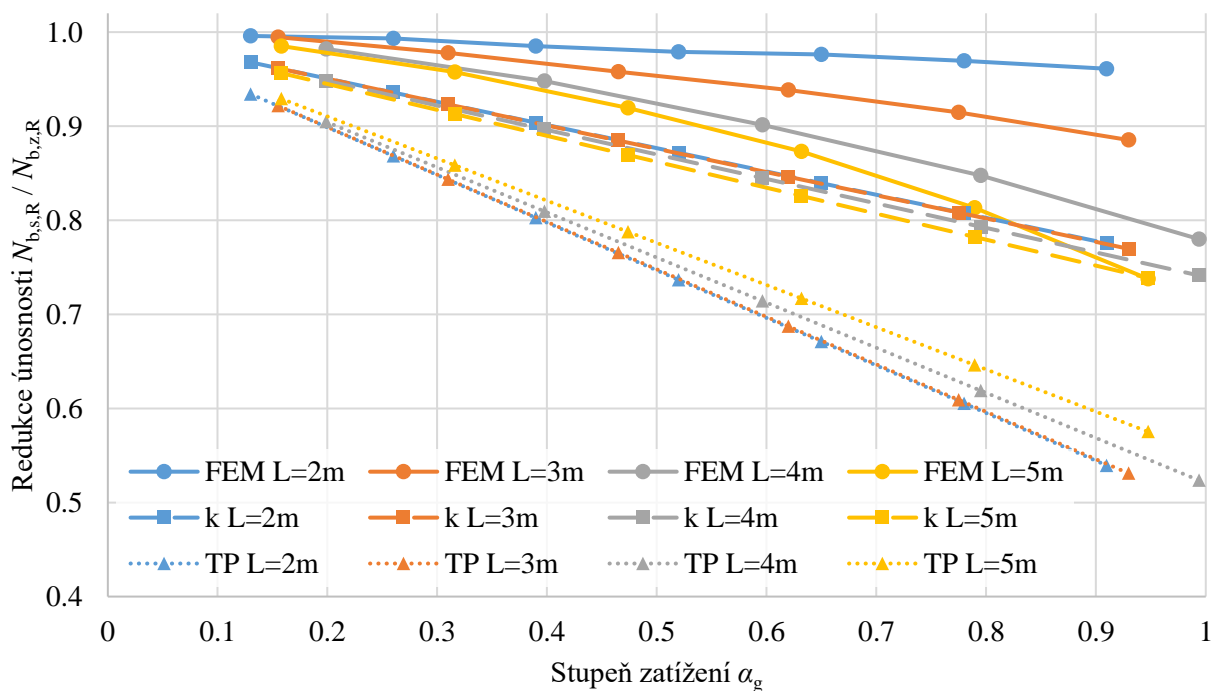
Tab. 6.2: Proměnné v numerické studii

Parametrická studie je využita k určení koeficientu  $k$  pro přibližnou návrhovou metodu (kapitola 4.2.3). Materiál je použit pružnoplastický s mezí kluzu 235 MPa. Proměnné parametry jsou shrnuty v tab. 6.2. Hodnota koeficientu  $k$  je počítána dle rovnice (4.12). Z numerické studie vyplývá, že za charakteristickou hodnotu koeficientu  $k$  lze považovat

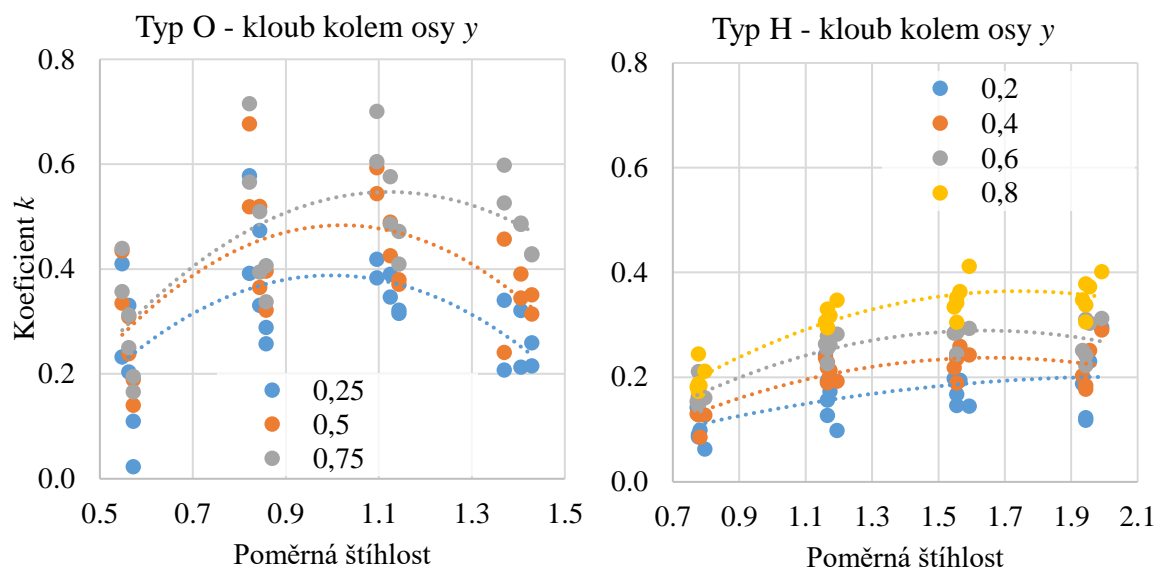
hodnotu 0,5 (viz obr. 6.4). Z tab. 6.1 je zřejmé, že přibližná návrhová metoda poskytuje stále bezpečné hodnoty únosnosti. Vysoký rozdíl u typu zesílení O (průměrně  $N_{b,s,R} / N_{b,s,Re} = 67\%$ ) je způsoben zejména vysokým rozdílem v únosnosti prvku zesíleného bez zatížení (průměrně  $N_{b,z,R} / N_{b,z,Re} = 81\%$ ). V případě typu H je rozdíl už výrazně nižší (průměrně  $N_{b,s,R} / N_{b,s,Re} = 89\%$ ). Srovnání numerických modelů a dvou návrhových metod – přibližná návrhová metoda se součinitelem  $k$  a metoda podle L. Spala [4] a TP 42 [2] – je na obr. 6.5. Obě metody se jeví jako konzervativní zejména pro pruty s malou štíhlostí. Jak je vidět z rozdílu dvou grafů v obr. 6.6, součinitel  $k$  dosahuje nejvyšších hodnot při poměrné štíhlosti  $\bar{\lambda} = 1$  až 2.



Obr. 6.4: Histogram četnosti koeficientu  $k$  a jeho statistické vyhodnocení



Obr. 6.5: Srovnání numerických modelů s analytickými metodami – přibližná návrhová metoda ( $k$ ) a metoda podle TP 42 [2] (TP)



Obr. 6.6: Závislost koeficientu  $k$  na poměrné štíhlosti zesíleného prvku

### 6.1.3 Zesilování ocelmi jiné pevnosti

Všechny výsledky experimentů ukazují, že původní zatížení oslabuje únosnost sloupu zesíleného pod zatížením pouze mírně. Všechny tyto experimenty však byly realizovány na zkušebních tělesech z materiálů podobných vlastností a pevností. Tato kapitola rozebírá analýzu metodou konečných prvků v programu ANSYS [46] zaměřenou na zesilování pod zatížením ocelmi jiných pevností než jaké má materiál původního prvku.

Délka sloupu $L$	2; 3; 4; 5 m
Mez kluzu oceli $f_y$	235 MPa; 355 MPa
Uložení	Měkká osa $z$ kloubově, tuhá $y$ vetknutá; tuhá osa kloubově, měkká vetknutá
Stupeň zatížení $\alpha_g$	0,2; 0,4; 0,6
Amplituda počátečního zakřivení $e_0$	$L/200$ ; $L/300$ ; $L/600$ ; dle rovnice (6.1) s použitím $W_{pl}$
Tloušťka zesilujících pásovin $t_1$	4; 6; 8; 10 mm
Způsob zesílení	Typ H; typ O

Tab. 6.3: Proměnné v numerické studii

Vyšetřovány jsou sloupy HEA 100 dodatečně zesílené pomocí dvou pásovin přivařených na pásnice původního sloupu. Síť konečných prvků i okrajové podmínky jsou shodné s modelem v předchozí kapitole. Stupeň zatížení  $\alpha_g$  (poměr původního zatížení k únosnosti původního prvku) byl zvolen v hodnotách 0,2, 0,4 a 0,6. Dalšími proměnnými byly délka sloupu  $L$ , amplituda počátečního zakřivení  $e_0$ , tloušťka zesilujících pásů, způsob zesílení (viz obr. 6.1)



a uložení. Hodnoty proměnných jsou shrnuty v tab. 6.3. Materiál je použit pružnoplastický s mezí kluzu 235 MPa pro ocel pevnostní třídy S235 a 355 MPa pro S355.

Návrhové hodnoty imperfekcí ve tvaru počátečního zakřivení  $e_0/L$  jsou dle EC 3 [40] pro křivku vzpěrné pevnosti b 1/250 pro pružnostní analýzu a 1/200 pro plasticitní analýzu a pro křivku c 1/200 pro pružnostní a 1/150 pro plasticitní analýzu. Alternativně lze použít rovnici (5.10) [40], kterou lze zjednodušit na rovnici (6.1), kde modul průřezu  $W$  může být použit elastický nebo plastický:

$$e_0 = \alpha \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) \cdot \frac{W}{A} \quad (6.1)$$

Celkově bylo pro tuto studii vytvořeno 820 modelů, které tvoří pětice vždy původního sloupu, zesíleného sloupu bez zatížení a tří sloupů zesílených pod zatížením odpovídajícím stupňům zatížení  $\alpha_g = 0,2, 0,4$  a  $0,6$ . Modelů sloupů zesílených pod zatížením bylo tedy tři pětiny z celkového počtu, tj. 492.

Výpočet prvků s částmi průřezu z různých materiálů je inspirován normou na sprážené konstrukce [69]. Vzpěrná únosnost takového prvku je tedy stanovena standardním způsobem s jedinou změnou, a to použitím meze kluzu  $f_y$ , která je určena váženým průměrem podle ploch zesíleného průřezu:

$$f_y = \frac{f_{y,0} \cdot A_0 + f_{y,1} \cdot A_1}{A_0 + A_1} \quad (6.2)$$

Únosnost zesíleného sloupu  $N_{s,R}$  je posouzena podle rovnice (4.11). Pro původní válcovaný průřez HEA 100 je v EC 3 [40] určena křivka vzpěrné pevnosti b pro vybočení kolem osy  $y$  a c pro vybočení kolem osy  $z$ . Pro zesílený a tudíž svařovaný průřez typu zesílení H platí také křivky b pro vybočení kolem osy  $y$  a c pro vybočení kolem osy  $z$ . Zesílení typu O vytvoří dutý průřez a tudíž pro něj platí křivka c.

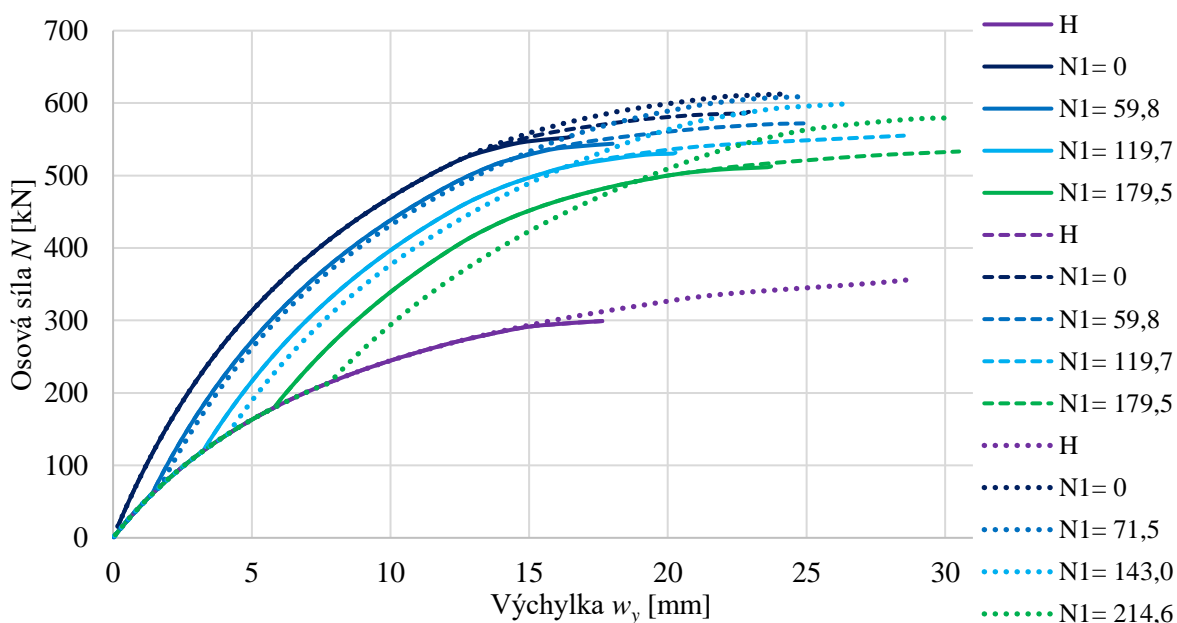
Za použití výsledků únosnosti získaných z numerických modelů lze dopočítat součinitel  $k$  podle rovnice (4.12) a zjistit jeho korelaci v závislosti na použité oceli, tloušťce zesilujícího pásu  $t_1$ , součiniteli zatížení  $\alpha_g$ , délce prutu  $L$  či typu zesílení.

Srovnání výsledků zesilování sloupů z ocelí různých pevností je ukázáno na jednom příkladu sloupu HEA 100 délky 3 m zesíleného přivařenými pásovinami rovnoběžně s pásnicemi (typ H) s tloušťkou  $t_1 = 6$  mm (viz obr. 6.7). Sloupy jsou uloženy kloubově kolem měkké osy  $z$  a vetknuty kolem tuhé osy  $y$ . Jsou vyšetřovány tři případy:

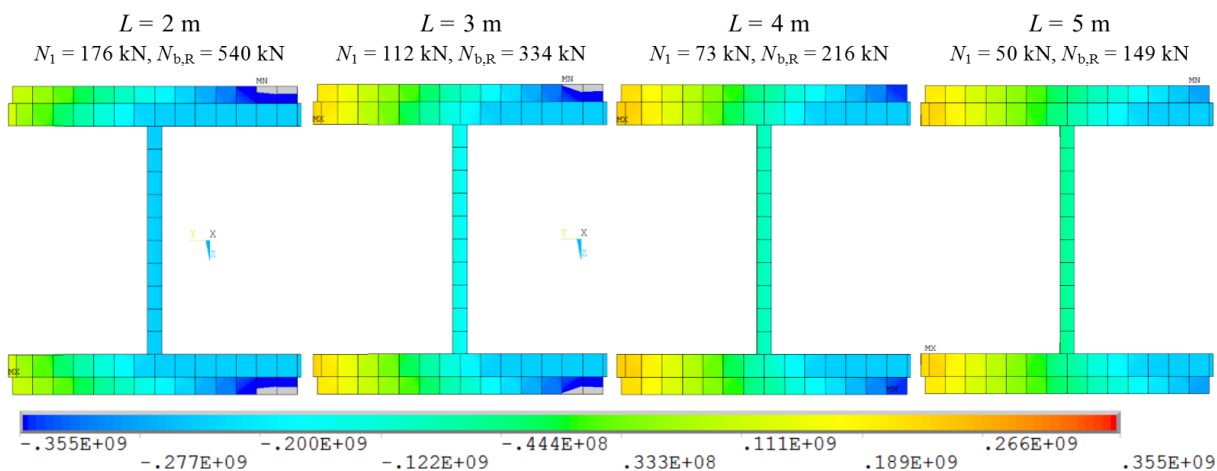
1. Původní sloup i zesilující pásovinu z oceli pevnostní třídy S235,

2. Původní sloup z S235 a zesilující pásoviny z S355,
3. Původní sloup z S355 a zesilující pásoviny z S235.

Tradiční konzervativní způsob návrhu zesilování pod zatížením [4, 2] předpokládá, že mez kluzu původního sloupu i zesilujících pásů je podobná ( $f_{y,0} \cong f_{y,1}$ ). Například Ricker [6] předpokládá, že lze ze zesilující oceli využít pouze napětí, které je maximálně rovno rezervě napětí původního průřezu. Ve skutečnosti bude ovšem napětí výrazně přerozděleno zesilujícími svary, pokud nebude použito svařování s nízkým tepelným tokem a přerušovaných svarů. V této studii není přerozdělení napětí svary uvažováno.



Obr. 6.7: Srovnání sloupů ( $e_0 = L/300$ ,  $t_1 = 6$  mm) z různých typů ocelí: plnou čarou  $f_{y,0} = 235$  MPa,  $f_{y,1} = 235$  MPa; čárkovanou:  $f_{y,0} = 235$  MPa,  $f_{y,1} = 355$  MPa; tečkovanou:  $f_{y,0} = 355$  MPa,  $f_{y,1} = 235$  MPa



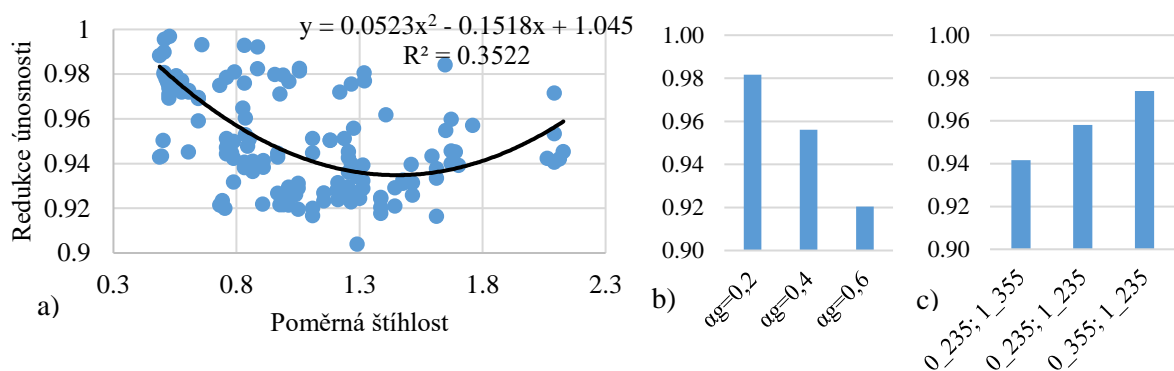
Obr. 6.8: Normálové napětí  $\sigma_x$  [Pa] při kolapsu:  $f_{y,0} = 235$  MPa,  $f_{y,1} = 355$  MPa,  $a_g = 0,6$ ,  $e_0 = L/300$ ,  $t_1 = 6$  mm

Na obr. 6.8 jsou znázorněna normálová napětí  $\sigma_x$  na různých délkách sloupů zesílených pod zatížením odpovídajícím stupni  $\alpha_g = 0,6$ . Ukazuje se, že až do délky 4 m je na zesilujících pásovinách při kolapsu dosažena mez kluzu. Nicméně při využití vyšší pevnosti zesilujících pásovin je už tuhost sloupu výrazně redukována, protože část původní pásnice plastizuje, a výrazně roste výchylka sloupu. Z obr. 6.7 je vidět, že pro sloup délky  $L = 3$  m přinese vyšší pevnost oceli u sloupu zesíleného bez zatížení pouze 6,1 % a u sloupů zesílených pod zatížením tento přínos dále klesá až ke 3,9 % pro stupeň zatížení  $\alpha_g = 0,6$ . Také součinitel  $k$  mírně roste při použití vyšší pevnosti oceli pro zesilující pásy ( $f_{y,0} = 355$  MPa,  $f_{y,1} = 235$  MPa –  $k = 0,13$ ;  $f_{y,0} = 235$  MPa,  $f_{y,1} = 235$  MPa –  $k = 0,24$ ;  $f_{y,0} = 235$  MPa,  $f_{y,1} = 355$  MPa –  $k = 0,30$ ).

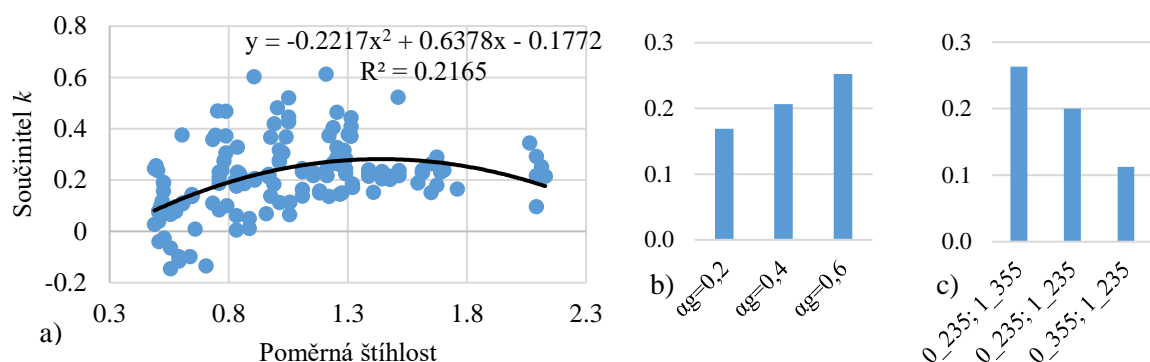
	$f_{y,0} = 235, f_{y,1} = 235$				$f_{y,0} = 235, f_{y,1} = 355, f_{y,z} = 280$				$f_{y,0} = 355, f_{y,1} = 235, f_{y,z} = 310$			
	ANSYS		EC3+k=0,5		ANSYS		EC3+k=0,5		ANSYS		EC3+k=0,5	
	$N_{b,R}$ [kN]	RÚ	$N_{b,R}$ [kN]	RÚ	$N_{b,R}$ [kN]	RÚ	$N_{b,R}$ [kN]	RÚ	$N_{b,R}$ [kN]	RÚ	$N_{b,R}$ [kN]	RÚ
původní	299		304		299		304		358		378	
zesílený	555		530		589		593		612		624	
$\alpha_g = 0,2$	544	0,98	507	0,96	572	0,97	564	0,95	609	0,99	600	0,96
$\alpha_g = 0,4$	532	0,98	485	0,91	555	0,97	536	0,90	600	0,99	575	0,92
$\alpha_g = 0,6$	513	0,96	462	0,87	533	0,96	507	0,85	580	0,97	550	0,88

Tab. 6.4: Srovnání numerických modelů s analytickými výpočty ( $e_0 = L/300$ ,  $t_1 = 6$  mm), mez kluzu je uvedena v MPa, RÚ značí redukci únosnosti oproti sloupu zesílenému bez zatížení ( $RÚ = N_{b,s,Re} / N_{b,z,Re}$ )

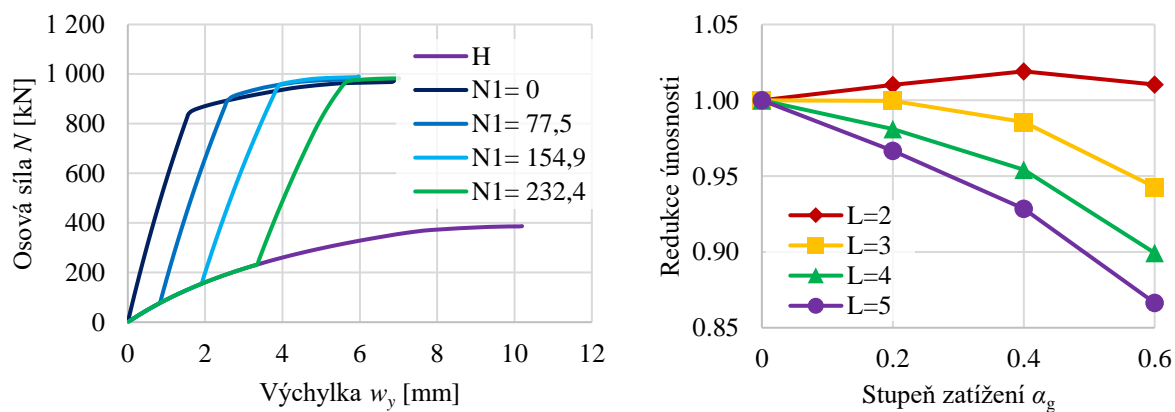
Na obr. 6.9 a obr. 6.10 jsou zobrazeny výsledky numerické studie. Únosnost je vlivem původního zatížení nejvíce ovlivněna při poměrně štíhlosti cca 1,4 a rovněž součinitel  $k$  (viz kapitola 4.2) je při této štíhlosti nejvyšší; jednotlivé body v grafech a) jsou vždy zprůměrované redukce únosnosti pro stupně zatížení  $\alpha_g$  0,2, 0,4 i 0,6. Na grafech b) je vidět, že redukce únosnosti roste se zvyšujícím se stupněm zatížení  $\alpha_g$ . Stejný trend je vidět i na součiniteli  $k$ . V případě grafů c) jsou doplněny i výsledky z předchozí studie pro původní i zesilující ocel S235 (viz kapitola 6.1.2). Ukazuje se, že při zesilování pomocí oceli nižší pevnosti, než z jaké je původní prvek, je negativní vliv původního zatížení nižší a nižší je také součinitel  $k$ . U krátkých prutů s velkou tloušťkou zesilujících pásů dokonce docházelo ke zvýšení únosnosti prutů zesílených pod zatížením (viz obr. 6.11). Tento jev je způsoben pozdějším dosažením meze kluzu v zesilujících pásech, které výrazně zvyšují tuhost průřezu i při vyšším zatížení. U prutů s vyšší štíhlostí ale už převyší tento pozitivní vliv výchylka při zesilování.



Obr. 6.9: Vyhodnocení numerických modelů: Redukce únosnosti v závislosti na a) poměrné štíhlosti  $\bar{\lambda}$ ; b) stupni zatížení  $\alpha_g$ ; c) pevnostní třídě oceli



Obr. 6.10: Vyhodnocení numerických modelů: Součinitel  $k$  v závislosti na a) poměrné štíhlosti  $\bar{\lambda}$ ; b) stupni zatížení  $\alpha_g$ ; c) pevnostní třídě oceli



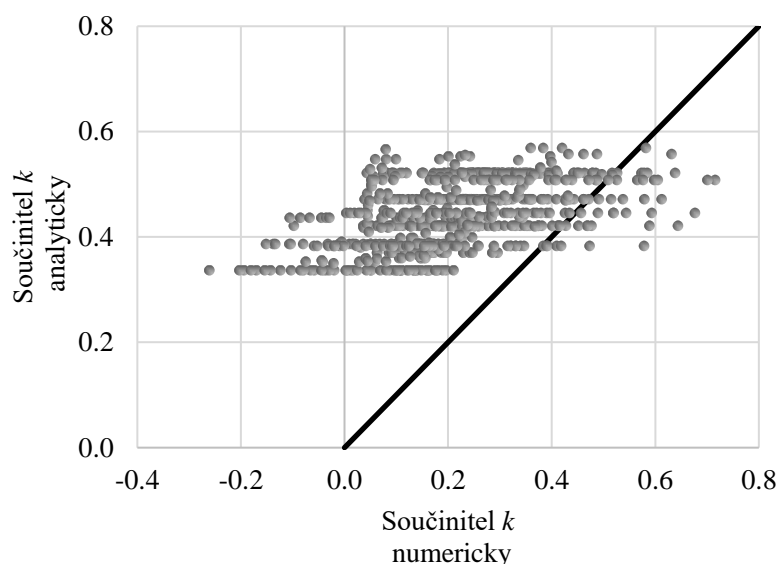
Obr. 6.11: Graf osová síla – výchylka pro krátký prut (typ zesílení O; délka  $L = 2 \text{ m}$  –  $\bar{\lambda}_0 = 1,013$ ,  $\bar{\lambda}_1 = 0,555$ ; vybočení na měkkou osu;  $t_1 = 10 \text{ mm}$ ;  $f_{y,0} = 355 \text{ MPa}$ ,  $f_{y,1} = 235 \text{ MPa}$ ); odpovídající graf pro redukcii únosnosti prutů různých délek

Pro další parametry (tloušťka zesilujících pásovin  $t_1$ , způsob zesílení, osa kloubového uložení a amplituda počátečního zakřivení) už nebyl nalezen žádný zřejmý trend.

Z korelace součinitele  $k$  můžeme odvodit analytický vzorec:

$$k = \frac{f_{y,1}}{f_{y,0}} + \frac{\alpha_g}{4} + k' \quad (6.3)$$

V rovnici (6.3) určuje první člen vztah  $k$  mezi kluzu použité oceli, druhý člen stupeň zatížení a třetí člen ( $k'$ ) je hodnota potřebná k převedení z průměrných hodnot na charakteristické. Pro  $k' = 0$  vychází 47 % výsledků na stranu nebezpečnou, s hodnotou  $k' = 0,22$  vychází na stranu nebezpečnou pouze 5 % výsledků, takže tuto hodnotu lze brát jako charakteristickou. Do souboru byly přidány i výsledky z předchozí studie zesilování ocelí se stejnou mezí kluzu jako původní prut (kapitola 6.1.2), celkem je tedy vyhodnocováno 910 modelů zesílených pod zatížením. Srovnání analytického a numerického určení součinitele  $k$  je na obr. 6.12. Hodnoty napravo od plné čáry, která určuje přesnou shodu analytického a numerického součinitele  $k$ , jsou na stranu nebezpečnou.



Obr. 6.12: Srovnání analytického a numerického určení součinitele  $k$

Na základě numerické studie osově namáhaných sloupů lze vyvodit následující závěry:

- Použití zesilujících pásovin vyšší pevnosti je vhodné použít pouze pro pruty s nízkou štíhlostí. Štíhlé pruty vybočí dříve, než je dosaženo meze kluzu.
- Při zesilování prutu pod zatížením má použití vyšší pevnostní třídy oceli pouze malý vliv v řádu jednotek procent.
- Redukce únosnosti i součinitel  $k$  rostou s poměrem meze kluzu oceli použité na zesilování k mezi kluzu oceli původního prutu.
- Redukce únosnosti i součinitel  $k$  rostou se stupněm zatížení  $\alpha_g$ .

- Původní zatížení při zesilování pod zatížením nejvíce ovlivňuje pruty tohoto typu s poměrnou štíhlostí cca 1,4.
- Pouze 12 modelů (2,4 %) mělo hodnotu součinitele  $k$  vyšší než 0,5. Tuto hodnotu lze tedy použít jako charakteristickou při omezení stupně zatížení  $\alpha_g \leq 0,6$ .
- Přesněji lze součinitel  $k$  určit pomocí navržené rovnice (6.3) se zohledněním použité pevnostní třídy oceli a stupeň zatížení  $\alpha_g$ .

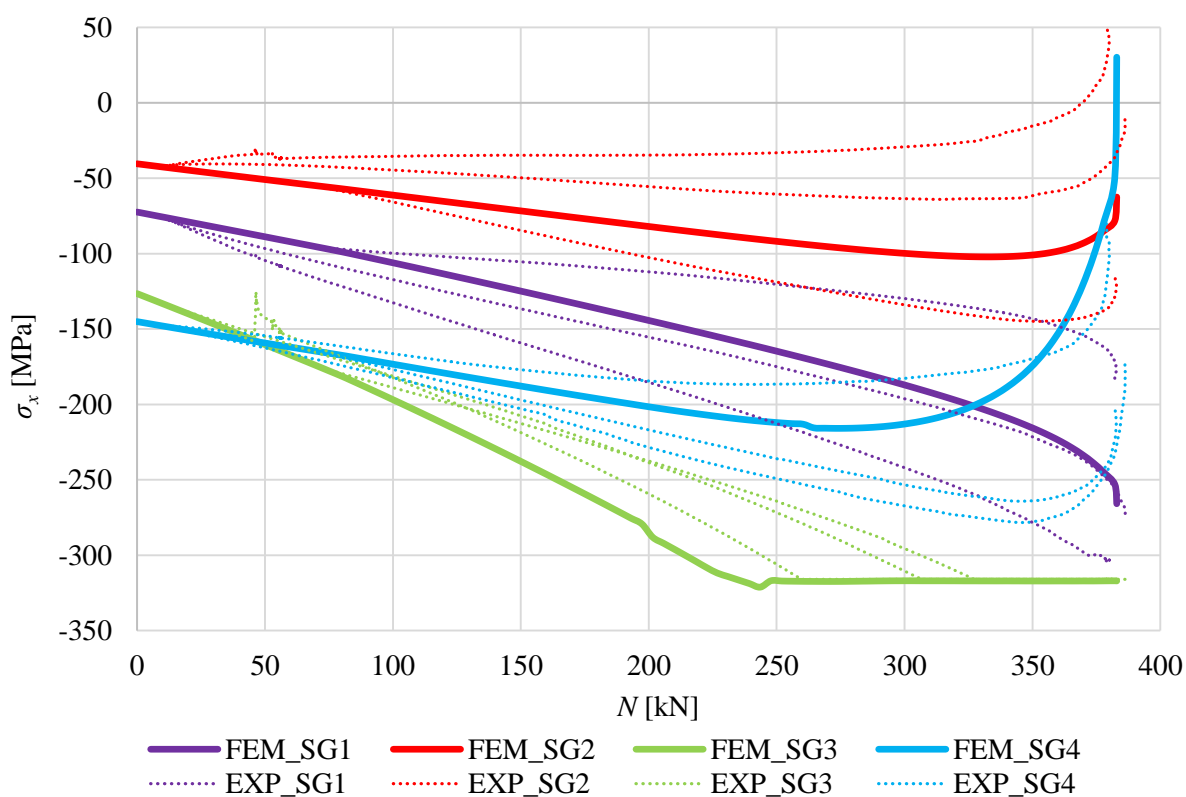
## 6.2 MODEL S REZIDUÁLNÍM NAPĚTÍM OD SVAŘOVÁNÍ

Reziduální napětí byla modelována zatížením teplotou a odpovídala deformacím měřeným v experimentech a podélnému napětí v dostupné literatuře [56, 23]. Modely simulovaly experimenty popsané v kapitole 5.1. Čtyřuzlové deskostěnové prvky SHELL 181, které mají šest stupňů volnosti v každém uzlu a jsou vhodné i pro nelineární úlohy, byly použity pro všechny plechy. Síť musela být poměrně hustá z důvodu vysokých gradientů napětí způsobeného svařováním. Okrajové podmínky (břítová ložiska) byly modelovány pomocí prvků SOLID 185. Materiálový model břítových ložisek byl elastický a ocelových plechů multilineární s použitím průměrného pracovního diagramu oceli získaného z tahových zkoušek. Pro pokročilé numerické modely s uvažováním reziduálního napětí byl použit následující postup:

- Byla vytvořena ideální geometrie prutu a určeny okrajové podmínky.
- Byla provedena analýza vlastních tvarů prutu a síť byla upravena podle prvních čtyř vlastních tvarů se snižující se amplitudou (3,75 mm, 1,875 mm, 0,938 mm a 0,469 mm pro první až čtvrtý vlastní tvar). 3,75 mm odpovídá  $L/800$  – maximální toleranci v EN 1090-2 [51]. V případě T profilu bylo nutné deaktivovat konečné prvky zesilující pásnice a svaru a provést další analýzu vlastních tvarů, protože tvar vybočení se pro samostatný T průřez výrazně lišil od prutu zesíleného na I průřez. Tento tvar způsobil zvlnění stojiny, maximální amplituda byla zvolena 1 mm odpovídající  $1/200$  šířky plechu stojiny.
- Prvky byly změněny na SHELL 131 a byly provedeny dvě teplotní analýzy – jedna pro simulaci reziduálního napětí na původním průřezu a druhá pro simulaci reziduálního napětí od přivaření zesilující pásoviny.
- Prvky byly změněny zpět na SHELL 181 a byla provedena statická analýza s uvažováním geometrické a materiálové nelinearity s pěti kroky:

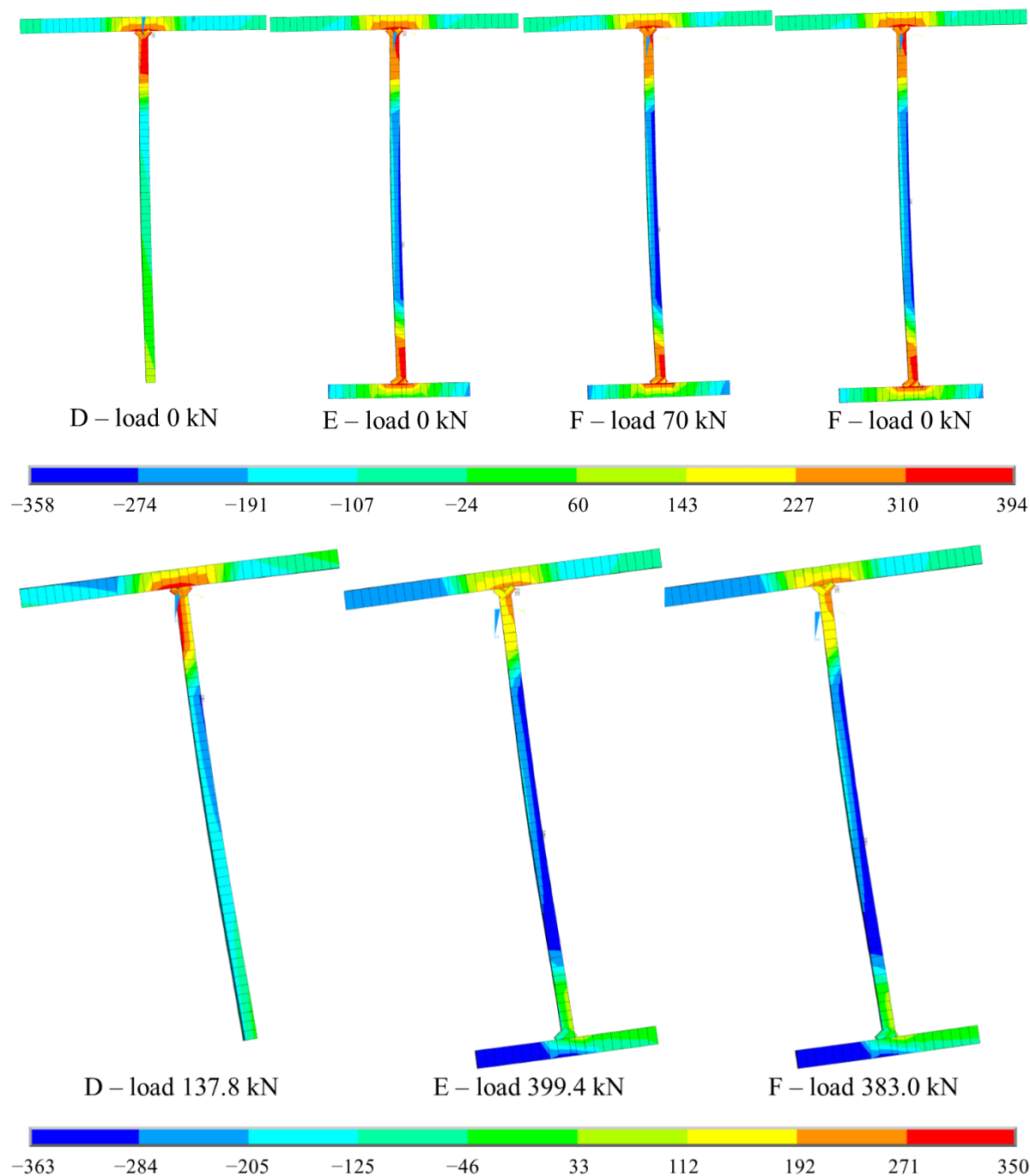
- V prvním byly deaktivovány prvky zesilující pásoviny a svarů a původní prut byl zatížen teplotou simulující reziduální napětí původního průřezu.
- Ve druhém byl původní prut zatížen původním zatížením.
- Ve třetím byly aktivovány prvky zesilující pásoviny a svarů a zesílený prut byl zatížen teplotou simulující napětí od svarů, které připojovaly zesilující pásovinu.
- Ve čtvrtém kroku byl zesílený prut odtížen pro získání zvětšené počáteční imperfekce.
- V pátém a posledním byl zesílený prut zatěžován silou, dokud nepřestal výpočet konvergovat, což znamená, že byl dosažen kolaps.

Výsledky numerických modelů odpovídajícím provedenému experimentu jsou na obr. 5.9 a obr. 6.14. Ve srovnání referenčního prutu E zesíleného bez zatížení a prutu zesíleného pod zatížením F vykazuje prut F nižší tlakové napětí na zesilující pásnici, která je později rozhodující z hlediska únosnosti. Z tohoto důvodu může prut zesílený pod zatížením dosáhnout dokonce vyšší únosnosti než referenční prut E. Proti tomuto příznivému vlivu ale působí zvýšené přetvoření prutu při zesilování. Vliv původního zatížení je ale velmi malý.



Obr. 6.13: Normálové napětí na tenzometrech během zatěžování – srovnání numerického modelu s naměřenými hodnotami z experimentů; pro polohu tenzometrů viz obr. 5.1

Normálové napětí  $\sigma_x$  v místech tenzometrů na prutech (F) je porovnáno na obr. 6.13. Tenzometry bohužel nebyly nalepeny na plechy před svařováním, a tudíž přepočítané hodnoty napětí nezahrnují reziduální napětí od svařování. Počátek experimentálních hodnot napětí (tečkované čáry) byl tedy určen pomocí numerického modelu.

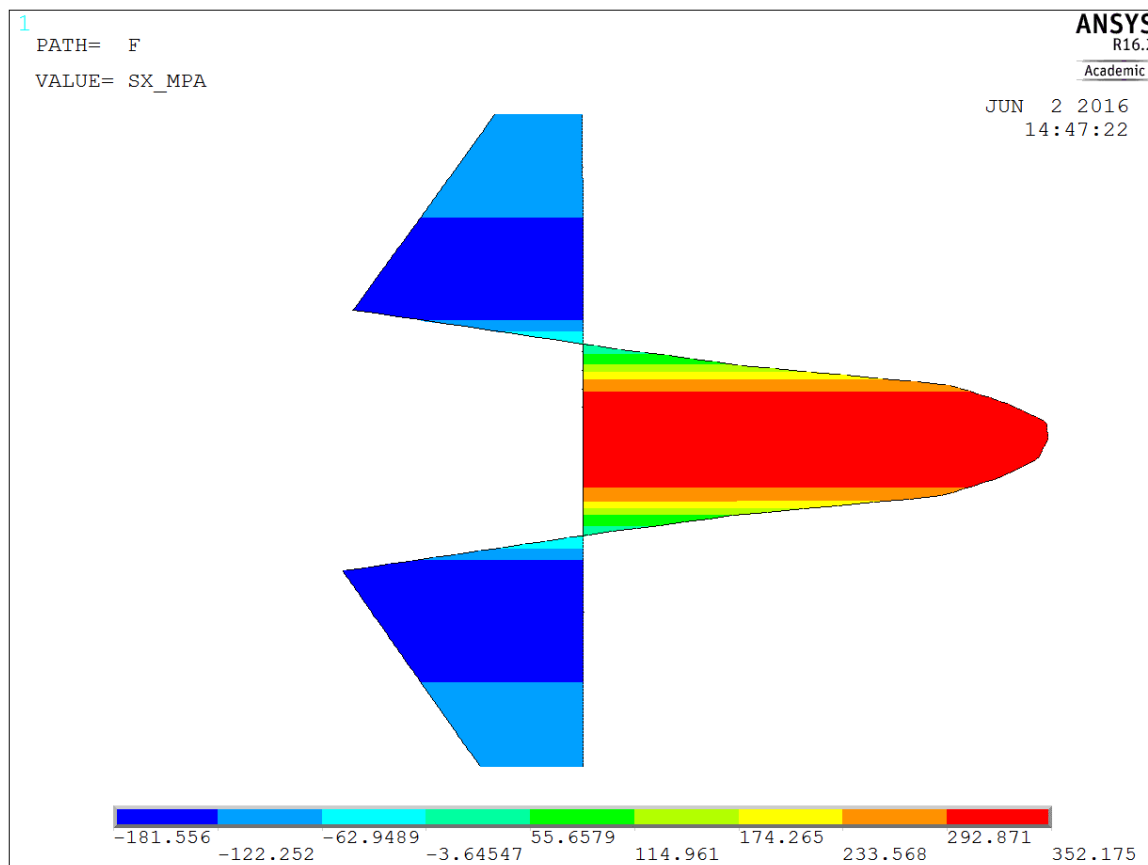


Obr. 6.14: Normálové napětí  $\sigma_x$  [MPa] v polovině délky prutu: nahore reziduální napětí, dole napětí při kolapsu prutu

Vliv reziduálního napětí byl zkoumán do větší hloubky, protože rozložení reziduálního napětí je těžko předvídatelné. Zatížení teplotou bylo určeno, aby korespondovalo s naměřenými



deformacemi vzorků (účinná výška svaru 4 mm, plocha svaru  $A_w = 32 \text{ mm}^2$ , viz obr. 6.14 a obr. 6.15). Vyšetřovány byly ještě další dva případy:  $0,67 \times \text{exp}$ , které odpovídá zatížení teplotou o 33 % nižší (účinná výška svaru 3,3 mm, plocha svaru  $A_w = 21 \text{ mm}^2$ ), a  $1,33 \times \text{exp}$ , které odpovídá zatížení teplotou o 33 % vyšší (účinná výška svaru 4,6 mm, plocha svaru  $A_w = 43 \text{ mm}^2$ ). Malá změna účinné výšky svaru vede na poměrně velký rozdíl v intenzitě svařování. Dalšími těžko odhadnutelnými proměnnými, které mají výrazný vliv na rozložení reziduálního napětí, jsou např. rychlost svařování nebo počet a délka pauz.



Obr. 6.15: Normálové napětí  $\sigma_x$  [MPa] způsobené svařováním na delší pásnici

Srovnání únosností  $N_{b,R}$  je v tab. 6.5. Další zobrazené hodnoty jsou  $w_{z,T}$  – výchylka ve směru osy  $z$  způsobená koutovým svarem na delší pásnici a  $w_{z,I}$  – výchylka způsobená svarem na kratší pásnici. V případě původního prutu D (průřezu tvaru T) únosnost stoupá se zvětšujícím se teplotním zatížením, což lze vysvětlit vyšší výchylkou ve směru osy  $z$ , která snižuje excentricitu v uložení. U prutů E a F zvýšení teplotního zatížení způsobuje pokles únosnosti. Rozdíly ve výchylkách  $w_{z,T}$  a  $w_{z,I}$  jsou pro různé zatížení teplotou samy o sobě velké, ale rozdíly nejsou výrazné, pokud se obě hodnoty sečtou. Rozdíly v únosnosti způsobené reziduálním napětím mezi  $0,67 \times \text{exp}$  a  $1,33 \times \text{exp}$  byly pouze 8 %, ale tento rozdíl může být jeden z faktorů

způsobujících rozdíl mezi výsledky numerických modelů a experimentů. Svařování bylo prováděno v případě prutů (D) a (E) a svaru na delší pásnici prutů (F) v horizontální poloze pohodlně na lavici, ale zesilující svary prutů (F) byly prováděny ve vertikální poloze, často ze žebříku. Kvalita svarů, rychlost svařování a další parametry svaru tedy byly ovlivněny.

Prut	Zatížení teplotou	$N_{b,R}$ [kN]	$w_{z,T}$ [mm]	$w_{z,I}$ [mm]
D	$0,67 \times \text{exp}$	134	6.3	
	exp	138	8.5	
	$1,33 \times \text{exp}$	140	10.3	
E	$0,67 \times \text{exp}$	420	6.3	-7.2
	exp	399	8.5	-9.9
	$1,33 \times \text{exp}$	387	10.3	-12.4
F	$0,67 \times \text{exp}$	405	6.3	-7.4
	exp	383	8.5	-10.5
	$1,33 \times \text{exp}$	374	10.3	-13.4

Tab. 6.5: Parametrická studie vlivu reziduálního napětí

Průměrná, experimentálně zjištěná, únosnost původních prutů ze setu (D) byla 157 kN, prutů zesílených pod zatížením ze setu (E) 376 kN a prutů zesílených pod zatížením ze setu (F) 383 kN. Numericky zjištěná únosnost byla 137,8 kN pro prut D, 399,4 kN pro prut E a 383 kN pro prut F. Mírné zvýšení únosnosti prutů zesílených pod zatížením se tedy v numerické studii neprokázalo a mohlo být způsobeno spíše rozptylem geometrických a materiálových vlastností jednotlivých vzorků, mírně poškozeným vzorkem E1 a rozdíly ve svařování.

Validovaný numerický model s uvažováním reziduálního napětí dokáže poměrně přesně postihnout chování, tvar vybočení a únosnost prvků. Únosnost zjištěná numerickým modelováním je závislá zejména na okrajových podmínkách, tvaru a amplitudě počátečních imperfekcí a hodnotách reziduálního napětí.

## 7 ZÁVĚR

V rámci dizertační práce autor navrhl, provedl a vyhodnotil experimenty 23 prutů zesílených pod zatížením a dalších 24 referenčních prutů – původních či zesílených bez zatížení. Na dalších 6 prutech byla ověřována vzpěrná únosnost během svařování. Pomocí experimentů autor validoval numerické modely a navrhl analytické stanovení únosnosti prutu oslabeného teplotou od svařování a dvě analytická řešení únosnosti prutu zesíleného pod zatížením – jednoduchou návrhovou metodu a komplexní metodu. Na základě vlastních zkušeností z experimentálního programu a popsanych zkušeností ostatních odborníků dále formuloval praktická doporučení pro návrh zesilování pod zatížením pomocí svařování.

V dizertační práci byly popsány teoretické i experimentální výzkumy zaměřené na reziduální napětí a přetvoření způsobené od svařování, oslabení průřezu vlivem zvýšené teploty a vliv zatížení na svar.

Experimentů v literatuře není mnoho, ale všechny vykazují podobný trend a potvrzují výsledky vlastních experimentů autora. Autoři se shodují, že původní zatížení mírně ovlivňuje únosnost prutů zesílených pod zatížením, spíše až od vyšších stupňů zatížení. Významné je také umístění a počet svarů.

### 7.1 ANALYTICKÉ STANOVENÍ ÚNOSNOSTI

Hlavní cíle dizertační práce byly splněny formulací analytických metod ověřených vlastním experimentálním a numerickým programem.

Při návrhu zesilování pod zatížením je nutné posoudit únosnost původního prutu oslabeného zvýšenou teplotou při svařování a zatíženého původním zatížením a únosnost zesíleného prutu na požadované návrhové zatížení po vychladnutí. Autorem byla navržena metoda na **stanovení únosnosti původního prutu** s oslabenou částí průřezu s pomocí dostatečného množství numerických modelů. Metoda zohledňuje vliv parametrů svařování a velikosti průřezu a byla validována na experimentech v literatuře i vlastních experimentech na dvou typech průřezů.

Dále byly navrženy dvě metody praktického návrhu **stanovení únosnosti tlačných ocelových prutů zesílených pod zatížením**:

1. **Jednoduchá návrhová metoda** s využitím tradičního elastického návrhu doplněného o součinitel  $k$ , který zohledňuje vliv původního zatížení na únosnost. Metoda je rychlá a vhodná pro praktické použití návrhu symetrického zesilování. Charakteristická hodnota součinitele  $k$  byla určena na základě numerických modelů zesilování sloupů tvaru průřezu H. Metoda poskytuje konzervativní hodnoty

únosnosti pro provedené experimenty na průřezích tvaru H a trubkách. V budoucnu by bylo vhodné studii doplnit i o další typy průřezů.

2. **Komplexní metoda** sloužící zejména k pochopení chování prutu při zesilování pod zatížením. Metoda zohledňuje zvýšené imperfekce, přetvoření od nesymetrického svařování i reziduální napětí od svařování. Poskytuje informace o únosnosti i přetvoření a její výsledky se poměrně přesně shodují s experimenty. Metoda vysvětluje rozdíly v únosnosti prutů zesílených s různým umístěním či počtem svarů. Její nevýhoda je velká pracnost a nutnost odhadnout rozložení reziduálního napětí.

Všechny metody sdílejí omezení na selhání pouze rovinným vzpěrem. Metody rovněž uvažují konstrukci v nepoškozeném, projektovaném stavu. Stav konstrukce musí být ve výpočtu zohledněn například pomocí součinitele spolehlivosti nebo zvýšených počátečních imperfekcí.

## 7.2 EXPERIMENTÁLNÍ PROGRAM

Byly provedeny experimenty na jednoose symetrických prutech náchylných k boulení, pro něž se po přivaření druhé pásnice změnilo těžiště a v případě jednoho setu i tvar vybočení. Tyto pruty selhávaly prostorovým vzpěrem nebo boulením stojiny. Experimenty prokázaly, že při zesilování pod zatížením do stupně zatížení  $\alpha_g = 0,5$  nejsou stabilitní jevy rozvinuty a znatelně neovlivňují únosnost zesílených prutů. Ta je velice podobná únosnosti referenčních prutů zesílených bez původního zatížení.

Další experimenty byly na dvouose symetrických sloupech vybočujících rovinným vzpěrem. Sloupy tvaru průřezu HEA 100 byly zesilovány pomocí pásovin přivařených rovnoběžně i kolmo na pásnice a sloupy byly namáhány kolmo na tuhou i měkkou osu. Stupeň zatížení byl volen i velmi vysoký –  $\alpha_g \in (0,33; 0,93)$  – a únosnost sloupů přesto nebyla výrazně ovlivněna.

Zesilovány byly rovněž sloupy z bezešvých trubek pomocí UPE profilů. Tyto dvouose symetrické profily vybočovaly rovněž rovinným vzpěrem. Většina experimentů v literatuře byla prováděna na sloupech tvaru H a tyto experimenty sloužily k ověření teorie i na jiném typu průřezu.

Posledním typem zesilovaných tlačných prutů byly nesymetricky zesilované, štíhlé úhelníky. Nesymetrické svary způsobovaly výraznou výchylku. Tyto experimenty sloužily zejména k rozvinutí a ověření teorie o vlivu zvýšených imperfekcí na únosnost.

Únosnost během svařování byla ověřována na třech sloupech průřezu HEA 100 a na třech čtvercových trubkách SHS 100×5. Svařováno bylo po jedné hraně průřezu až do poloviny

výšky při maximálním původním zatížením stanoveným analytickým postupem ( $\alpha_g = 0,79$  pro HEA 100 a  $\alpha_g = 0,85$  pro SHS 100×5). Poté, stále během svařování, bylo postupně zvyšováno zatížení až do kolapsu. Žádný ze sloupů neselhal při maximálním původním zatížení stanoveném analytickou metodou a sloupy vybočily při mírně vyšším zatížení, což validuje analytické řešení.

### 7.3 NUMERICKÉ MODELŮ

Experimenty sloužily mimo jiné i k validování numerických modelů. Ty poté slouží k určení hodnot, které lze těžko experimentálně měřit, a k výraznému rozšíření počtu zkoumaných vzorků. Numerické modely byly vytvořeny v programu ANSYS APDL, který disponuje funkcí element birth and death, která je velmi vhodná pro simulaci zesilování pod zatížením. Proměnné parametry a cyklické výpočty umožnily tvorbu a vyhodnocení stovek modelů, pomocí nichž bylo možné stanovit vliv jednotlivých proměnných a formulovat analytická řešení. Většina modelů byla poměrně jednoduchá, využívaly však materiálovou i geometrickou nelinearitu. Mírně problematické je určení okrajových podmínek, modelování podpor, aby co nejlépe odpovídaly realitě. Nejsložitější a nejvíce zatížené nepřesnostmi je modelování napětí a přetvoření způsobené ručním svařováním.

### 7.4 DOPORUČENÍ

Z experimentů a numerických modelů osově tlačných prutů lze vyvodit následující praktická doporučení:

1. Pokud je zesilovaný prut méně tuhý než okolní prvky, může se osová síla měnit během svařování kvůli teplotním změnám. Teplotní změny a jejich následky musí být proto pečlivě uváženy.
2. Svařování pod statickým zatížením neovlivňuje mechanické vlastnosti svaru, ovšem při svařování pod cyklickým zatížením je vysoké riziko vzniku trhlin.
3. Svařování podélně s osou prutu oslabuje jeho únosnost výrazně méně než svařování napříč. Je vhodné se příčným svarům vyhnout, pro účel zesilování jsou podélné, i pouze přerušované, svary dostačující.
4. Reziduální napětí způsobené svařováním je často mnohem vyšší než napětí způsobené původním zatížením v původním prutu. Napětí, zejména u velmi štíhlých prutů, roste pomalu s přibývajícím zatížením a rychle se zvyšuje v krajních vláknech průřezu až při síle blízké se kritické síle. Vzpěr ani boulení původního prutu tudíž nemají velký vliv na únosnost zesíleného prutu.

5. Svar po vychladnutí způsobuje smrštění a tahové reziduální napětí v jeho těsné blízkosti. Pokud je zesílení navrženo tak, že svary jsou poblíž rozhodujících vláken, může mít toto tahové reziduální napětí pozitivní vliv na únosnost.
6. Pokud není návrh zesílení příliš omezen nedostatkem místa, zesilující prvky by měly být vně původního průřezu, aby co nejvíce snižovaly štíhlost prutu. Poté po zesílení při vzpěrném tlaku nejvíce roste napětí v zesilující části průřezu.
7. Excentricity výrazně snižují vzpěrnou únosnost tlačných prutů, proto je návrh nesymetrického zesílení, který způsobí excentricitu v uložení, či nesymetrické svařování, které způsobí výrazné prohnutí prutu, značně nevhodný. Na druhou stranu může být únosnost zvýšena vhodným nesymetrickým zesílením, které redukuje stávající excentricitu.
8. Svar by měl být navržen tak, aby nevznikaly křehké martenzitické struktury a měl dostatečnou únosnost na přenesení smykové síly. Kvůli teplotním změnám a přetvořením, které svary způsobují, by měla být průřezová plocha svarů minimalizována.
9. Postup svařování: svar by měl být rozdělen na menší úseky, které jsou rovnoměrně rozmístěny tak, aby bylo minimalizováno přetvoření prutu od smrštění svarů.

## REFERENCE

- [1] PUNCH, S. a S. S. WALL. Constant Growth. *Modern Steel Construction*, červenec 1994, str. 24–31.
- [2] Pontex, s.r.o. *TP 42 – Opravy, obnovy a přestavby ocelových nosných konstrukcí mostů*. Praha: Ministerstvo dopravy, 2014, 64 str.
- [3] ČSN EN 1993-1-2 Eurokód 3: *Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-2: Obecná pravidla – Navrhování konstrukcí na účinky požáru*. Praha: ČNI, 2006.
- [4] SPAL, L. *Rekonstrukce ocelových konstrukcí*. 1. vyd. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1968, 183 str.
- [5] BROWN, J. H. Reinforcing Loaded Steel Compression Members. *AISC Engineering Journal*, 1988, str. 161–168.
- [6] RICKER, T. D. Field welding to existing steel structures. *AISC Engineering Journal*, 1988. 16 str.
- [7] UNTERWEGER, H. Ultimate Load Capacity of Columns Strengthened under Preload. *Advances in Steel Structures*, 1999, str. 117–124.
- [8] O'SULLIVAN, T. P. Strengthening of Steel Structures under Load. *ICE Proceedings*. 1953, **2**, str. 76–95.
- [9] NAGARAJA RAO, NR, TALL, L. Columns reinforced under load. *Welding Journal*, duben 1963, **42**. 54 str.
- [10] TIDE, R. H. R. Reinforcing Steel Members and the Effect of Welding. *AISC Engineering Journal*, 1990, str. 129–131.
- [11] WU, Z., GRONDIN, G. Y. *Behaviour of Steel Columns Reinforced with Welded Steel Plates*. Edmonton, prosinec 2002. Structural Engineering Report. University of Alberta. 230 str.
- [12] MARZOUK, H., MOHAN, S. Strengthening of wide-flange columns under load. *Canadian Journal of Civil Engineering*. 1990, **17**(5), str. 835–843. DOI: 10.1139/190-094. ISSN 0315-1468. Dostupné z: <http://www.nrcresearchpress.com/doi/abs/10.1139/190-094>
- [13] KOLESNIKOV, V. M. O normách po rasčotu stalnych konstrukcij, usiljennyh pod nagruzkoj, *Promyšlennoje strojitelstvo*. 1962, **10**, str. 46–50. In: SPAL, L. *Rekonstrukce ocelových konstrukcí*. 1. vyd. Praha: Státní nakladatelství technické literatury, 1968, 183 stran.
- [14] BROCKENBROUGH, R. L. *AISC Design guide 15: Rehabilitation and Retrofit Guide: Historic Shapes and Specifications*. Pittsbourg, 2003. 334 str.
- [15] Commission XV "Fundamentals of design and fabrication for welding" of the IIW. Recommendations for repairs and/or strengthening of steel structures. *Welding in the World*. 1988, **26**(11–12), str. 292–306.
- [16] ČSN 73 0038 *Hodnocení a ověřování existujících konstrukcí – Doplnující ustanovení*. Praha, ÚNMZ, 2014.
- [17] MASUBUCHI, K. *Analysis of Welded Structures: Residual Stresses, Distortion, and Their Consequences*. Pergamon Press, 1980, 642 str. ISBN-13: 978-1483172620.

- [18] HUENERSEN, G., HAENSCH, H., AUGUSTYN, J. Repair welding under load. *Welding in the World*. 1990, **28**(9), str. 174–182.
- [19] VAŠEK, M. *Havárie, poruchy a rekonstrukce: dřevěné a ocelové konstrukce*. Praha: Grada, 2011. Stavitel. ISBN 978-80-247-3526-9.
- [20] HUBER, A. W., BEEDLE L. S. Residual stress and the compressive strength of steel. *Welding Journal*, 1954, **33**(12), str. 589–705. Dostupné z: <http://preserve.lehigh.edu/engr-civil-environmental-fritz-lab-reports/1510>
- [21] BHOWMICK, A. K., GRONDIN, G. Y. Limit state design of steel columns reinforced with welded steel plates. *Engineering Structures*. 2016, **114**, str. 48–60. DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.01.032. ISSN 01410296.
- [22] YURA, J. A. *Five useful stability concepts*. AISC, 2011, 11 str.
- [23] TALL, L. The Reinforcement of Steel Columns. *AISC Engineering Journal*, 1989, str. 33–39.
- [24] AL ALI, M. *Vplyv procesu zvarania na zosilňovanie centricky tlačných ocelových prvkov pod účinkom zaťaženia*. Dizertační práce. Košice, 2005, 118 str.
- [25] LIU, Y., GANNON, L. Experimental behavior and strength of steel beams strengthened while under load, *Journal of Constructional Steel Research*. 2009, **65**(6), str. 1346–1354, ISSN 0143974X. DOI: 10.1016/j.jcsr.2009.01.008.
- [26] LIU, Y., GANNON, L. Finite element study of steel beams reinforced while under load, *Engineering Structures*. 2009, **31**(11), str. 2630–2642, ISSN 0141-0296. DOI: 10.1016/j.engstruct.2009.06.011.
- [27] WANG, Y., ZONG, L., ZHU, R., LIU, X., SHI, Y. Behavior of I-section steel beam welding reinforced while under load. *Journal of Constructional Steel Research*. 2015, **106**, str. 278–288. DOI: 10.1016/j.jcsr.2014.12.020. ISSN 0143974x.
- [28] TOKUZAWA, N., HORIKAWA, K. Mechanical Behaviors of Structural Members Welded under Loading, *Transactions of JWRI*. 1981, **10**(1), str. 95–101.
- [29] SUZUKI, H., HORIKAWA, K. Mechanical Properties of Plates Welded under Loading. *Transactions of JWRI*. 1984, **13**(1), str. 167–169.
- [30] HORIKAWA, K., SUZUKI, H., IMI, K. Repair Welding on Bridges in Service Condition. *Transactions of JWRI*. 1983, **12**(2), str. 309–315.
- [31] SUZUKI, H., HORIKAWA, K. Fundamental Study on Welding to Bridge Members in Service Condition. *Transactions of JWRI*. 1983, **12**(2), str. 303–307.
- [32] SUZUKI, H., HORIKAWA, K. Welding to Pipe Column under Axial Compressive Load. *Transactions of JWRI*. 1984, **13**(2), str. 151–159.
- [33] HORIKAWA, K., SUZUKI, H., TANAKA, M. Experimental Study on Repair Welding to Steel Bridges under Loading. *Transactions of JWRI*. 1985, **14**(1), str. 177–184.
- [34] HORIKAWA, K., SUZUKI, H. Experimental Study on the Reshape of a Plate Girder under Loading. *Transactions of JWRI*. 1985, **14**(1), str. 185–191.
- [35] HORIKAWA, K. Replacement of a Tension Flange by Welding. *Transactions of JWRI*. 1987, **16**(1), str. 189–194.



- [36] HORIKAWA, K., SUZUKI, H. Studies on Repair Welding in Japan, *Transactions of JWRI*. 1985, **14**(2), str. 175–183.
- [37] AGANO, Y., LEE, S-H., FUJIHIRA, S., KIM, Y-C. Verification of weldability under cyclic loads repair/reinforcement by welding for steel bridges in service. *Welding International*. 2013, **29**(2), str. 110–116. DOI: 10.1080/09507116.2012.753254. ISSN 0950-7116.
- [38] AGANO, Y., LEE, S-H., FUJIHIRA, S., KIM, Y-C. Verification of weldability under cyclic loads repair/reinforcement by welding for steel bridges in service. *Welding International*. 2013, **29**(2), str. 110–116. DOI: 10.1080/09507116.2012.753254. ISSN 0950-7116.
- [39] WICHERS, M. *Schweißen unter einachsiger, zyklischer Beanspruchung: Experimentelle und numerische Untersuchungen*, Braunschweig, 2006, 338 str.
- [40] ČSN EN 1993-1-1 *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby*. Ed. 2. Praha: ÚNMZ, 2011.
- [41] OUDEN, G., HERMANS, M. *Welding Technology*. Delft: VSSD, 2009, 186 str. ISBN 978-90-6562-205-1.
- [42] ČSN EN 1011-1 *Svařování – Doporučení pro svařování kovových materiálů – Část 2: Obloukové svařování feritických ocelí*. Praha: ÚNMZ, 2009.
- [43] ROSENTHAL, D. Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting. *Welding Journal*. 1941, **20**(5), str. 220–234.
- [44] ROSENTHAL, D. The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments. *Trans. ASME*. 1946, **48**, str. 848–866.
- [45] ČSN EN 1011-1 *Svařování – Doporučení pro svařování kovových materiálů – Část 1: Všeobecná směrnice pro obloukové svařování*. Praha: ÚNMZ, 2002.
- [46] ANSYS® Academic Research, Release 16.2, Help System, ANSYS Parametric Design Language Guide, ANSYS, Inc.
- [47] BLODGETT, O. W. *Design of welded structures*. Cleveland: James F. Lincoln Arc Welding Foundation, 1966, 832 str. ISBN 9789998474925.
- [48] DOWSWELL, B. Reinforcing the point. *Modern Steel Construction, AISC*. Leden 2014.
- [49] BŘEZINA, V. *Vzpěrná únosnost kovových prutů a nosníků*. Praha: Nakladatelství Československé akademie věd, 1962, 386 str.
- [50] ROBERTSON, A. The strength of Struts. *Selected Engineering Papers*. Westminster, 1925, **28**, str. 1–55.
- [51] ČSN EN 1090-2+A1: *Provádění ocelových konstrukcí a hliníkových konstrukcí – Část 2: Technické požadavky na ocelové konstrukce*, Praha: ÚNMZ, 2012.
- [52] FALTUS, F. *Prvky ocelových konstrukcí*. Praha: Nakladatelství Československé akademie věd, 1954.
- [53] HÄNSCH, H. *Schweisseigenspannungen und Formänderungen an stabartigen Bauteilen*. Verlag Technik, Berlin, 1984.

- [54] HUBER, A. W., Residual stresses in wide flange beams and columns. Lehigh University, (July 1956), revised (December 1958). *Fritz Laboratory Reports*. Paper 1498. 1958, 83 str. Dostupné z: <http://preserve.lehigh.edu/engr-civil-environmental-fritz-lab-reports/1498>
- [55] TEBEDGE, N., ALPSTEN, G., TALL, L. Residual-stress Measurement by the Sectioning Method. *Experimental Mechanics*. 1973, **13**(2), str. 88–96. DOI: 10.1007/BF02322389.
- [56] GANNON, L., LIU, Y., PEGG, N., SMITH, M. Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates. *Marine Structures*. 2010, **23**(3), str. 385–404. DOI: 10.1016/j.marstruc.2010.05.002. ISSN 0951-8339.
- [57] ECCS – TC 8. *Ultimate Limit State Calculations of Sway Frames with Rigid Joints*. Rotterdam, 1984, 25 str.
- [58] ECCS – TC 8. *Manual on Stability of Steel Structures*. 1976, 321 str.
- [59] SHANLEY, F. R. Inelastic column theory. *Journal of the Aeronautical Sciences*. 1947, **14**(5), str. 261–267.
- [60] GALAMBOS, T. V. (editor). *Guide to stability design criteria for metal structures*. 5. vyd. New York: John Wiley and Sons, 1998, 911 str.. ISBN 0471127426.
- [61] ALI, M. Al, DANESHJO, N.. Size and Distribution of Welding Stresses. *Procedia Engineering*. 2012, **40**, str. 2–7. DOI: 10.1016/j.proeng.2012.07.046. ISSN 18777058. Dostupné z: <http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/S1877705812024320>
- [62] ČSN 73 1401: *Navrhování ocelových konstrukcí*, ČNI, 1998, 136 str.
- [63] TRAHAIR, N. S.; KITIPORNCHAI, S. Elastic lateral buckling of stepped I-beams, *Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers*, 1971, **97**(ST10), str. 2535–2548.
- [64] ČSN EN ISO 6892-1: *Kovové materiály – Zkoušení tahem – Část 1: Zkušební metoda za pokojové teploty*, Praha: ÚNMZ, 2010.
- [65] SOUTHWELL, R. V. On the Analysis of Experimental Observations in Problems of Elastic Stability. *Proc. Roy. Soc. London, Series A*, 135. 1932, str. 601–616.
- [66] TARAS, A., TAPLEY, J. P., KUGLER, P., UNTERWEGER, H. On the stability behaviour and design of T-section beam-columns, *Proceedings of the 7<sup>th</sup> European Conference on Steel and Composite Structures (Eurosteel '14)*, 2014, 6 str.
- [67] ČSN EN 1990: *Eurokód: Zásady navrhování konstrukcí*, Praha: ČNI, 2004.
- [68] ČSN EN 1993-1-5 *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-5: Boulení stěn*. Praha: ČNI, 2008.
- [69] ČSN EN 1994-1-1 *Eurokód 4: Navrhování spřažených konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby*. Praha: ČNI, 2006.

## SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ

$c$	měrná tepelná kapacita [ $\text{Jkg}^{-1}\text{°C}^{-1}$ ]
$d$	vzdálenost mezi těžištěm svařeného průřezu a těžištěm svaru [mm]
$e_0$	ekvivalentní geometrická imperfekce původního prutu [mm]
$e_{bc}$	excentricita v uložení [mm]
$e_{temp}$	ekvivalentní geometrická imperfekce původního prutu s oslabeným průřezem [mm]
$f_{p,T}$	mez úměrnosti oceli při teplotě $T$ [MPa]
$f_y$	mez kluzu [MPa]
$f_{y,0}$	mez kluzu zesilované oceli [MPa]
$f_{y,1}$	mez kluzu zesilující oceli [MPa]
$f_{y,T}$	mez kluzu oceli při zvýšené teplotě $T$ [MPa]
$f_{y,z}$	vážený průměr meze kluzu zesíleného průřezu [MPa]
$f_u$	mez pevnosti [MPa]
$h$	výška průřezu prutu [mm]
$h_{temp}$	výška oslabené části průřezu [mm]
$i$	poloměr setrvačnosti [mm]
$i_{z,0}$	poloměr setrvačnosti původního prutu k ose $z$ [mm]
$i_{z,z}$	poloměr setrvačnosti zesíleného prutu k ose $z$ [mm]
$k$	součinitel pro jednoduchou návrhovou metodu zohledňující vliv původního zatížení
$k'$	součinitel pro převod ze středních hodnot na charakteristické hodnoty
$k_{E,T}$	součinitel redukce modulu pružnosti v závislosti na teplotě – $k_{E,T} = E_T / E$
$k_i$	korekční součinitel $i$ -tého svaru [53], na stranu bezpečnou $k_i = 1,0$
$k_n$	koeficient kvantilu charakteristické hodnoty
$k_{p,T}$	součinitel redukce meze úměrnosti v závislosti na teplotě – $k_{p,T} = f_{p,T} / f_y$
$k_{y,T}$	součinitel redukce meze kluzu v závislosti na teplotě – $k_{y,T} = f_{y,T} / f_y$
$n$	počet svarů
$p_{s,i}$	fiktivní smršťující napětí $i$ -tého svaru, $p_{s,i} = 10\,000$ MPa
$q$	efektivní intenzita svařování [J/m]
$r$	vzdálenost od svaru [mm]
$r_{500}$	vzdálenost od svaru, kde je dosažena maximální teplota $T_p = 500$ °C [mm]
$r_a$	analyticky vypočtená vzdálenost od svaru, kde je dosažena určitá teplota [mm]
$r_{exp}$	experimentálně zjištěná vzdálenost od svaru, kde je dosažena určitá teplota [mm]
$s_x$	výběrová směrodatná odchylka
$t$	čas [s]

$t_1$	tloušťka zesilujících pásovin [mm]
$t_{2/3}$	kritická tloušťka pro určení dimenze roznosu tepla [mm]
$t_p$	tloušťka plechu [mm]
$u_{temp}$	výchylka pod původním zatížením ve směru osy $y$ [mm]
$v$	rychlost svařování [mm/s]
$w_0$	počáteční vychýlení prutu [mm]
$w_1$	průhyb při zesilování [mm]
$w_{1,0}$	průhyb původního prutu zatíženého původním zatížením bez uvážení oslabení teplotou [mm]
$w_{1,exp}$	experimentálně zjištěný průhyb při zesilování [mm]
$w_i$	výchylka při aplikovaném osovém zatížení $N_i$ [mm]
$w_R$	výchylka při dosažení vzpěrné únosnosti [mm]
$w_{temp}$	výchylka pod původním zatížením ve směru osy $z$ [mm]
$w_y$	průhyb při dosažení meze kluzu [mm]
$w_y$	průhyb ve směru osy $y$ [mm]
$w_{y,1}$	průhyb, který by měla zesilující část prutu ve chvíli dosažení meze kluzu v původním průřezu [mm]
$w_z$	průhyb ve směru osy $z$ [mm]
$x, y, z$	prostorové souřadnice [mm]
$z$	zkrácení prutu [mm]
$A$	plocha průřezu prutu [mm <sup>2</sup> ]
$A_0$	plocha původního průřezu [mm <sup>2</sup> ]
$A_1$	plocha zesilující části průřezu [mm <sup>2</sup> ]
$A_{el}$	část plochy průřezu v elastickém stavu [mm <sup>2</sup> ]
$A_{red}$	redukováná část plochy průřezu v důsledku zvýšené teploty [mm <sup>2</sup> ]
$A_{temp}$	plocha účinné části průřezu oslabeného teplotou [mm <sup>2</sup> ]
$A_w$	plocha svaru [mm <sup>2</sup> ]
$A_x$	plocha průřezu v posuzovaném místě [mm <sup>2</sup> ]
$A_z$	celková plocha zesíleného průřezu – $A_z = A_0 + A_1$ [mm <sup>2</sup> ]
$E$	Youngův modul pružnosti [MPa]
$E_t$	tečnový modul pružnosti [MPa]
$E_T$	Youngův modul pružnosti při teplotě $T$ [MPa]
$E_r$	reduovaný modul pružnosti [MPa]
$F_2, F_3$	tvarové součinitele pro určení teplotního pole od svařování
$F_L$	faktor délky svaru
$F_M$	materiálový faktor pro určení teplotního pole od svařování
$F_x, F_y$	délkový a šířkový faktor pro modifikaci standardního teplotního pole
$I$	moment setrvačnosti průřezu [mm <sup>4</sup> ]; elektrický proud [A]
$I_0$	moment setrvačnosti původního průřezu [mm <sup>4</sup> ]

$I_{el}$	moment setrvačnosti elastické části průřezu [ $\text{mm}^4$ ]
$I_{max}$	maximální moment setrvačnosti prutu proměnného průřezu [ $\text{mm}^4$ ]
$I_{min}$	minimální moment setrvačnosti prutu proměnného průřezu [ $\text{mm}^4$ ]
$I_{temp}$	moment setrvačnosti části průřezu oslabeného teplotou [ $\text{mm}^4$ ]
$L$	délka prutu [mm]
$L_{cr}$	vzpěrná délka prutu [mm]
$L_{cr,e}$	ekvivalentní vzpěrná délka prutu oslabeného teplotou od svařování [mm]
$L_{cr,z}$	vzpěrná délka pro vybočení kolem měkké osy $z$ [mm]
$L_s$	délka zesílené části prutu [mm]
$L_{temp}$	délka oslabení teplotou [mm]
$L_w$	délka svaru [mm]
$N_{0,R}$	únosnost původního prutu [N]
$N_1$	původní zatížení působící během zesilování [N]
$N_{1,max}$	maximální bezpečné původní zatížení působící během zesilování [N]
$N_2$	zatížení aplikované po zesílení prvku [N]
$N_{b,0,R}$	vzpěrná únosnost původního prutu [N]
$N_{b,s,R}$	vzpěrná únosnost prutu zesíleného pod zatížením [N]
$N_{b,s,Re}$	experimentálně zjištěná vzpěrná únosnost prutu zesíleného pod zatížením [N]
$N_{b,R}$	vzpěrná únosnost prutu [N]
$N_{b,Re}$	experimentálně zjištěná vzpěrná únosnost prutu [N]
$N_{b,Rfem}$	vzpěrná únosnost prutu z numerického modelu [N]
$N_{b,rk,exp}$	charakteristická únosnost určená pomocí experimentů [N]
$N_{b,z,R}$	vzpěrná únosnost zesíleného prutu [N]
$N_{b,z,Re}$	experimentálně zjištěná vzpěrná únosnost zesíleného prutu [N]
$N_{cr}$	kritická síla tlačeního prutu [N]
$N_{cr,0}$	kritická síla původního prutu [N]
$N_{cr,1}$	kritická síla zesilující části prutu [N]
$N_{cr,e}$	ekvivalentní kritická síla prutu s proměnným průřezem [N]
$N_{cr,t}$	kritická síla spočtená s využitím tečnového modulu pružnosti [N]
$N_{cr,r}$	kritická síla spočtená s využitím redukovaného modulu pružnosti [N]
$N_{cr,y}$	kritická síla pro vybočení kolem osy $y$ [N]
$N_{cr,z}$	kritická síla pro vybočení kolem osy $z$ [N]
$N_{cr,z}$	kritická síla zesíleného prutu [N]
$N_i$	aplikované osově zatížení [N]
$N_{pl}$	plastická únosnost prutu [N]
$N_y$	síla, při které dosáhne zesílený prut meze kluzu v nejvíce namáhaných vláknech [N]
$N_{R1}$	únosnost původního prutu [N]
$N_{Z,R}$	únosnost zesíleného prutu [N]

$Q_G$	množství tepla přivedeného do objemu [ $^{\circ}\text{CJs}^{-1}\text{m}^{-3}$ ]
$T$	teplota [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_0$	počáteční teplota [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_p$	maximální dosažená teplota v určité vzdálenosti od svaru [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_F$	teplota, pro kterou je $f_{y,0} = 0$ ; $T_F = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$ pro ocel pevnostní třídy S235 a $T_F = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$ pro S355 [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$U$	elektrické napětí [V]
$V_x$	variační koeficient
$W$	modul průřezu prutu kolem osy vybočení [ $\text{mm}^3$ ]
$W_0$	modul průřezu původního prutu kolem osy vybočení [ $\text{mm}^3$ ]
$W_{el}$	elastický modul průřezu kolem osy vybočení [ $\text{mm}^3$ ]
$W_{el,0}$	elastický modul původního průřezu kolem osy vybočení [ $\text{mm}^3$ ]
$W_{el,temp}$	elastický modul účinné části průřezu oslabeného teplotou kolem osy vybočení [ $\text{mm}^3$ ]
$W_{y,el,temp}$	elastický modul účinné části průřezu oslabeného teplotou k ose y [ $\text{mm}^3$ ]
$W_z$	modul průřezu zesíleného prvku pro rozhodující osu vybočení [ $\text{mm}^3$ ]
$W_{z,el,temp}$	elastický modul účinné části průřezu oslabeného teplotou k ose z [ $\text{mm}^3$ ]
$\alpha$	součinitel imperfekce
$\alpha_g$	stupeň zatížení
$\alpha_{g,exp}$	stupeň zatížení určený z experimentálně zjištěné únosnosti zesíleného prvku
$\alpha_{g,d}$	stupeň zatížení určený z návrhové únosnosti zesíleného prvku
$\alpha_z$	modifikovaný součinitel imperfekce v závislosti na změně výchylky
$\alpha_{zr}$	modifikovaný součinitel imperfekce v závislosti na změně výchylky a změně reziduálního napětí
$\gamma$	součinitel pro zvýšení štíhlosti prutu proměnného průřezu
$\gamma_{M1}$	dílní součinitel spolehlivosti průřezu při posuzování stability prutu
$\Delta_{vert}$	průhyb způsobený svařováním po vychladnutí [mm]
$\Delta_{lon}$	zkrácení v těžišti průřezu způsobené svařováním po vychladnutí [mm]
$\Delta L_{el,1}$	deformace při původním zatížení [mm]
$\Delta L_{el,2}$	deformace, při které začne plastizovat nezesílená část průřezu [mm]
$\Delta L_{pl}$	deformace, při které začne plastizovat i zesilující část průřezu [mm]
$\Delta t_{8/5}$	čas vychladnutí z $800\text{ }^{\circ}\text{C}$ na $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ [s]
$\Delta u$	rozdíl mezi polohami těžišť původního a oslabeného průřezu ve směru osy y [mm]
$\Delta w$	rozdíl mezi polohami těžišť původního a oslabeného průřezu ve směru osy z [mm]
$\Delta w_{temp}$	zvýšení počáteční excentricity prutu zesíleného pod původním zatížením vůči prutu zesíleného bez zatížení [mm]

$\Delta W_{\text{temp,exp}}$	experimentálně zjištěné zvýšení počáteční excentricity prutu zesíleného pod původním zatížením vůči prutu zesíleného bez zatížení [mm]
$\Delta\alpha$	změna součinitele imperfekce způsobená změnou reziduálního napětí
$\eta$	součinitel imperfekce
$\eta_a$	účinnost svařování
$\vartheta$	natočení průřezu [°]
$\kappa$	poměr zesílené k celkové délce prutu
$\lambda$	štíhlost prutu; tepelná vodivost [ $\text{Wm}^{-1}\text{C}^{-1}$ ]
$\bar{\lambda}$	poměrná štíhlost prutu
$\bar{\lambda}_z$	poměrná štíhlost zesíleného prutu
$\lambda_1$	srovnávací štíhlost prutu
$\lambda_e$	ekvivalentní štíhlost prutu proměnného průřezu
$\bar{\lambda}_{\text{temp}}$	poměrná štíhlost prutu oslabeného teplotou
$\rho$	hustota [ $\text{kg/m}^3$ ]
$\sigma_1$	napětí na původním prvku způsobené původním zatížením [MPa]
$\sigma_2$	rezerva napjatosti v původním prvku [MPa]
$\sigma_{\text{cr,t}}$	kritické napětí [MPa]
$\sigma_p$	napětí na mezi úměrnosti [MPa]
$\sigma_r$	reziduální napětí [MPa]
$\sigma_{\text{rc}}$	tlakové reziduální napětí – $\sigma_{\text{rc}} = f_y - \sigma_p$ [MPa]
$\sigma_x$	normálové napětí [MPa]
$\sigma_{x,1}$	normálové napětí na původní části průřezu pod původním zatížením $N_1$ [MPa]
$\tau$	poměr plochy v elastickém stavu k celkové ploše prutu
$\tau_0$	poměr momentu setrvačnosti v elastickém stavu k celkovému momentu setrvačnosti
$\varphi$	pootočení okraje svařovaného prvku způsobené svařováním [rad]
$\phi$	hodnota pro výpočet součinitele vzpěrnosti $\chi$ ; součinitel spolehlivosti pro návrhovou metodu LRFD používanou v USA
$\chi$	součinitel vzpěrnosti
$\chi_0$	součinitel vzpěrnosti pro původní prut
$\chi_{\text{cL2}}$	násobitel přetvoření způsobené podélným svarem v tlačené zóně pod zatížením v časovém bodě 2
$\chi_{\text{cL3}}$	násobitel přetvoření způsobené podélným svarem v tlačené zóně pod zatížením v časovém bodě 3
$\chi_{\text{cT2}}$	násobitel přetvoření způsobené příčným svarem v tlačené zóně pod zatížením v časovém bodě 2
$\chi_{\text{cT3}}$	násobitel přetvoření způsobené příčným svarem v tlačené zóně pod zatížením v časovém bodě 3

$\chi_e$	součinitel vzpěrnosti pro ekvivalentní štíhlost prutu proměnného průřezu
$\chi_{tL2}$	násobitel přetvoření způsobené podélným svarem v tažené zóně pod zatížením v časovém bodě 2
$\chi_{tL3}$	násobitel přetvoření způsobené podélným svarem v tažené zóně pod zatížením v časovém bodě 3
$\chi_{tT2}$	násobitel přetvoření způsobené příčným svarem v tažené zóně pod zatížením v časovém bodě 2
$\chi_{tT3}$	násobitel přetvoření způsobené příčným svarem v tažené zóně pod zatížením v časovém bodě 3
$\chi_x$	součinitel vzpěrnosti v místě $x$ po délce prutu
$\chi_z$	součinitel vzpěrnosti pro zesílený prvek



## SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 2.1: Průběh napětí a teploty ve svaru [29].....	17
Obr. 3.1: Násobitele přetvoření pro svařování pod zatížením dle Huenersena et al. [18].....	25
Obr. 3.2: Teplotní pole za standardním svařovacím bodem [°C] [18] .....	30
Obr. 3.3: Redukční součinitele pro pracovní diagram podle ČSN EN 1993-1-2 [3] .....	31
Obr. 3.4: Nomogram pro určení velikosti oslabené plochy zvýšenou teplotou dle [18] .....	32
Obr. 3.5: Model prutu oslabeného teplotou vybočující kolem osy y; srovnání analytického vztahu s výsledky numerických modelů .....	34
Obr. 3.6: Model prutu oslabeného teplotou vybočující kolem osy z; srovnání analytického vztahu s výsledky numerických modelů .....	34
Obr. 3.7: Maximální únosnost původního prvku oslabeného teplotou – srovnání analytického postupu a numerického modelu v ANSYS .....	36
Obr. 3.8: Srovnání naměřené teploty dle [32] (Fig. 8) a vypočtené dle rovnice (3.13) s tvarovým součinitelem .....	38
Obr. 4.1: Rozdíl mezi elastickou a plastickou únosností; idealizované pracovní diagramy spolupůsobících původního a zesilujícího materiálu.....	41
Obr. 4.2: Analytický model závislosti normálové síly na zatížení pro tažený prut.....	43
Obr. 4.3: Vzpěr prutu symetricky zesíleného pod zatížením .....	50
Obr. 4.4: Reziduální napětí pro válcovaný prvek HEB 200 a pásovinu od nerovnoměrného chladnutí před zesílením a změna reziduálních napětí po zesílení svařováním .....	53
Obr. 4.5: Uvažované reziduální napětí pro válcovaný prvek HEA 100, vodorovná osa značí číslo dílku .....	57
Obr. 4.6: Uvažované reziduální napětí pro zesílený prut .....	57
Obr. 4.7: Součinitel vzpěrnosti v závislosti na poměrné štíhlosti původního (značený indexem 0) a zesíleného (index z) prutu vybočujícího kolmo na osu y a osu z (první index v označení křivek); pro srovnání jsou přidány křivky vzpěrné pevnosti a až d .....	58
Obr. 4.8: Součinitel vzpěrnosti v závislosti na poměrné štíhlosti zesíleného prvku pod různými hodnotami původního zatížení $N_1$ .....	58
Obr. 4.9: Plocha pod křivkou na obr. 4.8 v závislosti na původním zatížení .....	59
Obr. 4.10: Pruty proměnného průřezu zesílené přes 2/3 délky a 1/2 délky, srovnání s únosností prutu zesíleného po celé délce .....	61
Obr. 5.1: Průřezy šesti setů zkušebních těles a pozice tenzometrů (SG).....	63
Obr. 5.2: Zkušební sestava – fotografie a schéma; pozice tenzometrů (SG), lankových snímačů (DWS) a úchylkoměru (LVDT).....	64
Obr. 5.3: Uložení pomocí břitového ložiska – fotografie a schéma – sety (A), (B) a (C).....	64
Obr. 5.4: Proces svařování zachycený termokamerou .....	65

Obr. 5.5: Svislá deformace prutu F3 a průběh síly během přibodování (oranžové podbarvení) svařování (červené) a v průběhu následného chladnutí (modré).....	66
Obr. 5.6: Normálové napětí v MPa přepočítané z tenzometrů a tvar vybočení uprostřed výšky prutu v okamžiku kolapsu (čárkovaně); prut C3 po kolapsu .....	67
Obr. 5.7: Normálové napětí v MPa přepočítané z tenzometrů a tvar vybočení uprostřed výšky prutu v okamžiku kolapsu (čárkovaně); boulení stojiny prutu D2 .....	68
Obr. 5.8: Grafy přetvoření uprostřed prutu ve směru osy y, osy z a natočení – sety (A), (B) a (C); výpočet podle EC3 je červeně.....	69
Obr. 5.9: Grafy deformace uprostřed prutu ve směru hlavních os z a y a natočení – sety (D), (E) a (F); jsou přidány výchylky způsobené svařováním; numerické modely jsou černě, výpočet podle EC3 je červeně .....	70
Obr. 5.10: Průřezy zesilovaných sloupů (původní průřez HEA 100 je vyšrafován) s umístěním tenzometrů (SG) a lankových snímačů (W).....	72
Obr. 5.11: Průběh svařování zachycen termokamerou – svar je na opačné straně plechu; oblasti ovlivněné vysokou teplotou zjištěné termokřídou [mm].....	73
Obr. 5.12: Manuální korekce simulace původního zatížení u sloupu O3 a délkové změny při svařování (červené podbarvení) a chladnutí (modré podbarvení) .....	74
Obr. 5.13: Závislost normálové síly na výchylce uprostřed sloupu .....	75
Obr. 5.14: Závislost změny součinitele imperfekce na původním zatížení způsobené změnou počáteční výchylky (vlevo – $\alpha_z$ ) a změnou reziduálního napětí (vpravo – $\Delta\alpha$ ).....	77
Obr. 5.15: Průřez zesílené trubky pomocí dvou U profilů se znázorněním pozice tenzometrů (SG), lankových snímačů polohy (DW) a osy břitového ložiska v uložení; prvek TR5Z během zatěžování. 78	
Obr. 5.16: Měření vzdálenosti, kde byla dosažena teplota 320 °C na pásnici U profilu pomocí termokřídly .....	79
Obr. 5.17: Průběh svařování na sloupu TR5Z pod zatížením $N_1 = 105$ kN se znázorněním osového zkrácení z, výchylky $w_z$ ve směru osy z a normálové síly N; svařování má červené podbarvení s očíslovanými fázemi, chladnutí modré podbarvení.....	80
Obr. 5.18: Závislost normálové síly na výchylce ve směru osy z uprostřed výšky.....	81
Obr. 5.19: Průřez zesíleného úhelníku L50×5 s označením tenzometrů (SG) a lankových snímačů polohy (DW); prvek LZ11 vybočený rovinným vzpěrem .....	82
Obr. 5.20: Spodní kulové ložisko se zatěžovací sestavou – zatěžovací válec, siloměr a snímač polohy; horní ložisko s osazeným prvkem připraveným ke svařování.....	83
Obr. 5.21: Postup svařování – svar je značen tlustou čarou a pořadí jednotlivých úseků je číslováno. 83	
Obr. 5.22: Naměřené teploty pomocí termokříd, zprůměrované ze všech měření, kótovány od okrajů plechu a od středu svaru .....	84
Obr. 5.23: Závislost normálové síly na výchylce uprostřed prutu .....	85
Obr. 5.24: Závislost normálové síly na výchylce uprostřed prutu – srovnání analytického řešení s experimenty .....	87

Obr. 5.25: Výsledky měření a analytického výpočtu ( $T_p$ (2D)) teploty v závislosti na čase a vzdálenosti od svaru .....	89
Obr. 5.26: Modifikované teplotní pole podle [18] .....	89
Obr. 5.27: Průřezy, housenka svaru a poloha měřených bodů po průřezu pomocí termočlánků (T) a lankových snímačů polohy (w) .....	90
Obr. 5.28: Vybočený sloup SHS1 s navařenou housenkou svaru ve zkušební sestavě; schéma senzorů po výšce sloupu .....	91
Obr. 5.29: Měření termočlánky přes azbestovou destičku přitlačenou svěrkou na sloupech HEA2 a SHS1 .....	91
Obr. 5.30: Závislost maximální dosažené teploty na vzdálenosti od osy svaru – srovnání analytických křivek a naměřených hodnot z termočlánků.....	92
Obr. 5.31: Měření teploty z termočlánků na sloupu HEA3.....	92
Obr. 5.32: Sloup HEA3: Závislost deformací na čase a osově síle .....	93
Obr. 5.33: Průběh výchylky ve směru osy y uprostřed prutu (průměr ze snímačů $w_{m1}$ a $w_{m2}$ ) na osově síle N .....	94
Obr. 5.34: Shrnutí experimentálně stanovených únosností v závislosti na poměrné štíhlosti a srovnání s křivkami vzpěrných pevností.....	95
Obr. 6.1: Způsoby zesílení a jejich označení.....	100
Obr. 6.2: Síť konečných prvků v oblasti uložení – vlevo bez zobrazení tloušťek prvků; uprostřed se zobrazením tloušťek; vpravo první tvar vybočení .....	100
Obr. 6.3: Příklad srovnání numerických modelů s experimenty – výchylky a napětí.....	101
Obr. 6.4: Histogram četnosti koeficientu k a jeho statistické vyhodnocení .....	103
Obr. 6.5: Srovnání numerických modelů s analytickými metodami – přibližná návrhová metoda (k) a metoda podle TP 42 [2] (TP).....	103
Obr. 6.6: Závislost koeficientu k na poměrné štíhlosti zesíleného prvku .....	104
Obr. 6.7: Srovnání sloupů ( $e_0 = L/300$ , $t_1 = 6$ mm) z různých typů ocelí: plnou čarou $f_{y,0} = 235$ MPa, $f_{y,1} = 235$ MPa; čárkovanou: $f_{y,0} = 235$ MPa, $f_{y,1} = 355$ MPa; tečkovanou: $f_{y,0} = 355$ MPa, $f_{y,1} = 235$ MPa .....	106
Obr. 6.8: Normálové napětí $\sigma_x$ [Pa] při kolapsu: $f_{y,0} = 235$ MPa, $f_{y,1} = 355$ MPa, $\alpha_g = 0,6$ , $e_0 = L/300$ , $t_1 = 6$ mm .....	106
Obr. 6.9: Vyhodnocení numerických modelů: Redukce únosnosti v závislosti na a) poměrné štíhlosti $\lambda$ ; b) stupni zatížení $\alpha_g$ ; c) pevnostní třídě oceli.....	108
Obr. 6.10: Vyhodnocení numerických modelů: Součinitel k v závislosti na a) poměrné štíhlosti $\lambda$ ; b) stupni zatížení $\alpha_g$ ; c) pevnostní třídě oceli.....	108
Obr. 6.11: Graf osová síla – výchylka pro krátký prut (typ zesílení O; délka $L = 2$ m – $\lambda_0 = 1,013$ , $\lambda_1 = 0,555$ ; vybočení na měkkou osu; $t_1 = 10$ mm; $f_{y,0} = 355$ MPa, $f_{y,1} = 235$ MPa); odpovídající graf pro redukci únosnosti prutů různých délek .....	108
Obr. 6.12: Srovnání analytického a numerického určení součinitele k.....	109

Obr. 6.13: Normálové napětí na tenzometrech během zatěžování – srovnání numerického modelu s naměřenými hodnotami z experimentů; pro polohu tenzometrů viz obr. 5.1 .....	111
Obr. 6.14: Normálové napětí $\sigma_x$ [MPa] v polovině délky prutu: nahoře reziduální napětí, dole napětí při kolapsu prutu.....	112
Obr. 6.15: Normálové napětí $\sigma_x$ [MPa] způsobené svařováním na delší pásnici .....	113
Obr. A.1: Průhyb zesilovaného prvku v závislosti na osově síle .....	146
Obr. A.2: Uvažované reziduální napětí před svařením a po svaření .....	147
Obr. A.3: Průběh křivek vzpěrné pevnosti využívající tečnový modul pružnosti.....	147
Obr. A.4: Průběh únosnosti zesíleného prvku po délce.....	150
Obr. C.5: Závislost zkrácení sloupů na normálové síle.....	155
Obr. C.6: Naměřené údaje z tenzometrů ze souboru experimentů H.....	156
Obr. C.7: Naměřené údaje z tenzometrů ze souboru experimentů O .....	157
Obr. C.8: Závislost zkrácení sloupů na normálové síle.....	158
Obr. C.9: Naměřené údaje z tenzometrů na původním průřezu trubky.....	158
Obr. C.10: Naměřené údaje z tenzometrů ze souboru experimentů zesilování trubek .....	159
Obr. C.11: Závislost zkrácení prutů na normálové síle .....	160
Obr. C.12: Naměřené údaje z tenzometrů na původním průřezu úhelníku .....	160
Obr. C.13: Naměřené údaje z tenzometrů na zesíleném úhelníku bez zatížení přerušovanými svary	161
Obr. C.14: Naměřené údaje z tenzometrů na zesíleném úhelníku pod zatížením ( $\alpha_g = 0,33$ ) přerušovanými svary – svar uprostřed rozpětí byl proveden bez zatížení.....	161
Obr. C.15: Naměřené údaje z tenzometrů na zesíleném úhelníku pod zatížením ( $\alpha_g = 0,33$ ) přerušovanými svary, u prvku LSI4 se tenzometry teplem při svařování odlepily .....	162
Obr. C.16: Naměřené údaje z tenzometrů na zesíleném úhelníku bez zatížení průběžnými svary .....	162
Obr. C.17: Naměřené údaje z tenzometrů na zesíleném úhelníku pod zatížením ( $\alpha_g = 0,33$ ) přerušovanými svary – svar uprostřed rozpětí byl proveden bez zatížení.....	162
Obr. C.18: Měření teploty z termočlánků na sloupu HEA 2 .....	163
Obr. C.19: Sloup HEA 1: Závislost deformací na čase a osově síle .....	163
Obr. C.20: Sloup HEA 2: Závislost deformací na čase a osově síle .....	163
Obr. C.21: Měření teploty z termočlánků na sloupu SHS 1 .....	164
Obr. C.22: Měření teploty z termočlánků na sloupu SHS 2.....	164
Obr. C.23: Měření teploty z termočlánků na sloupu SHS 3.....	164
Obr. C.24: Sloup SHS 1: Závislost deformací na čase a osově síle .....	165
Obr. C.25: Sloup SHS 2: Závislost deformací na čase a osově síle .....	165
Obr. C.26: Sloup SHS 3: Závislost deformací na čase a osově síle .....	165

## SEZNAM TABULEK

Tab. 2.1: Přehled experimentálních vzorků trubek; podtržené selhaly během svařování .....	18
Tab. 2.2: Přehled provedených experimentů; v závorce je počet prvků zesílených pod zatížením .....	19
Tab. 2.3: O'Sullivanovy experimenty tažených prvků.....	20
Tab. 2.4: O'Sullivanovy experimenty tlačných prvků; průřez zesíleného prvku (původní průřez je vyšrafován) [8].....	21
Tab. 2.5: Přehled Kolesnikovových experimentů s průřezy prvků (původní průřez je vyšrafován) [4].....	21
Tab. 2.6: Experimenty krátkých sloupů [9].....	22
Tab. 2.7: Experimenty kloubově uložených sloupů [9] .....	22
Tab. 2.8: Srovnání výsledků experimentů zesilování I a H profilů s vypočtenými únosnostmi .....	23
Tab. 3.1: Účinnost jednotlivých metod svařování měkké oceli .....	26
Tab. 3.2: Účinnost jednotlivých metod svařování dle ČSN EN 1011-1 [42].....	26
Tab. 3.3: Tvarové součinitele dle [45] .....	29
Tab. 3.4: Průřezové charakteristiky původního a oslabeného průřezu.....	39
Tab. 3.5: Vybrané výsledky analytického řešení pro všechny kloubově uložené trubky z článku [32]; trubky, které selhaly v experimentu při svařování, jsou podtržené .....	40
Tab. 4.1: Maximální bezpečný stupeň zatížení $\alpha_g$ při podélném svařování pod zatížením.....	47
Tab. 4.2: Vybrané hodnoty součinitele $\gamma$ prutu proměnného průřezu z tabulky C.3 normy ČSN 73 1401 [62].....	60
Tab. 5.1: Fyzikální a mechanické vlastnosti z tahových zkoušek .....	65
Tab. 5.2: Fyzikální a mechanické vlastnosti z tahových zkoušek .....	72
Tab. 5.3: Původní zatížení a únosnost zesílených sloupů .....	74
Tab. 5.4: Průřezové charakteristiky původního, oslabeného a zesíleného sloupu; mezivýsledky výpočtu podle kapitoly 3.2 .....	76
Tab. 5.5: Srovnání navržených analytických řešení s výsledky experimentů zesilování sloupů HEA 100.....	78
Tab. 5.6: Experimentálně zjištěný průhyb $w_{1,exp}$ při zatížení $N_1 = 15$ kN a vzpěrná únosnost $N_{b,Re}$ , vypočítaná únosnost $N_{b,s,R}$ .....	85
Tab. 5.7: Srovnání vzdáleností, kde byla dosažena určená teplota, analyticky ( $r_a$ ) a termokřídou ( $r_{exp}$ ).....	86
Tab. 5.8: Vybrané charakteristiky a výsledky analytického výpočtu.....	86
Tab. 5.9: Navržené parametry svařování a analytické určení rychlosti chladnutí a vzdálenosti $r_{500}$ , při které je dosaženo 500 °C .....	90
Tab. 5.10: Analytický výpočet únosnosti při svařování .....	94

Tab. 5.11: Statistické vyhodnocení symetricky zesílených prvků; $N_{b,Ri}$ – experimentální únosnost, $N_{b,Rk,exp}$ – charakteristická únosnost ze statistického vyhodnocení, $N_{b,Rd}$ – únosnost dle výpočtu, $N_{b,s,Rd}$ – analytické řešení přibližnou návrhovou metodou .....	97
Tab. 5.12: Statistické vyhodnocení nesymetricky zesílených prvků; $N_{b,Ri}$ – experimentální únosnost, $N_{b,Rk,exp}$ – charakteristická únosnost ze statistického vyhodnocení, $N_{b,Rd}$ – únosnost dle výpočtu, $N_{b,s,Rd}$ – analytické řešení přibližnou návrhovou metodou .....	98
Tab. 6.1: Srovnání vzpěrné únosnosti podle experimentů, numerických modelů a přibližné navrhované metody .....	102
Tab. 6.2: Proměnné v numerické studii.....	102
Tab. 6.3: Proměnné v numerické studii.....	104
Tab. 6.4: Srovnání numerických modelů s analytickými výpočty ( $e_0 = L/300$ , $t_1 = 6$ mm), mez kluzu je uvedena v MPa, $RÚ$ značí redukci únosnosti oproti sloupu zesílenému bez zatížení ( $RÚ = N_{b,s,Re} / N_{b,z,Re}$ ).....	107
Tab. 6.5: Parametrická studie vlivu reziduálního napětí .....	114
Tab. A.1: Posudek původního sloupu se všemi použitými charakteristikami a mezivýsledky .....	141
Tab. A.2: Posudek koncových koutových svarů .....	142
Tab. A.3: Vyhodnocení návrhu svařovacích parametrů a jejich vliv na teplotní pole .....	143
Tab. A.4: Průřezové charakteristiky původního prvku s odstraněnou částí průřezu s teplotou nad 500 °C.....	144
Tab. A.5: Plocha pod křivkou z Obr. A.3 a vypočítané hodnoty $\Delta\alpha$ pro dva způsoby vybočení a různý počet svarů .....	148
Tab. B.6: Tahové zkoušky vzorků ze setů A, B a C (kapitola 5.1 – zesilování T průřezu); W značí stojinu a F pásnici.....	152
Tab. B.7: Tahové zkoušky ze setů D, E a F (kapitola 5.1 – zesilování T průřezu); F značí delší pásnici, W stojinu a SF kratší pásnici; grafy ze vzorků F1 a F2 nejsou dostupné.....	152
Tab. B.8: Tahové zkoušky ze sloupů HEA 100 (označení B) a jejich zesilujících plechů (označení S) (kapitola 5.2 – symetrické zesilování profilů HEA 100).....	153
Tab. B.9: Tahové zkoušky z trubek (označení TR) a zesilujících U profilů (označení UPE) (kapitola 5.3 – symetrické zesilování bezešvých trubek) .....	153
Tab. B.10: Tahové zkoušky z úhelníků a zesilujících pásovin (kapitola 5.4 – zesilování úhelníků)..	154

## PUBLIKOVANÉ PRÁCE AUTORA

1. VILD, M. Zesilování ocelových prutů pod zatížením. In *JUNIORSTAV 2014 - 16. odborná konference doktorského studia, Sborník anotací*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, 2014. str. 169-169. ISBN: 978-80-214-4851- 3.
2. HOLOMEK, J.; BAJER, M.; BARNAT, J.; VILD, M. Shear Tests of Composite Slabs, Experimental and Numerical Investigation. In *Proceedings of the Conference on the Rehabilitation and Reconstruction of Buildings (CRRB 2014). Advanced Materials Research*. Praha: Vědeckovýzkumná společnost pro sanace staveb a péči o památky - WTA CZ, 2014. str. 217-220. ISBN: 978-3-03835-506- 9. ISSN: 1022-6680. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.923.217
3. BAJER, M.; VILD, M.; BARNAT, J.; HOLOMEK, J. Influence of selected parameters on design optimalization of anchor joint. In *Proceedings of the 12th International Conference on Steel, Space & Composite Structures*. Praha: CI- PREMIER PTE LTD, 2014. str. 149-159. ISBN: 978-981-09-0077- 9.
4. VILD, M.; BAJER, M. Strengthening of axially loaded columns under load. In *EUROSTEEL 2014, 7th European Conference on Steel and Composite Structures*. Brussels, Belgium: ECCS European Convention for Constructional Steelwork, 2014. str. 201-202. ISBN: 978-92-9147-121- 8.
5. VILD, M. Zesilování ocelobetonových nosníků pomocí FRP kompozitů. In *Juniorstav 2015*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, 2015. str. 1-7. ISBN: 978-80-214-5091- 2.
6. HOLOMEK, J.; BAJER, M.; VILD, M. Longitudinal Shear Analysis of Composite Slabs with Prepressed Embossments. *Advanced Materials Research*, 2015, vol. 2015, no. 1122, str. 265-268. ISSN: 1022-6680.
7. VOKATÁ, K.; BAJER, M.; BARNAT, J.; HOLOMEK, J.; VILD, M. Bearing capacity of aluminum angle support for ventilated facade. In *ESaT 2015 - International Conference on Engineering Sciences and Technologies*. Košice, Slovensko: Technická univerzita v Košicích, Slovensko, 2015. str. 1-4. ISBN: 978-80-553-2042- 7.
8. HOLOMEK, J.; BAJER, M.; BARNAT, J.; VILD, M. Composite Slabs with Prepressed Embossments – Longitudinal Shear Resistance. *Applied Mechanics and Materials*, 2015, vol. 2015, no. 769, str. 289-293. ISSN: 1660-9336.

9. VILD, M.; BAJER, M. Flexural buckling of columns strengthened under load. *Advanced Materials Research*, 2015, vol. 1122, no. 1, str. 257-260. ISSN: 1022-6680. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.1122.257
10. VILD, M.; BAJER, M. Strengthening under Load: Experimental and Numerical Research. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2015, vol. 96, no. 1, str. 1-10. ISSN: 1757-8981. DOI: 10.1088/1757-899X/96/1/012062
11. VOKATÁ, K.; BAJER, M.; BARNAT, J.; VILD, M.; HOLOMEK, J. An optimization of anchor of aluminium facade. In *Advances and Trends in Engineering Sciences and Technologies*. CRC Press / Balkema. Great Britain: Taylor & Francis Group, London, 2015. str. 437-443. ISBN: 978-1-138-02907- 1. DOI: 10.1201/b19249-75
12. VILD, M. Zesilování pod zatížením: Využití teorie druhého řádu v analytickém řešení. In *JUNIORSTAV 2016*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, 2016. str. 1-8. ISBN: 978-80-214-5311- 1.
13. WALD, F.; ŠABATKA, L.; BAJER, M.; BARNAT, J.; GÖDRICH, L.; HOLOMEK, J.; KABELÁČ, J.; KOČKA, M.; KOLAJA, D.; KRÁL, P.; KUREJKOVÁ, M.; VILD, M. *Benchmark cases for advanced design of structural steel connections*. Praha: Česká technika - nakladatelství ČVUT, 2016. 187 str. ISBN: 978-80-01-05826- 8.
14. VILD, M.; BAJER, M. Strengthening under Load: The Effect of Preload Magnitudes. *Procedia Engineering*, 2016, vol. 161, no. 1, str. 343-348. ISSN: 1877-7058. DOI: 10.1016/j.proeng.2016.08.570
15. HOLOMEK, J.; BAJER, M.; VILD, M. Test Arrangement of Small- scale Shear Tests of Composite Slabs. *Procedia Engineering*, 2016, vol. 161, no. 2016, str. 716-721. ISSN: 1877-7058. DOI: 10.1016/j.proeng.2016.08.749
16. VILD, M.; BAJER, M. Strengthening of Steel Columns under Load: Torsional- Flexural Buckling. *Advances in Materials Science and Engineering*, 2016, vol. 2016, no. 1, str. 1-10. IF: 1,299, ISSN: 1687-8434. DOI: 10.1155/2016/2765821
17. VILD, M. Zesilování ocelových sloupů pod zatížením ocelmi různých pevností. In *Juniorstav 2017, 19. odborná konference doktorského studia*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, 2017. str. 1-9. ISBN: 978-80-214-5473- 6.



18. VILD, M.; BAJER, M. Strengthening under Load: Numerical Study of Flexural Buckling of Columns. *Procedia Engineering*, 2017, vol. 190, no. 1, str. 118-125. ISSN: 1877-7058. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.05.316.
19. HOLOMEK, J.; BAJER, M.; VILD, M. Cast Screws as Shear Anchors for Composite Slabs. *Procedia Engineering*, 2017, vol. 195, no. 2017, str. 114-119. ISSN: 1877-7058.
20. VILD, M.; PIJÁK, J.; BARNAT, J.; BAJER, M.; MELCHER, J.; KARMAZÍNOVÁ, M. Comparison of analytical and numerical methods applied to lateral torsional buckling of beams. *Procedia Engineering*, 2017, vol. 195, no. 1, str. 48-55. ISSN: 1877-7058. DOI: 10.1016/j.proeng.2017.04.522
21. BAJER, M.; BARNAT, J.; VILD, M.; MELCHER, J.; KARMAZÍNOVÁ, M.; PIJÁK, J. Different Cross-Section in Lateral- Torsional Buckling. *ce/papers*, 2017, vol. 1, no. 2-3, str. 4704-4711. ISSN: 2509-7075.
22. WALD, F.; COUCHAUX, M.; VILD, M.; KUREJKOVÁ, M.; BAJER, M. Design of Column Bases in EN 1993-1-8: 2020. In *3<sup>rd</sup> International Symposium on Connections between Steel and Concrete*. Stuttgart, Německo: Institute of Construction Materials, University of Stuttgart, 2017. str. 69-78. ISBN: 978-3-945773-06-2.
23. VILD, M. Svařování pod tlakovým zatížením. In *JUNIORSTAV 2018, Sborník příspěvků*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, 2018. str. 506-511. ISBN: 978-80-86433-69-1.

## ÚČAST AUTORA NA VĚDECKÝCH PROJEKTECH

- 2013–2015 FR-TI4/332: Nové technologie lepených obvodových plášťů budov s kotvicími prvky se zvýšenou odolností vůči korozi, grant MPO, pozice: člen řešitelského týmu
- 2013–2015 TA03010680: Advanced software for optimal design of complex structural steel joints, grant TAČR, pozice: člen řešitelského týmu
- 2013–2014 FAST-S-13-2077: Definice nosných vstupních parametrů softwarové optimalizace styčnicků stavebních konstrukcí, projekt standardního specifického výzkumu, pozice: člen řešitelského týmu
- 2014 FAST-J-14-2348: Zesilování ocelových prutů pod zatížením, projekt juniorského specifického výzkumu, pozice: řešitel
- 2014 FAST-S-14-2231: Sestavení elektronického glosáře odborných termínů a jejich anglických ekvivalentů, projekt standardního specifického výzkumu, pozice: člen řešitelského týmu
- 2014 FAST-J-14-2436: Únosnost a použitelnost přípojů lokálně zatížených trapézových plechů, projekt juniorského specifického výzkumu, pozice: spoluřešitel
- 2014–2016 GA14-25320S: Aspekty použití komplexních nelineárních materiálových modelů, projekt GAČR, pozice: člen řešitelského týmu
- 2015 FAST-J-15-2859: Mechanismy porušení přípoje pro zavěšování osamělých břemen do trapézového plechu, projekt juniorského specifického výzkumu, pozice: spoluřešitel
- 2016 FAST-J-16-3560: Zesilování ocelových prutů namáhaných tlakovou osovou silou pod zatížením, projekt juniorského specifického výzkumu, pozice: řešitel
- 2016–2017 FAST-S-16-2994: Analýza specifických případů klopení ocelových nosníků, projekt standardního specifického výzkumu, pozice: člen řešitelského týmu
- 2016–dosud NPU LO1408 – AdMaS UP – Pokročilé stavební materiály, konstrukce a technologie, projekt MŠMT, pozice: člen řešitelského týmu

- 2016–dosud FV10317: Pokročilé kotevní kontaktní materiály s využitím kompozitů, grant MPO, pozice: člen řešitelského týmu
- 2017–dosud GA17-23578S: Identifikace míry poškození vyztuženého betonu při extrémním zatížení, projekt GAČR, pozice: člen řešitelského týmu
- 2017–dosud TH02020301: Pokročilý návrh zesilování ocelové konstrukce pod zatížením, grant TAČR, pozice: člen řešitelského týmu
- 2018–dosud FAST-S-18-5550: Efektivní návrh a analýza vybraných konstrukčních prvků, detailů a spojů s ohledem na jejich skutečné chování a použitý materiál, projekt standardního specifického výzkumu, pozice: člen řešitelského týmu

## SEZNAM PŘÍLOH

A	Příklad návrhu zesílení .....	141
B	Výsledky tahových zkoušek .....	151
C	Další naměřené hodnoty z experimentů .....	155
	<i>B.1 HEA 100 + 2 P10</i> .....	155
	<i>B.2 TR76 + 2 UPE80</i> .....	158
	<i>B.3 L50×5 + P5</i> .....	160
	<i>B.4 Svařování pod zatížením – HEA 100 a SHS 100×5</i> .....	163
D	MKP analýza – ANSYS .....	166

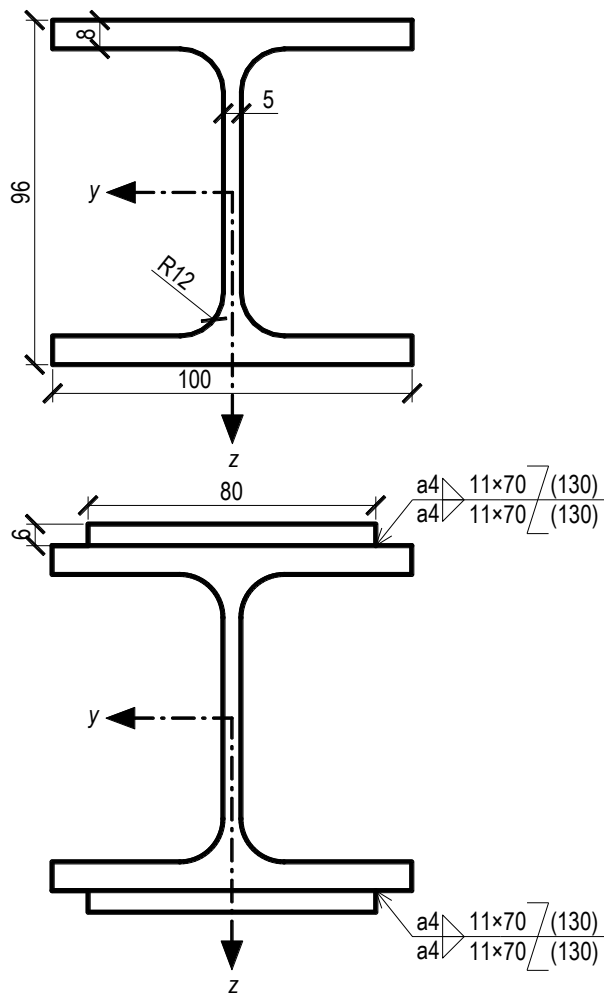
## PŘÍLOHY

### A. PŘÍKLAD NÁVRHU ZESÍLENÍ SLOUPU HEA 100

Sloup HEA 100 z oceli S235 je v konstrukci zatížen stálým zatížením 120 kN a proměnným zatížením 70 kN. Předpokládá se, že sloup bude zesílen při působení pouze stálého zatížení, práce budou prováděny za mírného klimatického zatížení a sloup nebude v té době zatížen užitečným zatížením. Požadovaná únosnost po zesílení je 240 kN. Sloup má délku 3 m a je uvažován kloubově uložený. Průřez HEA 100 je v tlaku třídy 1.

#### Posudek původního sloupu

$\gamma_{M1} =$	1
$f_y =$	235 MPa
$E =$	210 000 MPa
$G =$	80 769 MPa
$\alpha =$	0,49
$L_{cr,y} =$	3 000 mm
$L_{cr,z} =$	3 000 mm
$L_{cr,w} =$	3 000 mm
$A =$	2 124 mm <sup>2</sup>
$I_y =$	3,49E+6 mm <sup>4</sup>
$I_z =$	1,34E+6 mm <sup>4</sup>
$i_0 =$	47,7 mm
$I_t =$	5,24E+4 mm <sup>4</sup>
$I_w =$	2,58E+9 mm <sup>6</sup>
$N_{cr,y} =$	804,175 kN
$N_{cr,z} =$	308,129 kN
$N_{cr,T} =$	2 122,442 kN
$\bar{\lambda} =$	1,273
$\Phi =$	1,573
$\chi =$	0,401
$N_{b,Rd} =$	<b>199,916 kN</b>



Tab. A.1: Posudek původního sloupu se všemi použitými charakteristikami a mezivýsledky

#### Návrh zesílení

Zesílení bude provedeno dvěma pásovinami PLO 80×6 – 2000 mm střídavě přesazenými přerušovanými koutovými svary rovnoběžně s pásnicemi. Svary jsou navrženy tak, aby přenesly celou sílu, kterou dokáže přenést pásovina:  $F = 80 \cdot 6 \cdot 235 = 112,8$  kN.

$f_u =$	360 MPa
$\beta_w =$	0,8
$\gamma_{M2} =$	1,25
$F =$	112,8 kN
$a =$	4 mm
$L =$	70 mm
$\tau_{  } =$	201,4 MPa
<b>srov.nap.</b>	<b>348,9 MPa <math>\leq</math> 360 MPa</b>

Tab. A.2: Posudek koncových koutových svarů

### ***Odhad únosnosti přibližnou metodou***

Předběžný odhad únosnosti lze provést přibližnou metodou podle kapitoly 4.2.3.

$$N_{b,s,R} = N_{b,z,R} - k \cdot N_1 \cdot \left( \frac{N_{b,z,R}}{N_{b,0,R}} - 1 \right) \quad (\text{A.1})$$

$$N_{b,s,R} = 282,840 - 0,5 \cdot 120 \cdot \left( \frac{282,840}{199,916} - 1 \right) = 257,952 \text{ kN}$$

Únosnost bude následně mírně snížena, protože zesílení je navrženo pouze na dvou třetinách délky sloupu. Navržené zesílení lze použít pro detailnější vyhodnocení.

### ***Vyhodnocení svařování***

Jak je zmíněno v kapitole 3.1, svařovací napětí, proud a rychlost svařování by měly být navrženy tak, aby teplota chladnutí  $\Delta t_{8/5}$  byla cca 15 až 30 s kvůli tvorbě křehkých martenzitických struktur. Zvoleny jsou napětí  $U = 25$  V, proud  $I = 150$  A a rychlost svařování  $v = 3$  mm/s. Předpokládá se metoda obloukového svařování s účinností  $\eta_a = 0,8$  a teplota okolí a sloupu  $T_0 = 25$  °C.

$$q = \eta_a \cdot \frac{U \cdot I}{v} = 0,8 \cdot \frac{25 \cdot 150}{3} = 1\,000 \text{ J/mm} \quad (\text{A.2})$$

$$\Delta t_{8/5} = (430 - 0,43 \cdot T_0) \cdot \frac{q^2}{t_p^2} \cdot \left[ \left( \frac{1}{500 - T_0} \right)^2 - \left( \frac{1}{800 - T_0} \right)^2 \right] \cdot F_2 \quad (\text{A.3})$$

$$\Delta t_{8/5} = (430 - 0,43 \cdot 25) \cdot \frac{1\,000^2}{8^2} \cdot \left[ \left( \frac{1}{500 - 25} \right)^2 - \left( \frac{1}{800 - 25} \right)^2 \right] \cdot 1 = 18,13 \text{ s}$$

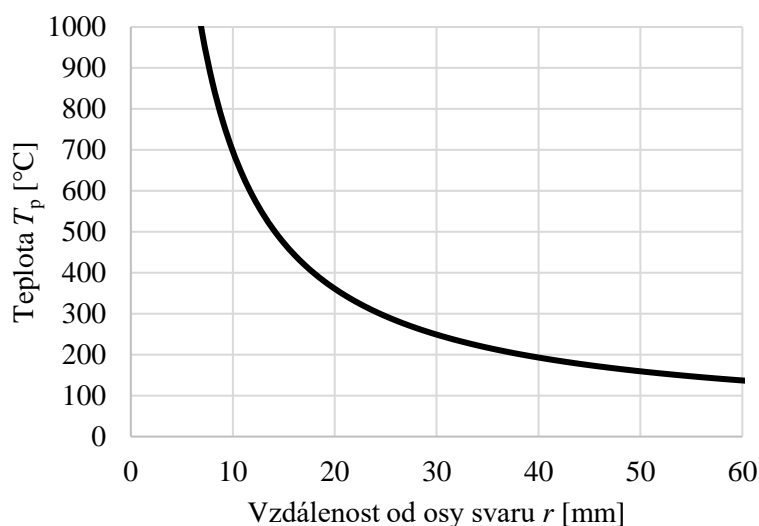
Dalším parametrem důležitým pro návrh je vzdálenost, kde je dosažena teplota 500 °C. Část průřezu, kde je přesažena tato teplota podle kapitoly 3.2 neuvažujeme. Součinitelé  $F_2$  a  $F_3$  byly zvoleny rovny 1, protože svar je poblíž okraje a jsou svařovány dva plechy:

$$T_p = F_2 \cdot \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot e} \cdot \frac{q}{t_p \cdot \rho \cdot c \cdot r}} + T_0 \quad (\text{A.4})$$

$$T_p = 1 \cdot \sqrt{\frac{1}{2 \cdot \pi \cdot e} \cdot \frac{1\,000}{8 \cdot 4\,500\,000 \cdot 14,1}} + 25 = 502 \text{ °C}$$

Z grafu v Tab. A.3 je vidět, že maximální teploty 500 °C bylo dosaženo ve vzdálenosti 14,1 mm od osy svaru.

$I =$	150 A
$U =$	25 V
$v =$	3 mm/s
$\eta =$	0,8
$q =$	1 000 J/mm
$T_0 =$	25 °C
$F_2 =$	1
$F_3 =$	1
$t_p =$	8,0 mm
$\Delta t_{8/5}^{(2D)} =$	18,13 s
$\Delta t_{8/5}^{(3D)} =$	5,36 s
$t_{2/3} =$	15,0 mm
$\rho c =$	4,5E+6 Jm <sup>-3</sup> °C <sup>-1</sup>



Tab. A.3: Vyhodnocení návrhu svařovacích parametrů a jejich vliv na teplotní pole

### ***Ověření únosnosti původního prutu při svařování***

Protože je použit přerušovaný svar délky 70 mm, rozhodující oslabené místo se nachází ve středu výšky sloupu, šířka oslabení pásnice je 24 mm (svar je 10 mm od okraje pásnice + vypočítaných 14 mm), délka oslabení je  $L_{temp} = 98$  mm (délka svaru 70 mm + vypočítaných 14 mm na obou stranách). Průřezové charakteristiky oslabeného prutu jsou uvedeny v následující tabulce. Je uvažováno vybočení kolem měkké osy  $z$ .

$$\begin{aligned}
A_{\text{temp}} &= 1\,932 \text{ mm}^2 \\
W_{\text{temp}} &= 19\,305 \text{ mm}^3 \\
I_{\text{temp}} &= 965\,257 \text{ mm}^4 \\
\Delta w &= 3,8 \text{ mm}
\end{aligned}$$

Tab. A.4: Průřezové charakteristiky původního prutu s odstraněnou částí průřezu s teplotou nad 500 °C

Oslabením části jedné pásnice vznikne nesymetrický průřez vybočující prostorovým vzpěrem, ale zjednodušeně uvažujeme, že prut vybočí ke svaru a podle kapitoly 3.2.2 musíme ověřit stabilitu prutu při působení původního zatížení  $N_1 = 120 \text{ kN}$ , při kterém se sloup zesiluje.

$$L_{\text{cr,e}} = L_{\text{cr}} \cdot \left( 1 - \left( \frac{L_{\text{temp}}}{L} \right)^{0,6} + \left( \frac{I_0}{I_{\text{temp}}} \cdot \frac{L_{\text{temp}}}{L} \right)^{0,6} \right) \quad (\text{A.5})$$

$$L_{\text{cr,e}} = 3\,000 \cdot \left( 1 - \left( \frac{98}{3\,000} \right)^{0,6} + \left( \frac{1\,340\,000}{965\,257} \cdot \frac{98}{3\,000} \right)^{0,6} \right) = 3\,088 \text{ mm}$$

Vlivem oslabení se mírně sníží kritická síla.

$$N_{\text{cr,e}} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_0}{L_{\text{cr,e}}^2} = \frac{\pi^2 \cdot 210\,000 \cdot 1\,340\,000}{3\,088^2} = 292,052 \text{ kN} \quad (\text{A.6})$$

Dále určíme poměrnou štíhlost a amplitudu ekvivalentní geometrické imperfekce.

$$\bar{\lambda}_{\text{temp}} = \sqrt{\frac{A_0 \cdot f_y}{N_{\text{cr,e}}}} = \sqrt{\frac{2\,124 \cdot 235}{292\,052}} = 1,307 \quad (\text{A.7})$$

$$e_{\text{temp}} = \alpha \cdot (\bar{\lambda}_{\text{temp}} - 0,2) \cdot \frac{W_{\text{el},0}}{A_0} = 0,49 \cdot (1,307 - 0,2) \cdot \frac{26\,800}{2\,124} = 6,85 \quad (\text{A.8})$$

Při svařování se pod původním zatížením prut prohne o hodnotu:

$$w_{\text{temp}} = \frac{1}{1 - \frac{N_1}{N_{\text{cr,e}}}} \cdot e_{\text{temp}} + \Delta w + \frac{5}{48} \cdot \frac{N_1 \cdot \Delta w \cdot L^2}{E \cdot I_0} \quad (\text{A.9})$$

$$w_{\text{temp}} = \frac{1}{1 - \frac{120\,000}{292\,052}} \cdot 6,85 + 3,8 + \frac{5}{48} \cdot \frac{120\,000 \cdot 3,8 \cdot 3\,000^2}{210\,000 \cdot 1\,340\,000} = 16,91 \text{ mm}$$



Normálové napětí v nejnamáhanějších vláknech je:

$$\sigma_{x,1} = \frac{N_1}{A_{\text{temp}}} + \frac{u_{\text{temp}} \cdot N_1}{W_{y,\text{el,temp}}} + \frac{w_{\text{temp}} \cdot N_1}{W_{z,\text{el,temp}}} \leq f_y \quad (\text{A.10})$$

$$\sigma_{x,1} = \frac{120\,000}{1\,932} + \frac{4,4 \cdot 120\,000}{65\,446} + \frac{16,91 \cdot 120\,000}{19\,305} = 175 \text{ MPa}$$

$$\leq 235 \text{ MPa}$$

Původní prut s rezervou vyhoví na původní zatížení  $N_1 = 120 \text{ kN}$ .

### ***Stanovení únosnosti zesíleného prutu***

Pro stanovení únosnosti prutu zesíleného pod zatížením komplexní metodou podle kapitoly 4.3 je třeba určit modifikovaný součinitel imperfekce  $\alpha_z$  od zvýšeného přetvoření a  $\Delta\alpha$  od reziduálního napětí. Nejprve musíme určit zvýšené přetvoření  $\Delta w_{\text{temp}}$ .

$$e_0 = \alpha \cdot (\bar{\lambda}_0 - 0,2) \cdot \frac{W_{\text{el},0}}{A_0} = 0,49 \cdot (1,272 - 0,2) \cdot \frac{26\,800}{2\,124} = 6,63 \text{ mm} \quad (\text{A.11})$$

$$w_{1,0} = \frac{1}{1 - \frac{N_1}{N_{\text{cr}}}} \cdot e_0 = \frac{1}{1 - \frac{120\,000}{308\,129}} \cdot 6,63 = 10,84 \text{ mm} \quad (\text{A.12})$$

$$\Delta w_{\text{temp}} = w_{\text{temp}} - w_{1,0} - \Delta w = 16,91 - 10,84 - 3,8 = 2,29 \text{ mm} \quad (\text{A.13})$$

Dále spočítáme amplitudu počáteční imperfekce prutu zesíleného pod zatížením:

$$N_{\text{cr},z} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_z}{L_{\text{cr}}^2} = \frac{\pi^2 \cdot 210\,000 \cdot 1\,872\,000}{3\,000^2} = 431\,104 \text{ N} \quad (\text{A.14})$$

$$w_0 = (w_{1,0} + \Delta w_{\text{temp}} + \Delta w_{\text{vert}}) \cdot \left(1 - \frac{N_1}{N_{\text{cr},z}}\right) \quad (\text{A.15})$$

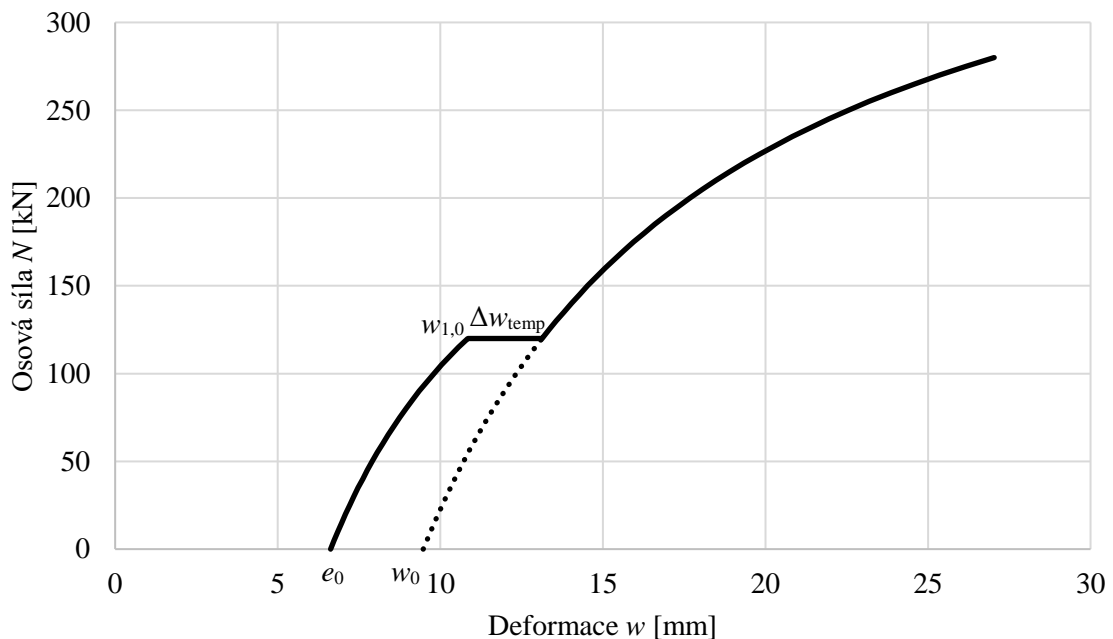
$$w_0 = (10,84 + 2,29 + 0) \cdot \left(1 - \frac{120\,000}{431\,104}\right) = 9,48 \text{ mm}$$

Z amplitudy  $w_0$  můžeme už dopočítat modifikovaný součinitel imperfekce  $\alpha_z$ .

$$e_{0,z} = \alpha \cdot (\bar{\lambda}_z - 0,2) \cdot \frac{W_{el,z}}{A_z} = 0,49 \cdot (1,297 - 0,2) \cdot \frac{37\,440}{3\,084} = 6,52 \text{ mm} \quad (\text{A.16})$$

$$\alpha_z = \alpha \cdot \frac{w_0}{e_{0,z}} = 0,49 \cdot \frac{9,48}{6,52} = 0,712 \quad (\text{A.17})$$

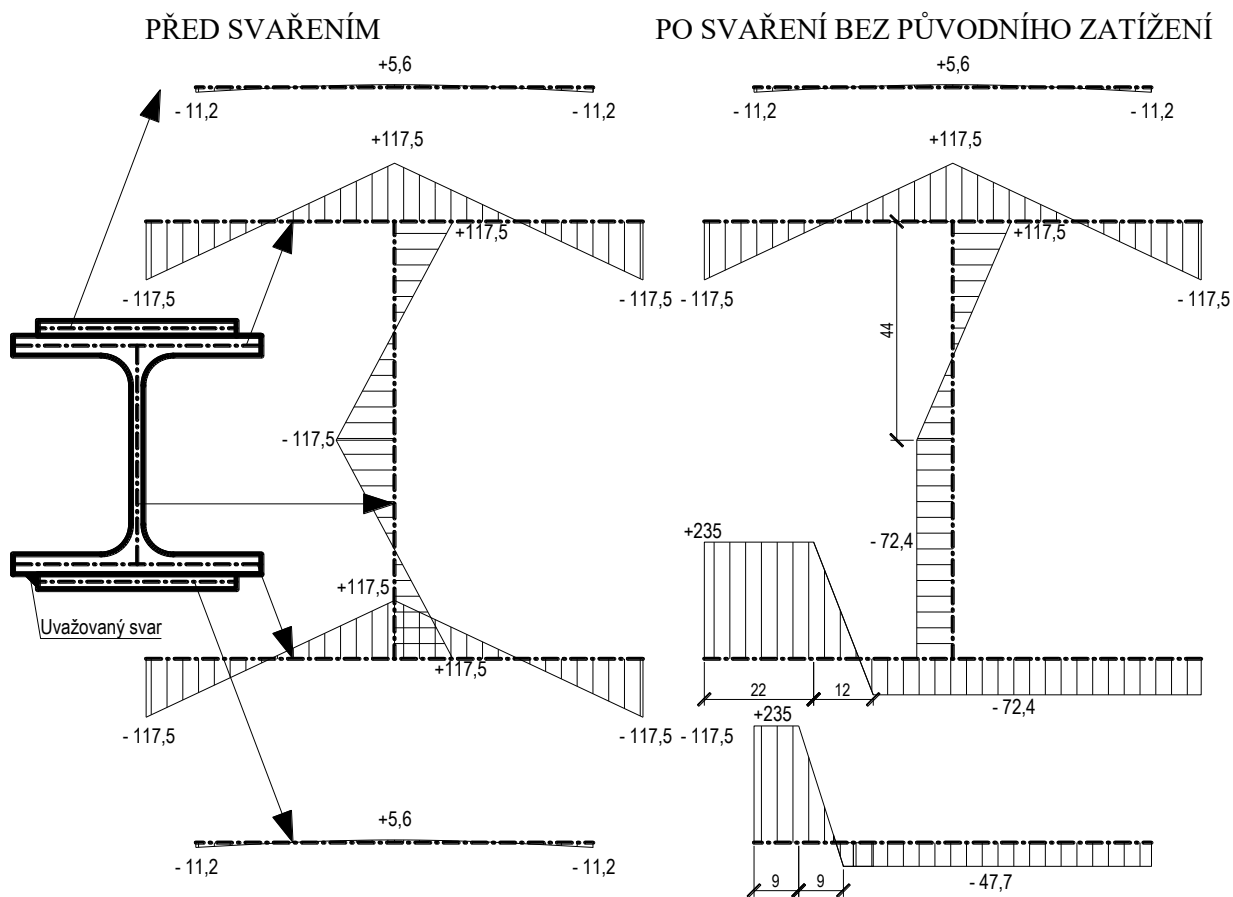
Průběh vodorovné deformace v závislosti na normálové síle je znázorněn na Obr. A.1. Případné odtížení zesíleného prutu je znázorněné čárkovaně.



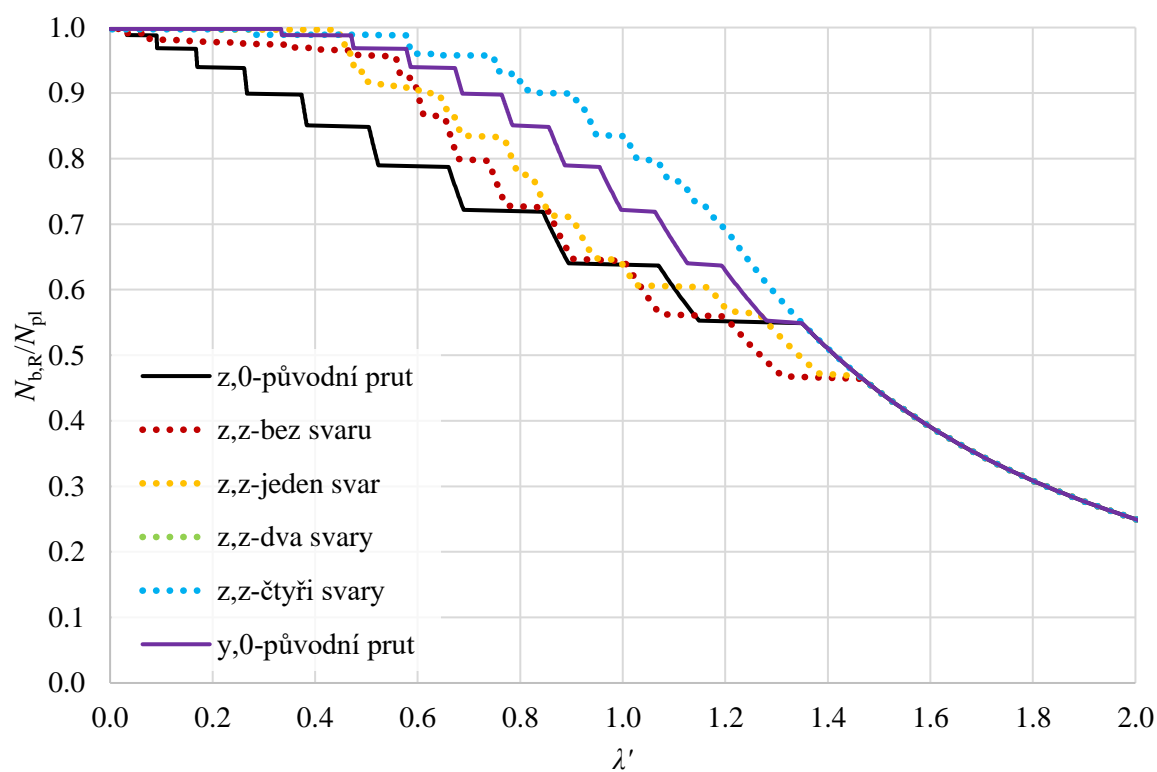
Obr. A.1: Výchylka zesíleného prutu v závislosti na osově síle

Dalším krokem je stanovení  $\Delta\alpha$  z rozložení reziduálního napětí. Kvůli přerušovanému svaru by se měly ideálně ověřit jednotlivé řezy – bez svaru, s jedním svarem, se dvěma svary a se čtyřmi svary. Ukázka uvažovaného reziduálního napětí před svařením a po svaření pro jeden svar je na Obr. A.2. Vyhodnoceny byly všechny případy.

Původní zatížení je přidáno v poměru ploch. Napětí od původního prutu při původním zatížení je  $\sigma_1 = -60$  MPa. Po svaření a následném odtížení se toto napětí rozloží mezi původní prut –  $\sigma_0 = 19,5$  MPa – a zesilující pásoviny –  $\sigma_z = -40,5$  MPa. Napětí od zplastizovaných částí se přerozdělí do celého zesíleného průřezu.



Obr. A.2: Uvažované reziduální napětí před svařením a po svaření



Obr. A.3: Průběh křivek vzpěrné pevnosti využívající tečnový modul pružnosti

V grafu na Obr. A.3 jsou tečkovanými čarami znázorněny průběhy součinitele vzpěrnosti na poměrné štíhlosti (s uvážením pouze reziduálního napětí jako imperfekce) prutu zesíleného pod zatížením  $N_1 = 120$  kN pro vybočení kolem měkké osy  $z$ . Plnými čarami je znázorněn součinitel vzpěrnosti původního nezesíleného prutu. EC 1993-1-1 předepisuje pro vybočení kolem osy  $y$  (fialová plná čára, plocha pod křivkou  $S(y,0) = 1,834$ ) křivku b a kolem osy  $z$  (černá plná čára, plocha pod křivkou  $S(z,0) = 1,704$ ) křivku c. Rozdíl mezi plochami pod křivkou je 0,131, což odpovídá změně  $\Delta\alpha = 0,49 - 0,34 = 0,15$ . Změnu součinitele imperfekce způsobenou změnou reziduálního napětí spočítáme:

$$\Delta\alpha = [S(z, z) - S(z, 0)] \cdot \frac{\alpha_b - \alpha_c}{S(y, 0) - S(z, 0)} \quad (\text{A.18})$$

$$\Delta\alpha = [1,742 - 1,762] \cdot \frac{0,34 - 0,49}{1,834 - 1,704} = 0,014$$

	$N_1$ [kN]	$S(y,z)$	$S(z,z)$	$y$ - $y$		$z$ - $z$	
				$\Delta A$	$\Delta\alpha$	$\Delta A$	$\Delta\alpha$
čtyři	0	1,843	1,896	0,009	-0,010	0,193	-0,221
svary	120	1,838	1,885	0,011	0,011	0,024	<b>-0,174</b>
dva	0	1,791	1,839	-0,043	0,049	0,135	-0,155
svary	120	1,785	1,824	0,012	0,073	0,029	<b>-0,098</b>
jeden	0	1,805	1,793	-0,029	0,033	0,089	-0,102
svar	120	1,805	1,774	0,000	0,034	0,037	<b>-0,029</b>
žádný	0	1,857	1,763	0,022	-0,026	0,060	-0,068
svar	120	1,860	1,742	-0,006	-0,037	0,041	<b><u>0,014</u></b>

Tab. A.5: Plocha pod křivkou z Obr. A.3 a vypočítané hodnoty  $\Delta\alpha$  pro dva způsoby vybočení a různý počet svarů

Součinitel  $\Delta\alpha$  vychází nejhůře pro část bez svaru,  $\Delta\alpha = 0,014$ , jak je vidět z Tab. A.5, kde jsou uvedeny i hodnoty pro vybočení kolem tuhé osy  $y$  a pro prut zesílený bez zatížení.

Modifikovaný součinitel imperfekce v závislosti na změně výchylky a změně reziduálního napětí a následnou únosnost prutu zesíleného pod zatížením vypočítáme:

$$\alpha_{zr} = \alpha_z + \Delta\alpha = 0,712 + 0,014 = 0,725 \quad (\text{A.19})$$

$$\phi = 0,5 \cdot [1 + \alpha_{zr} \cdot (\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad (\text{A.20})$$

$$\phi = 0,5 \cdot [1 + 0,725 \cdot (1,297 - 0,2) + 1,297^2] = 1,738$$

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}} = \frac{1}{1,738 + \sqrt{1,738^2 - 1,297^2}} = 0,345 \quad (\text{A.21})$$

$$N_{b,s,Rd} = \frac{\chi \cdot A_z \cdot f_y}{\gamma_{M1}} = \frac{0,345 \cdot 3\,084 \cdot 235}{1,0} = 250,240 \text{ kN} \quad (\text{A.22})$$

Posledním krokem je určení vlivu zesílení pouze po části délky prutu podle kapitoly 4.5. Nejdříve určíme součinitel  $\gamma$  z poměru momentů setrvačnosti původního a zesíleného průřezu  $I_{\min} / I_{\max} = 1\,340\,000 / 1\,872\,000 = 0,716$  a poměru zesílené k celkové délce  $\kappa = L_s / L = 2\,000 / 3\,000 = 2/3$ . Z tab. 4.2 určíme lineární interpolací součinitel  $\gamma = 1,012$ . Dále určíme ekvivalentní štíhlost z průřezových charakteristik zesíleného průřezu:

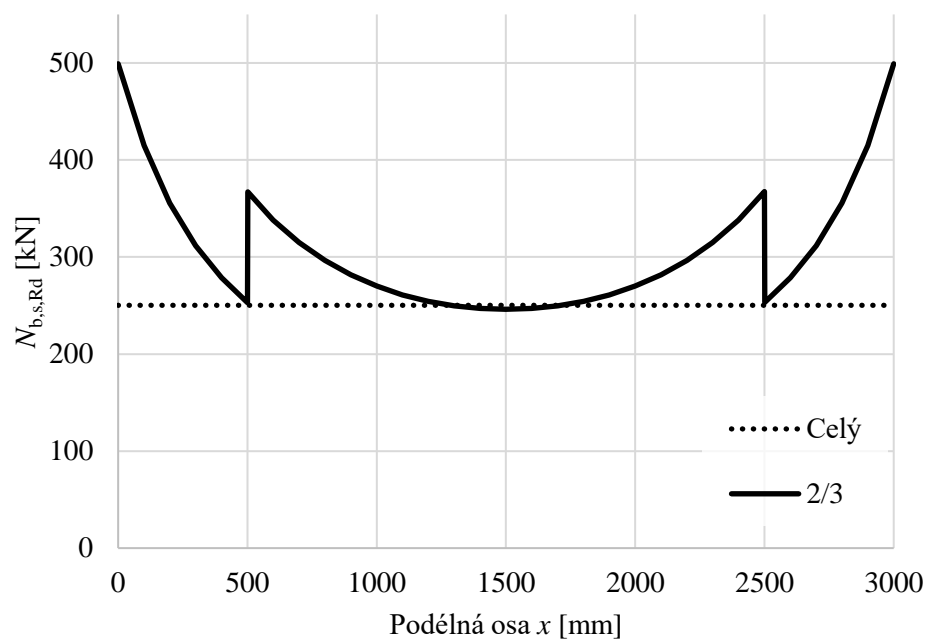
$$\lambda_e = \gamma \cdot L_{cr} \cdot \sqrt{\frac{A_z}{I_z}} = 1,012 \cdot 3\,000 \cdot \sqrt{\frac{3\,084}{1\,872\,000}} = 123,25 \quad (\text{A.23})$$

Pomocí následujících dvou vztahů je nutné ověřit únosnost v každém místě po délce. Rozhodující průřez bývá v polovině (při oboustranně kloubovém uložení) a v místě, kde začíná a končí zesílení:

$$N_{Rd} = \chi_x \cdot A_x \cdot f_y / \gamma_{M1} \quad (\text{A.24})$$

$$\frac{1}{\chi_x} = 1 + \left( \frac{1}{\chi_e} - 1 \right) \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (\text{A.25})$$

Z Obr. A.4 lze vidět, že rozhodující průřez prutu je v polovině, kde má únosnost  $N_{b,s,Rd} = 246,140 \text{ kN}$ . Tato výsledná únosnost je jen o 2 % nižší než únosnost prutu zesíleného po celé délce (250,240 kN).



Obr. A.4: Průběh únosnosti zesíleného prutu po délce

### Závěr

Výsledná únosnost sloupu zesíleného na dvou třetinách délky pod zatížením  $N_1 = 120$  kN je  $N_{b,s,Rd} = 246,14$  kN. Bylo dosaženo zvýšení únosnosti o 23 % a sloup bezpečně přeneše požadované zatížení 240 kN. Zesílení průřezu bude vyžadovat 3,08 m koutového svaru s účinnou výškou 4 mm a  $2 \times$  PLO 80 $\times$ 8 – 2 000. Práce zaberou cca 40 minut.

## B. VÝSLEDKY TAHOVÝCH ZKOUŠEK

Ze všech sérií těles od jednoho dodavatele použitých v experimentálním programu byly odebrány vzorky po třech či čtyřech kusech a následně byly v centru AdMaS na elektromechanickém čtyřsloupovém zkušebním stroji Labtest 6.1000 od firmy Labortech provedeny tahové zkoušky dle ČSN EN ISO 6892-1 [63]. V první fázi je zřejmý výrazný posun v čelistech, a proto z tahových zkoušek nelze odvodit modul pružnosti. Rozptyl materiálových vlastností nebyl velký a mez kluzu i pevnosti výrazně převyšovaly deklarované hodnoty pro ocel S235. Rovněž tažnost se pohybovala kolem 35 %. Grafy z trhací zkoušky jsou doplněny o charakteristiky použité pro validaci numerických modelů. Z tahových zkoušek získáme inženýrské pracovní diagramy, v numerických modelech však byly použity skutečné pracovní diagramy, kde napětí a přetvoření se získají pomocí následujících rovnic:

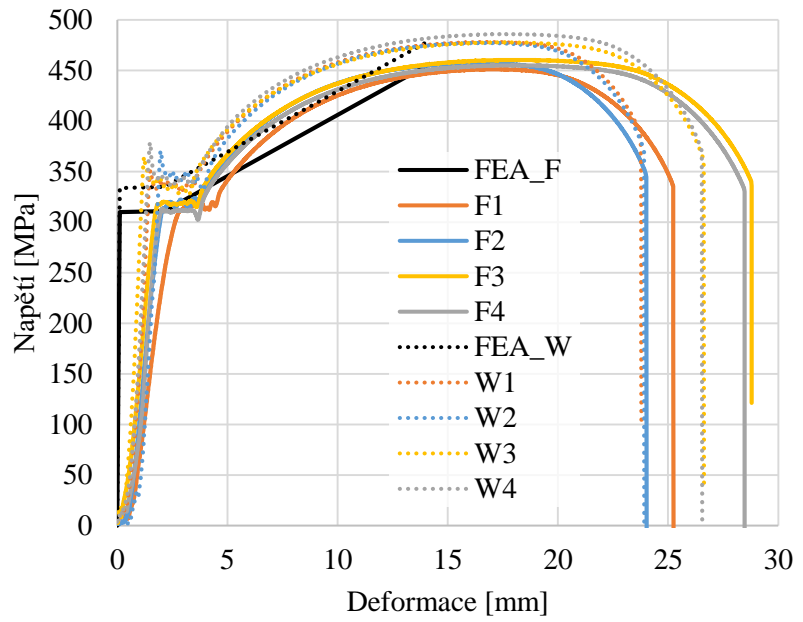
$$\sigma = \sigma_{eng} \cdot (1 + \varepsilon_{eng}) \quad (B.26)$$

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_{eng}) \quad (B.27)$$

Je třeba odhadnout a odečíst fiktivní přetvoření způsobené posunem v čelistech. Pracovní diagram materiálu použitý v numerických modelech je v následujících grafech označen FEA.

	$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]	
Pásnice (F)	1	31	45
	2	2	4
	3	31	45
	4	2	8
	5	31	46
	6	0	7
	7	3	0
	8	30	45
Stojina (W)	1	33	47
	2	3	9
	3	33	47
	4	3	7
	5	33	47
	6	4	7
	7	33	48
	8	2	0

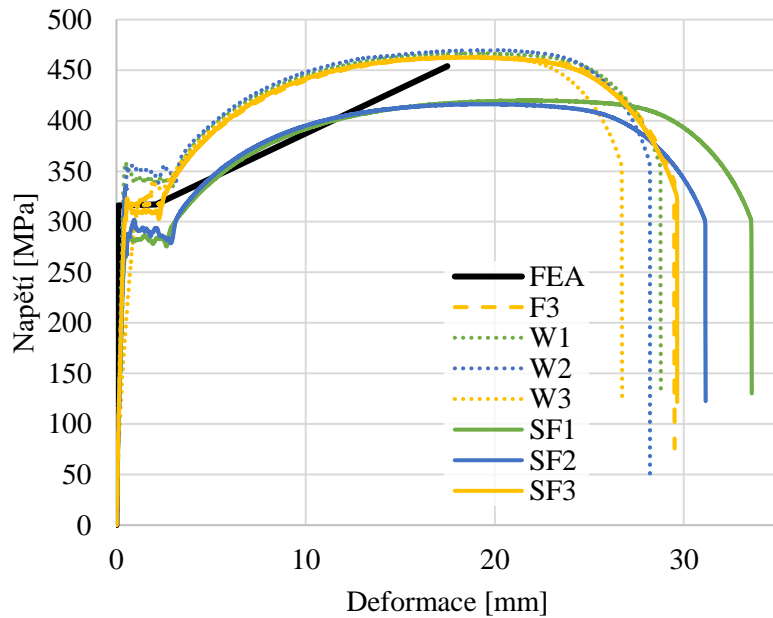
Délka vzorků: 71 mm



Tab. B.6: Tahové zkoušky vzorků ze setů A, B a C (kapitola 5.1 – zesilování T průřezu); W značí stojinu a F pásnici

	$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]	
1	320	460	
F	2	312 316	464 462
	3	316	463
W	1	341	467
	2	351 339	470 466
3	325	462	
SF	1	280	420
	2	290 293	416 433
	3	310	463

Délka vzorků: 70 mm

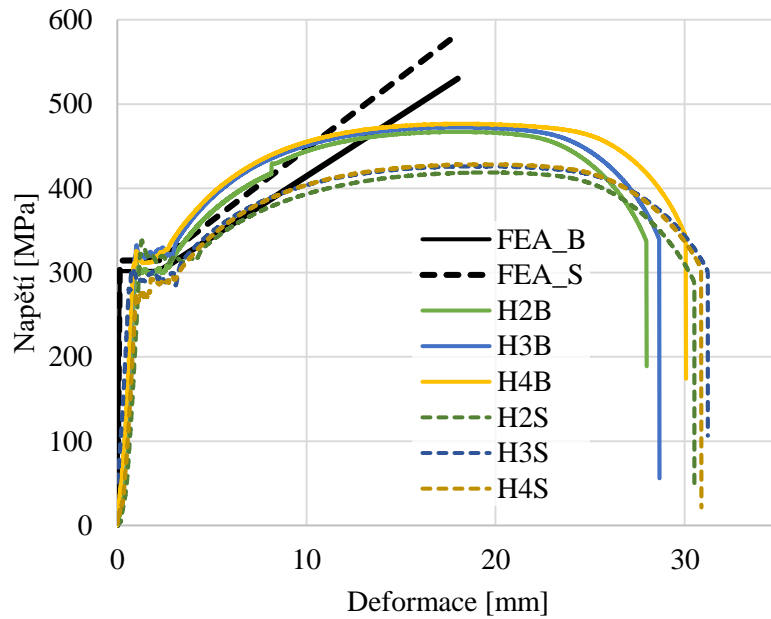


Tab. B.7: Tahové zkoušky ze setů D, E a F (kapitola 5.1 – zesilování T průřezu); F značí delší pásnici, W stojinu a SF kratší pásnici; grafy ze vzorků F1 a F2 nejsou dostupné



	$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]
H2S	310	419
H3S	285 294	426 424
H4S	286	428
H2B	299	467
H3B	317 309	472 472
H4B	311	477

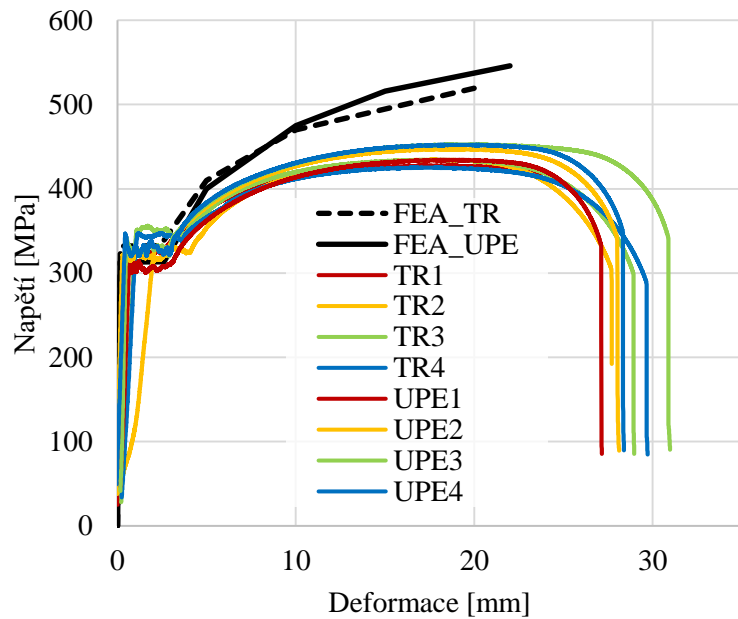
Délka vzorků: 90 mm



Tab. B.8: Tahové zkoušky ze sloupů HEA 100 (označení B) a zesilujících pásovin (označení S) (kapitola 5.2 – symetrické zesilování profilů HEA 100)

	$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]
TR	1 323	427
	2 324 332	434 430
	3 343	434
	4 339	425
UPE	1 300	434
	2 312 313	447 447
	3 320	453
	4 320	452

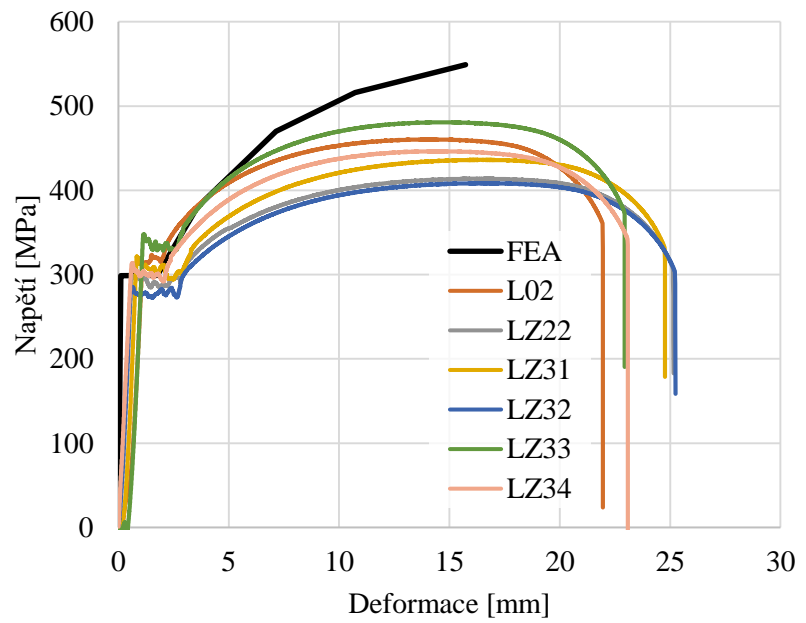
Délka vzorků: 100 mm



Tab. B.9: Tahové zkoušky z trubek (označení TR) a zesilujících U profilů (označení UPE) (kapitola 5.3 – symetrické zesilování bežešvých trubek)

	$f_y$ [MPa]	$f_u$ [MPa]
L02	315	460
LZ22	290	414
LZ31	294	436
LZ32	273	409
LZ33	328	481
LZ34	292	446

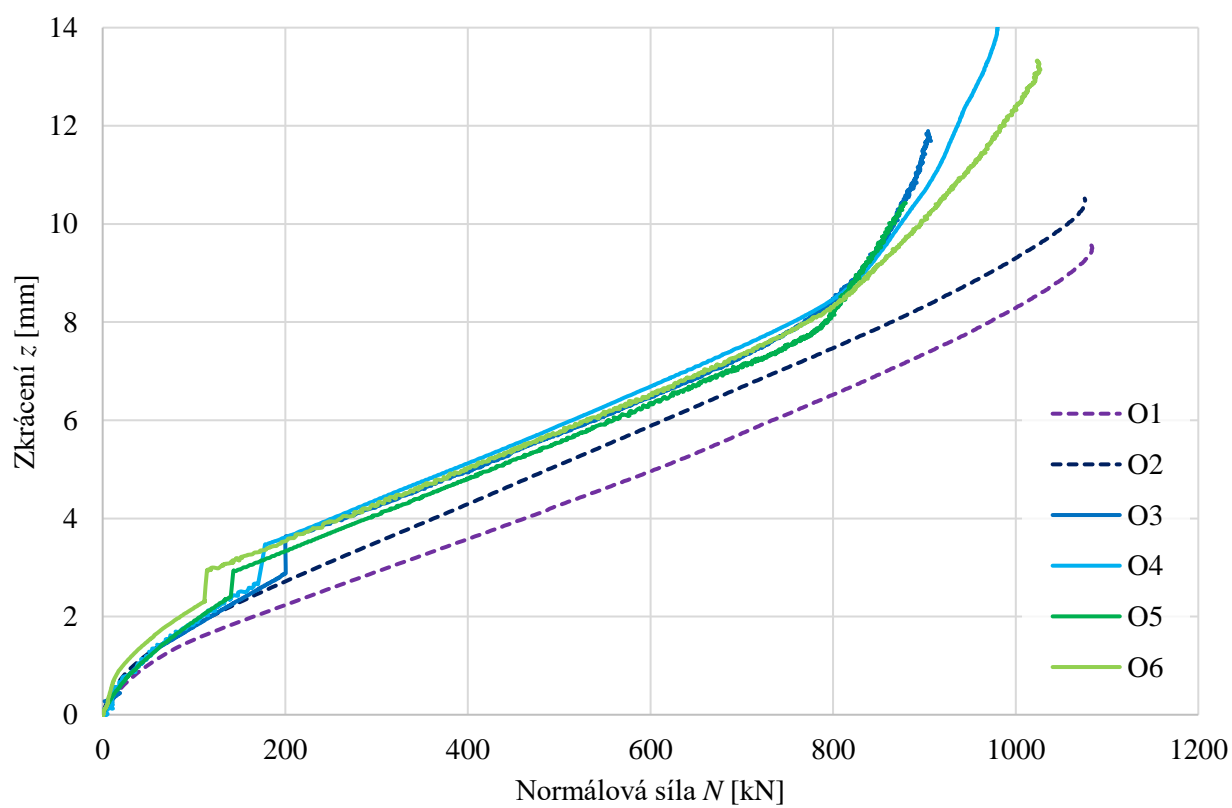
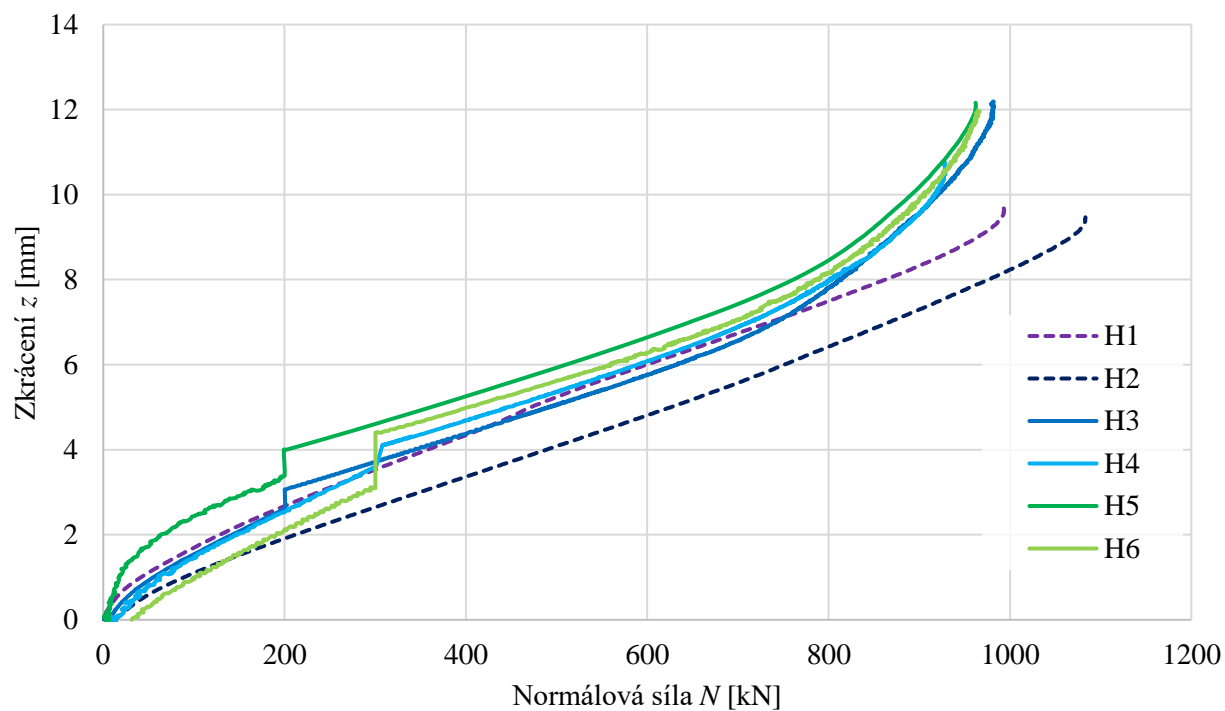
Délka vzorků: 71,5 mm



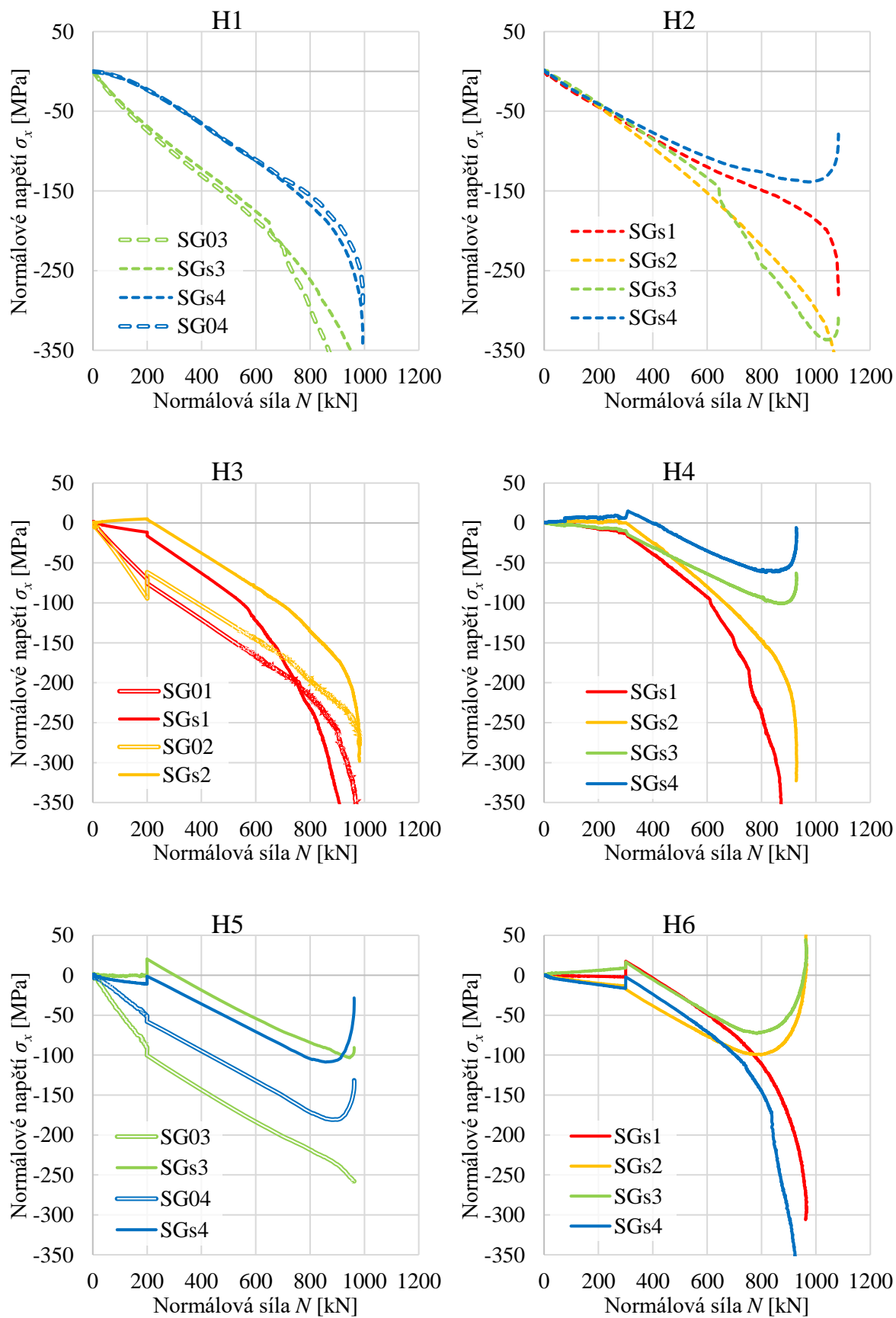
Tab. B.10: Tahové zkoušky z úhelníků a zesilujících pásovin (kapitola 5.4 – zesilování úhelníků)

## C. DALŠÍ NAMĚŘENÉ HODNOTY Z EXPERIMENTŮ

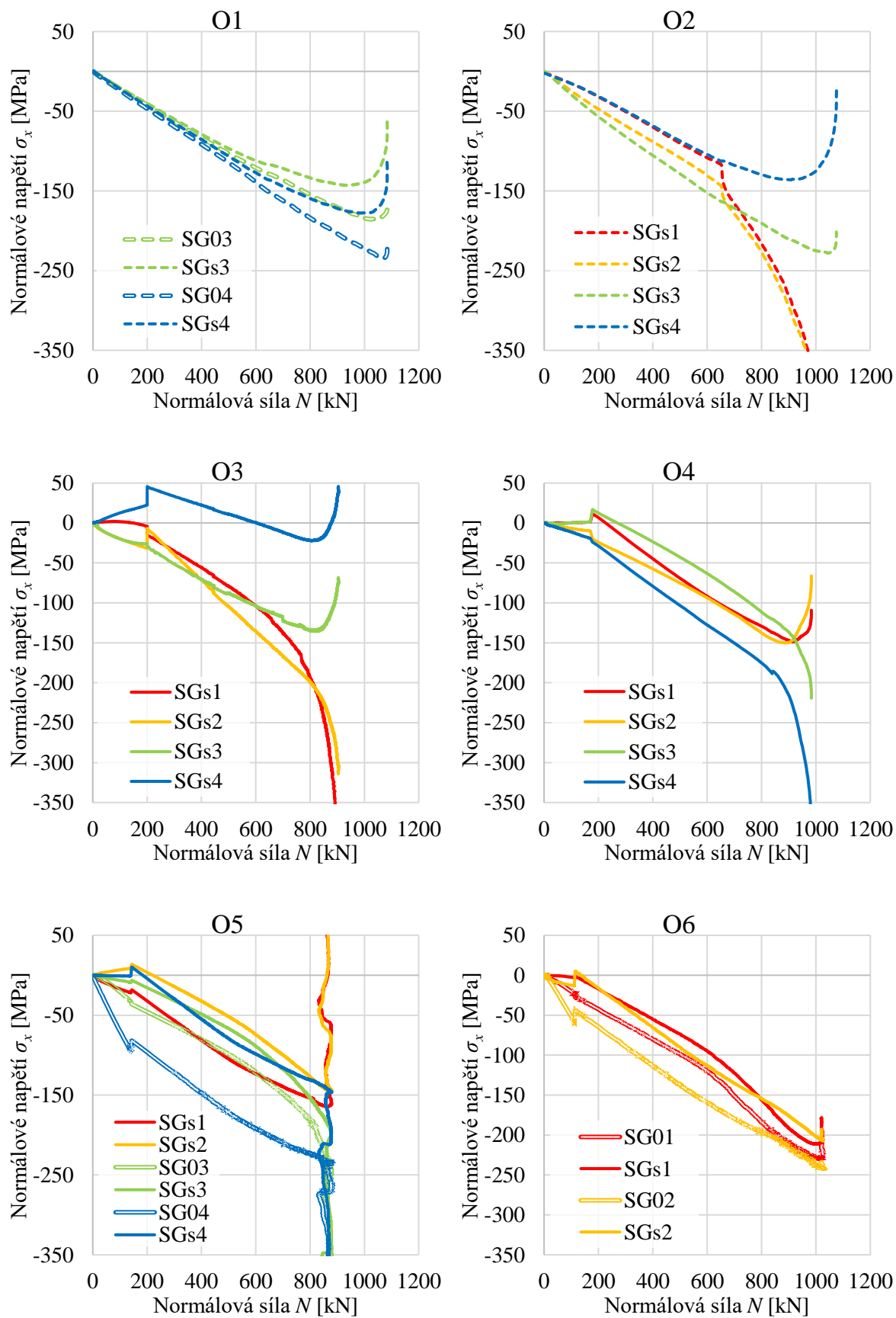
### C.1 HEA 100 + 2 P10 (kapitola 5.2)



Obr. C.5: Závislost zkrácení sloupů na normálové síle

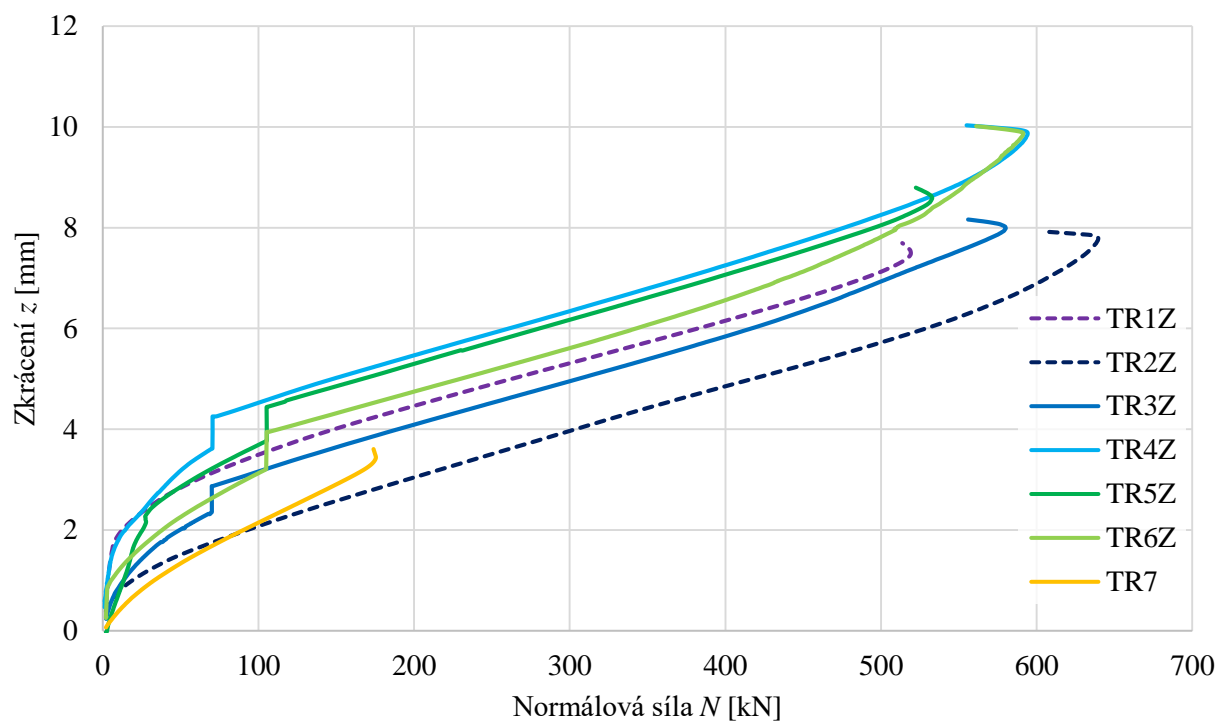


Obr. C.6: Naměřené údaje z tenzometrů ze souboru experimentů H

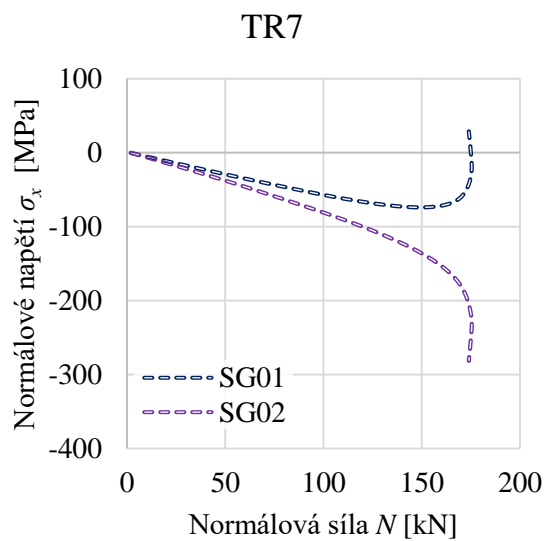


Obr. C.7: Naměřené údaje z tenzometrů ze souboru experimentů O

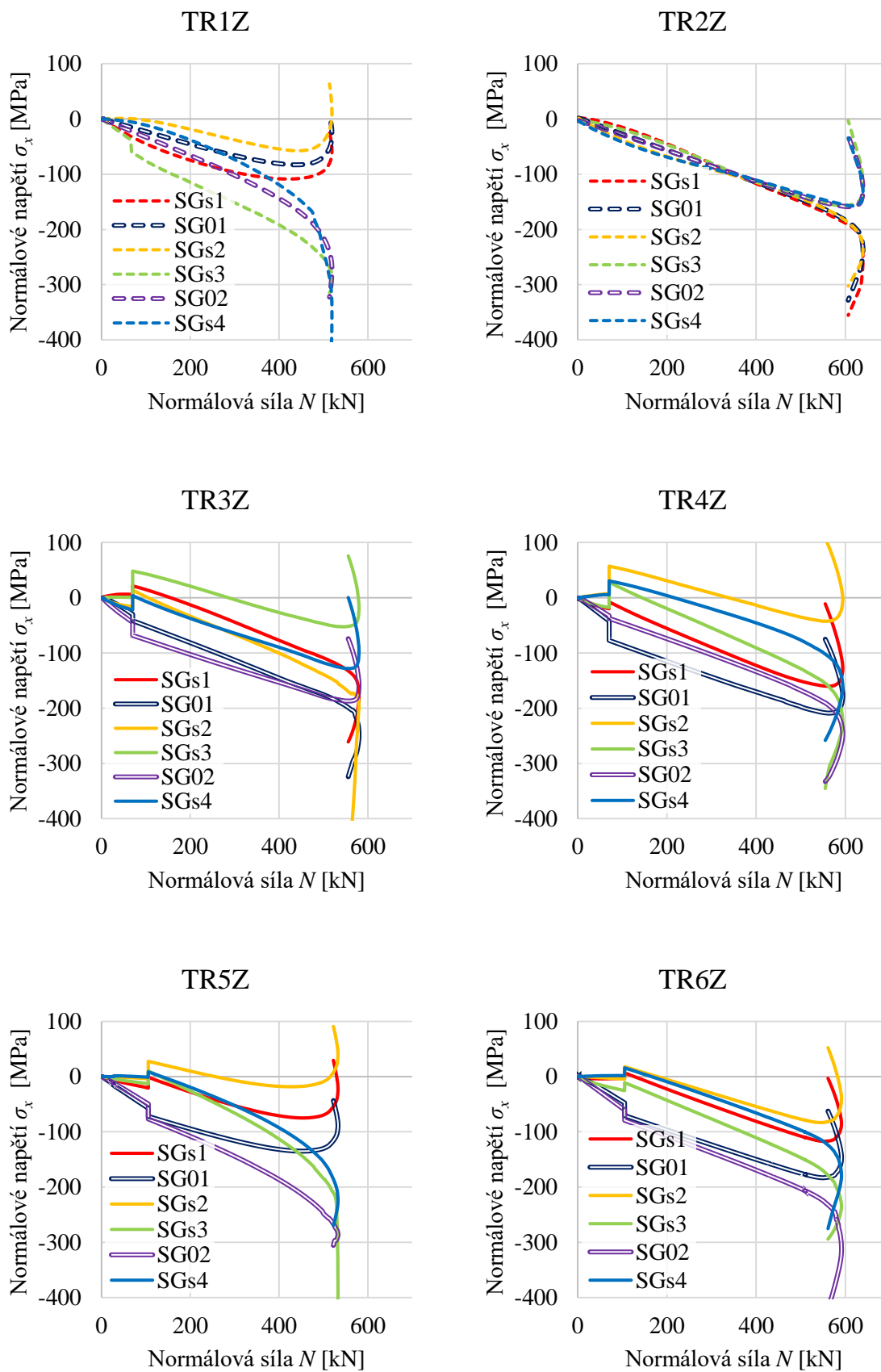
## C.2 TR76 + 2 UPE80 (kapitola 5.3)



Obr. C.8: Závislost zkrácení sloupů na normálové síle

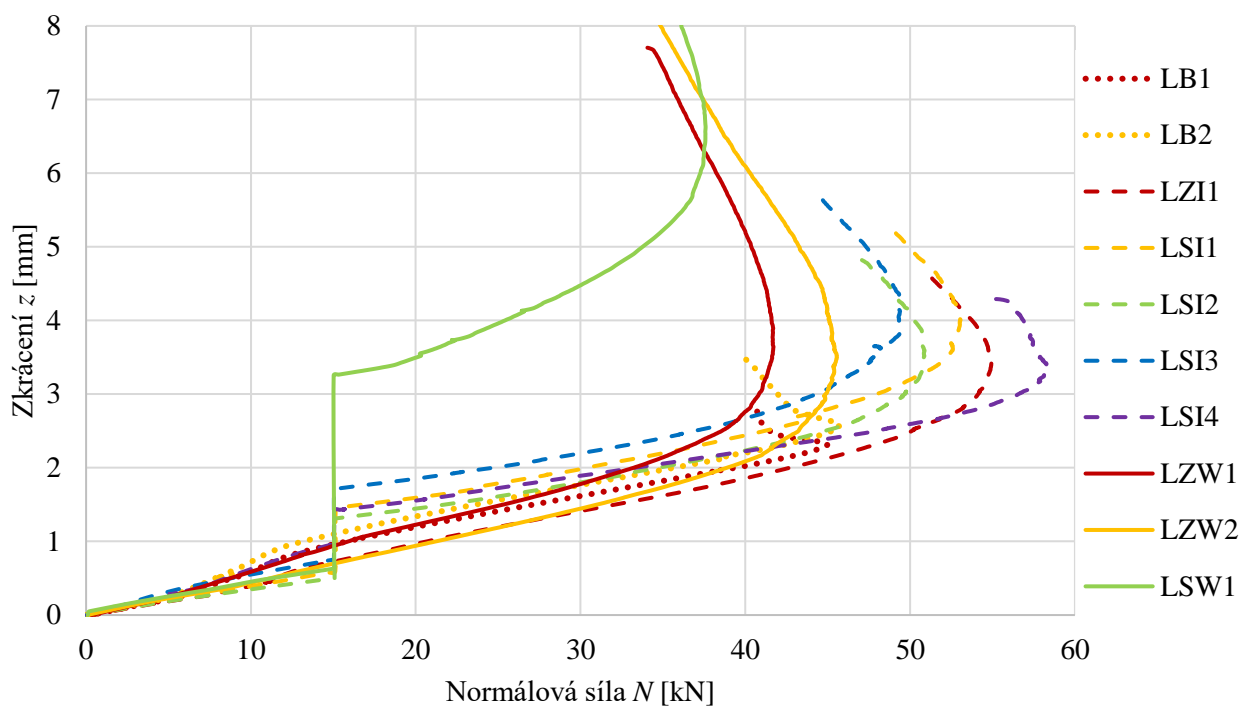


Obr. C.9: Naměřené údaje z tenzometrů na původním průřezu trubky

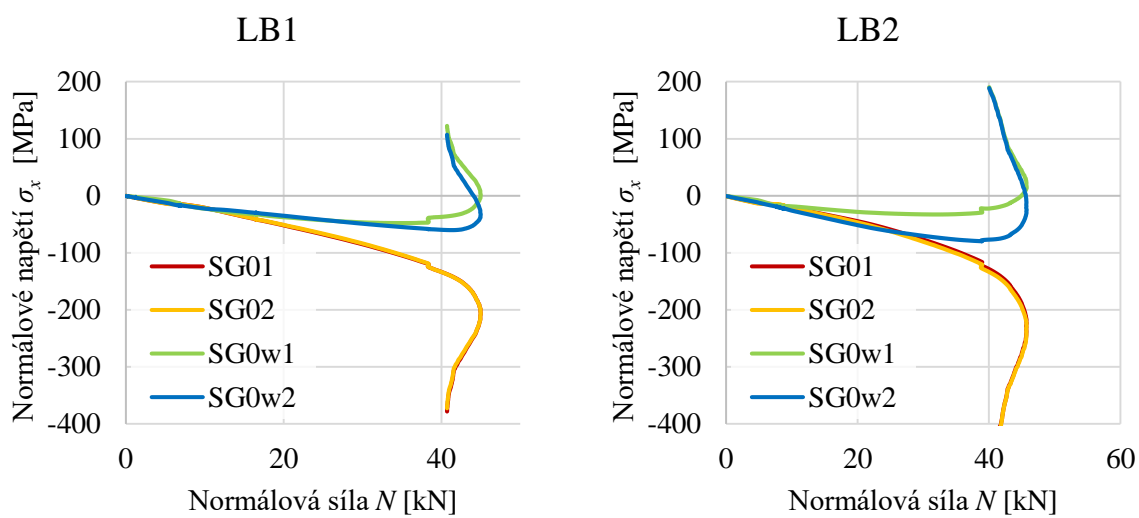


Obr. C.10: Naměřené údaje z tenzometrů ze souboru experimentů zesilování trubek

### C.3 L50×5 + P5 (kapitola 5.4)

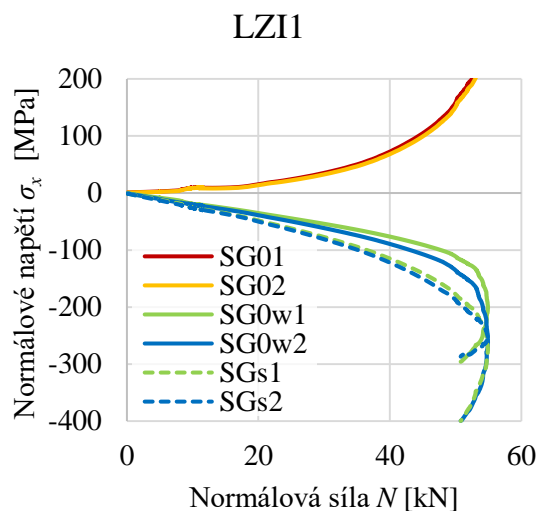


Obr. C.11: Závislost zkrácení prutů na normálové síle

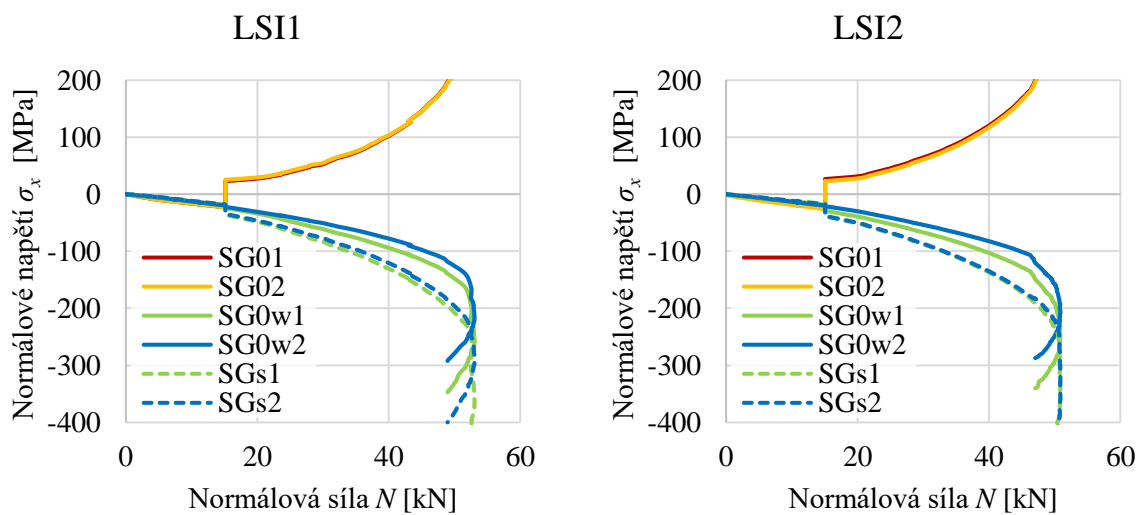


Obr. C.12: Naměřené údaje z tenzometrů na původním průřezu úhelníku

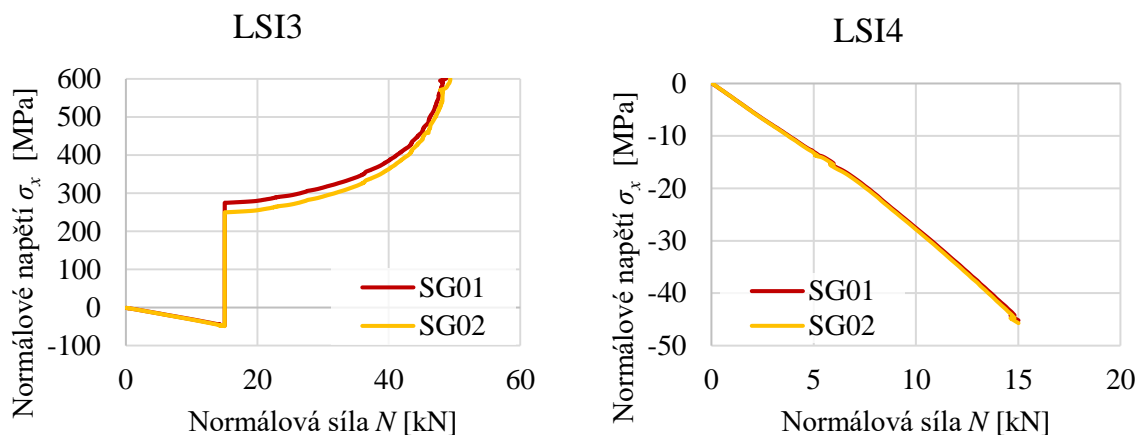




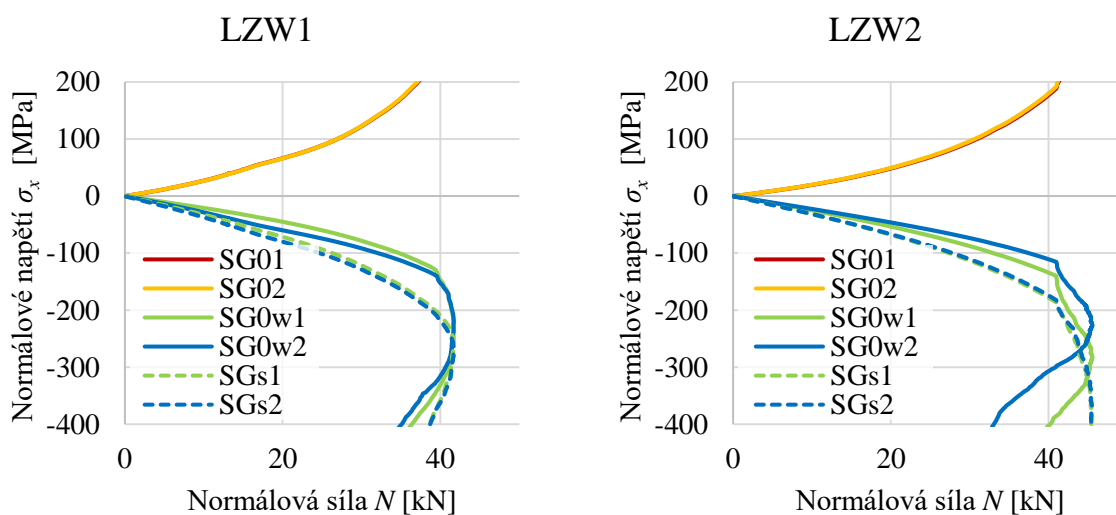
Obr. C.13: Naměřené údaje z tenzometrů na zesíleném úhelniku bez zatížení přerušovanými svary



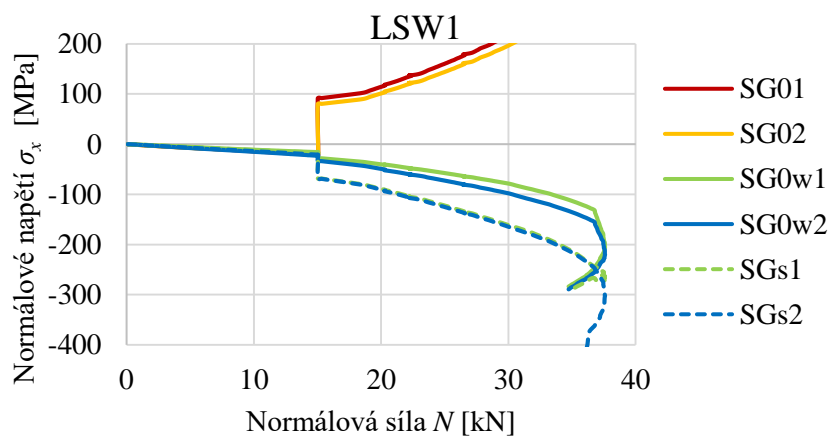
Obr. C.14: Naměřené údaje z tenzometrů na zesíleném úhelniku pod zatížením ( $\alpha_g = 0,33$ ) přerušovanými svary – svar uprostřed rozpětí byl proveden bez zatížení



Obr. C. 15: Naměřené údaje z tenzometrů na zesíleném úhelníku pod zatížením ( $\alpha_g = 0,33$ ) přerušovanými svary, u prvku LSI4 se tenzometry teplem při svařování odlepily

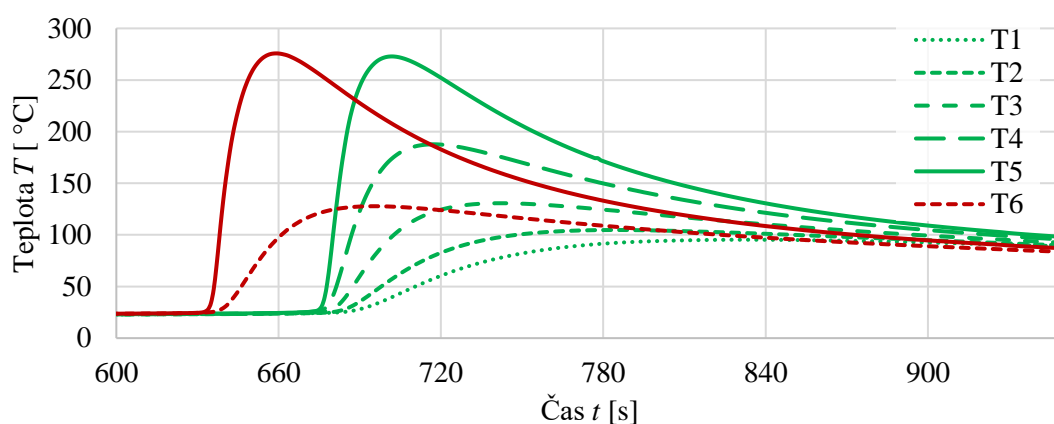


Obr. C.16: Naměřené údaje z tenzometrů na zesíleném úhelníku bez zatížení průběžnými svary

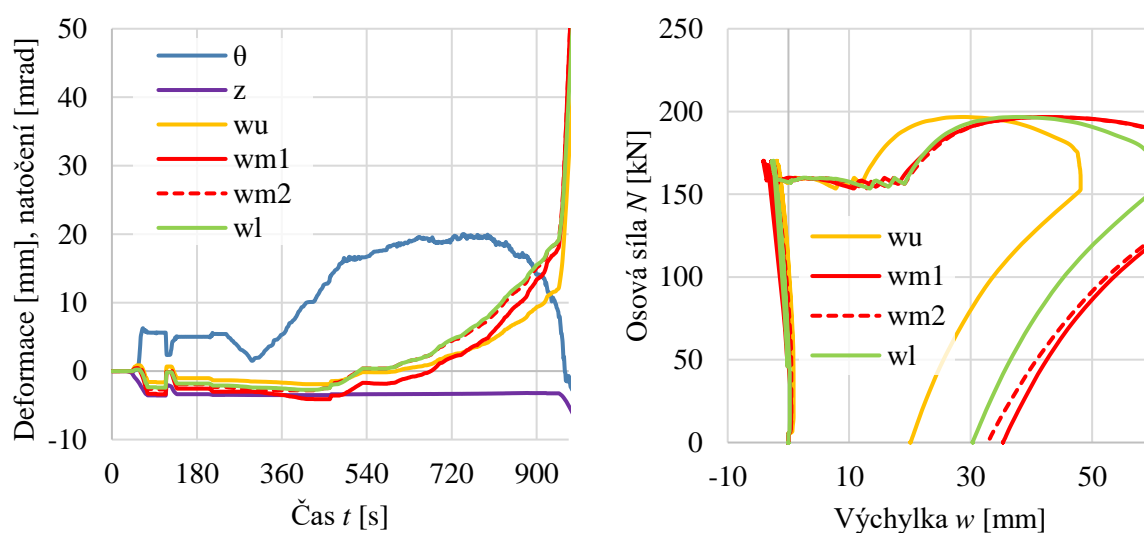


Obr. C.17: Naměřené údaje z tenzometrů na zesíleném úhelníku pod zatížením ( $\alpha_g = 0,33$ ) přerušovanými svary – svar uprostřed rozpětí byl proveden bez zatížení

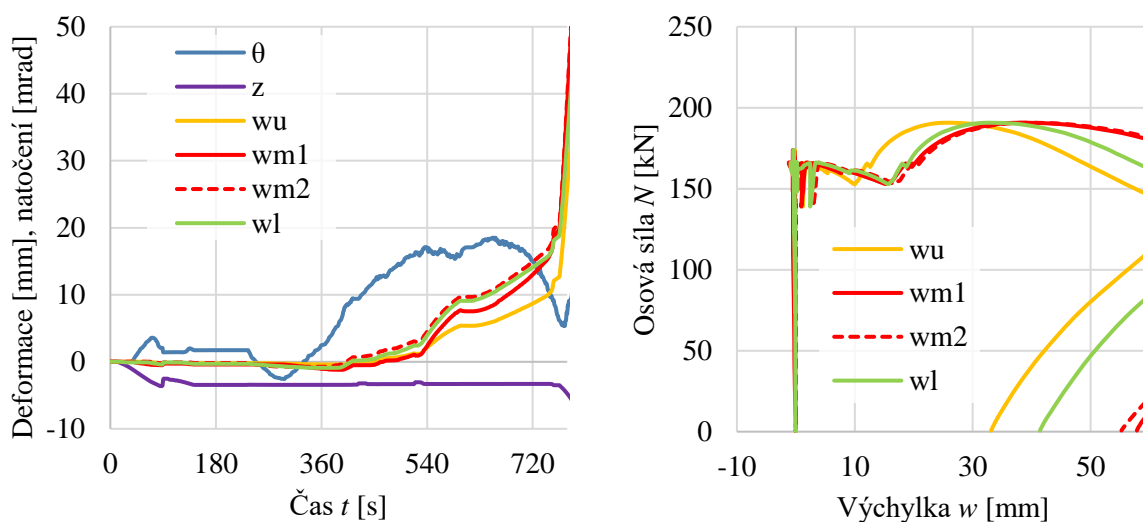
#### C.4 Svařování pod zatížením – HEA 100 a SHS 100×5 (kapitola 5.6)



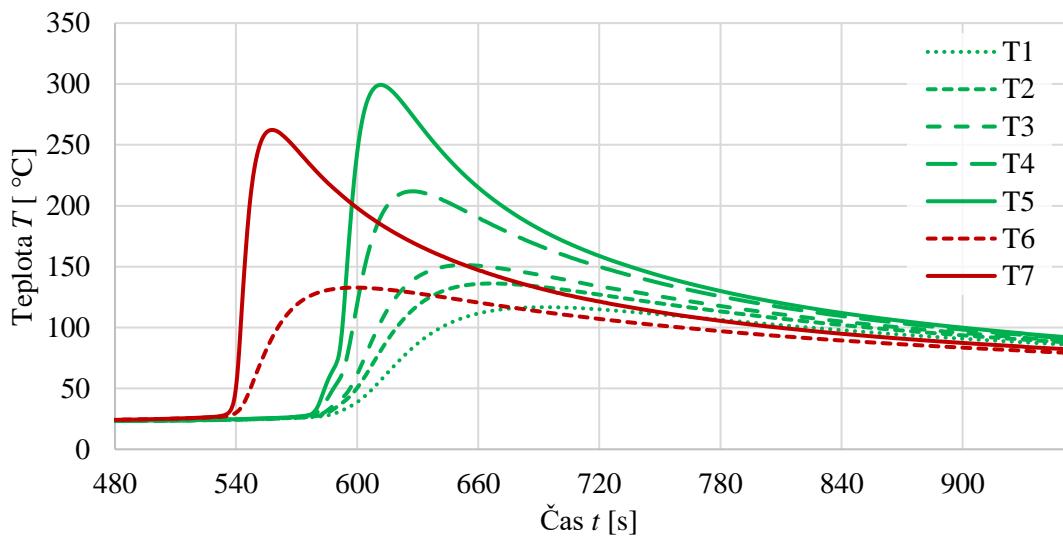
Obr. C.18: Měření teploty z termočlánků na sloupu HEA 2



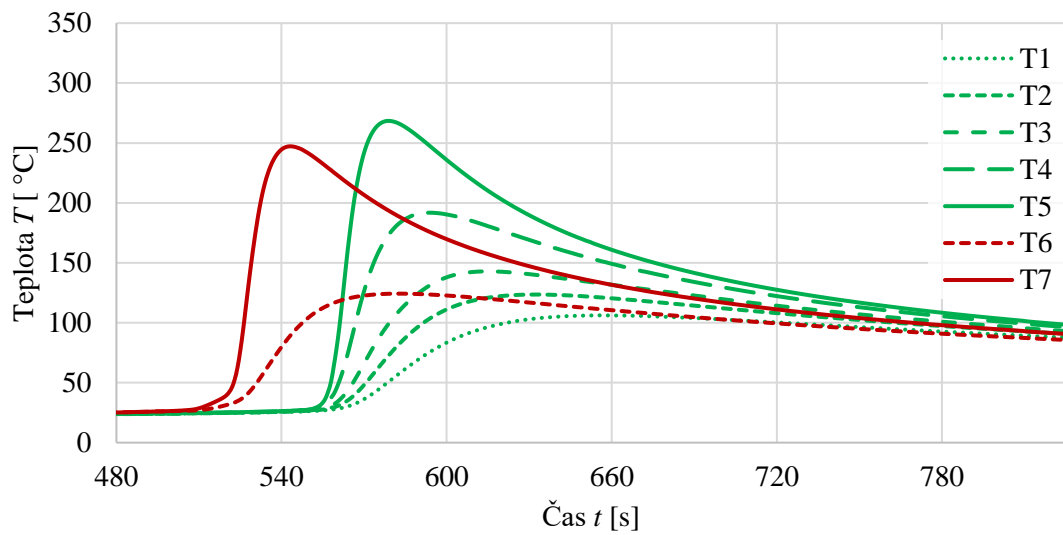
Obr. C.19: Sloup HEA 1: Závislost deformací na čase a osově síle



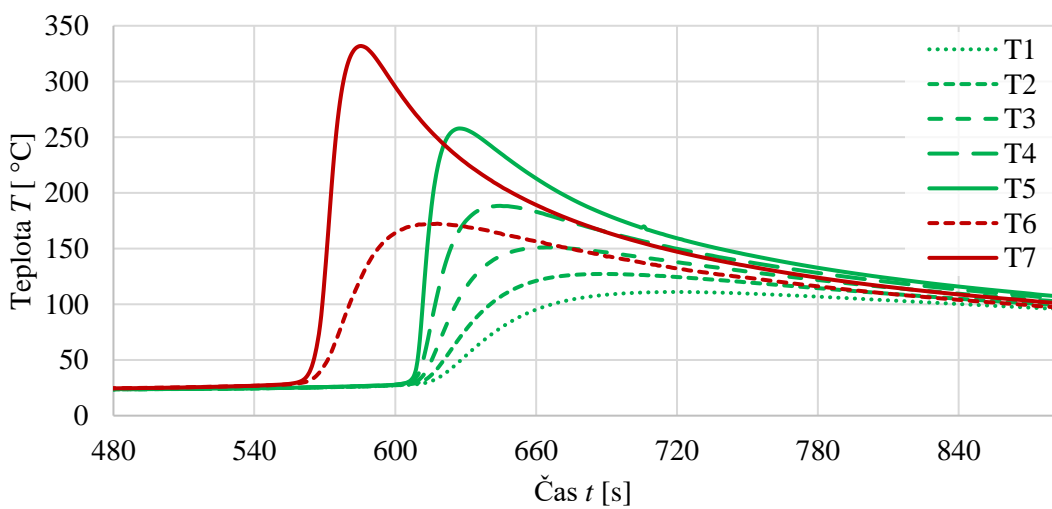
Obr. C.20: Sloup HEA 2: Závislost deformací na čase a osově síle



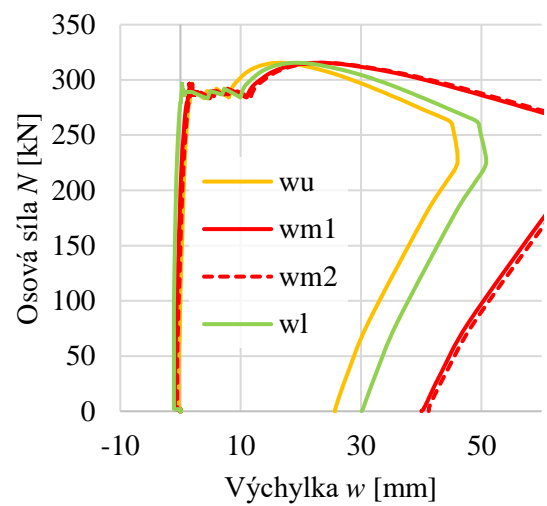
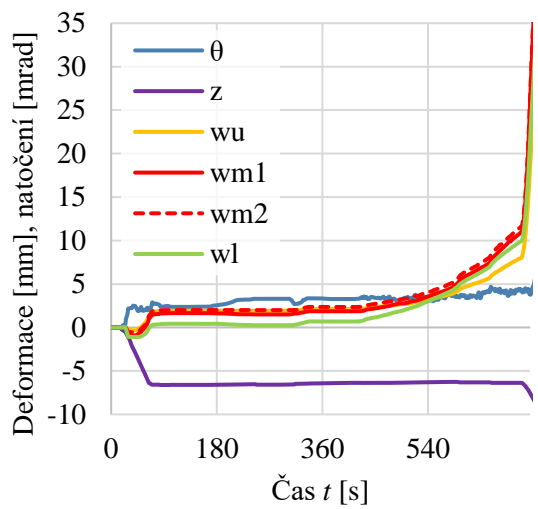
Obr. C.21: Měření teploty z termočlánků na sloupu SHS 1



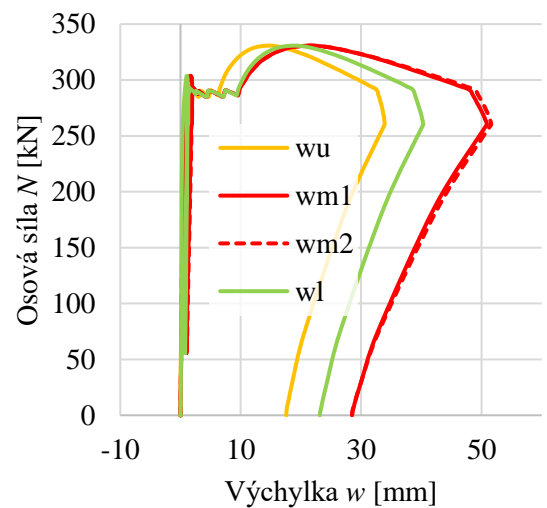
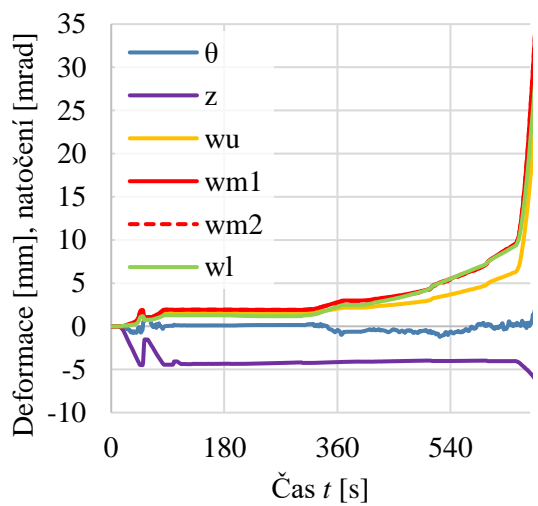
Obr. C.22: Měření teploty z termočlánků na sloupu SHS 2



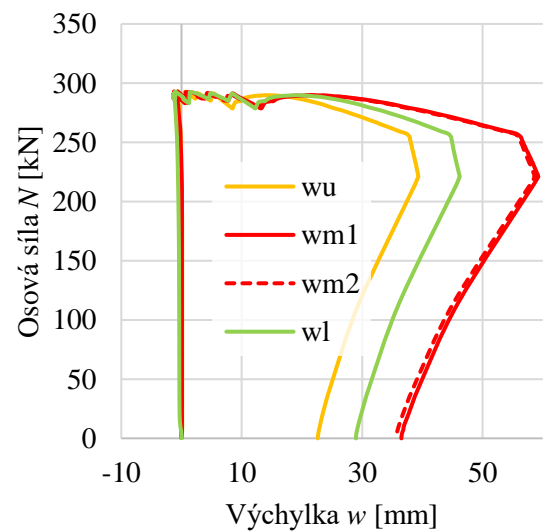
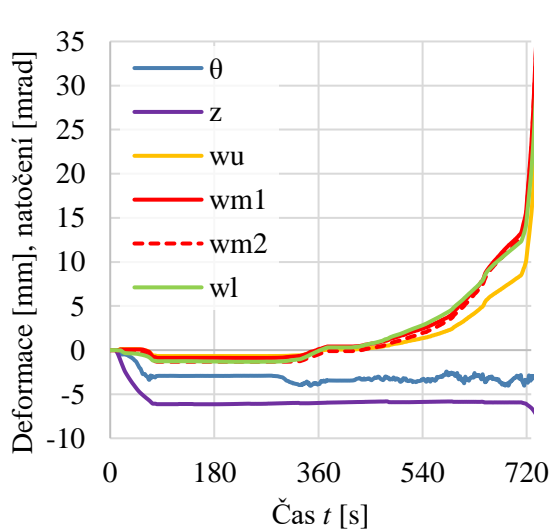
Obr. C.23: Měření teploty z termočlánků na sloupu SHS 3



Obr. C.24: Sloup SHS 1: Závislost deformací na čase a osově síle



Obr. C.25: Sloup SHS 2: Závislost deformací na čase a osově síle



Obr. C.26: Sloup SHS 3: Závislost deformací na čase a osově síle

## D. MKP ANALÝZA – ANSYS

Největší množství numerických modelů bylo vytvořeno v programu ANSYS® Academic Research, Release 16.2 na sloupech tvaru průřezu HEA 100 bez uvážení reziduálního napětí od svařování. Jako příklad je uveden kód pro příkazový řádek APDL sloupu HEA 100 z oceli S355 zesíleného pásovinami tloušťky 10 mm z oceli S235, který je uložen kloubově kolmo na měkkou osu a vetknutý kolmo na tuhou osu. Podobně byly modelovány všechny sloupy v kapitole 6.1.

### *File: input.txt*

```
fini
/clear
/UIS,MSGPOP,3
/NERR,0,0,0,0,0
*ABBR,VON_MISE,PLNSOL,S,EQV,0,1.0
*ABBR,S_X,PLNSOL,S,X,0,1.0
*ABBR,DISP_SUM,PLNSOL,U,SUM,0,1.0

!STRENGTHENING FLANGE THICKNESS [mm]
TFS=10
!STUPEN ZATIZENI
ST_ZAT_step=0.2
ST_ZAT_max=0.6

!MATERIAL
/PREP7
ET,1,SHELL181

! 1=BASE MATERIAL
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,1,,210e9
MPDATA,PRXY,1,,0.3
TB,BISO,1,1,2,
TBTEMP,0
TBDATA,,355e6,210e2,,,,
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,DENS,1,,7850
! 2=material plates
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,DENS,2,,7850
MPTEMP,,,,,,,,
MPTEMP,1,0
MPDATA,EX,2,,210e11
MPDATA,PRXY,2,,0.3
! 3=STRENGTHENING MATERIAL
*CSET,1,2,1,3,
MPCOPY,,1,3
TBCOPY,ALL,1,3
```

```

!*
TBDE,BISO,3,,,
TB,BISO,3,1,2,
TBTEMP,0
TBDATA,,235E6,21000,,,,

!SECTIONS
sect,1,shell,,Flange
secdata, 0.008,1,0.0,7
secoffset, TOP
seccontrol,,,, , , ,
sect,2,shell,,FlangeS
secdata,TFS/1000,3,0.0,7
secoffset, TOP
seccontrol,,,, , , ,
sect,3,shell,,Web
secdata, 0.005,1,0.0,7
secoffset, MID
seccontrol,,,, , , ,
sect,4,shell,,Plate
secdata, 0.01,2,0,7
secoffset, TOP
seccontrol,0,0,0, 0, 1, 1, 1
sect,5,shell,,Weld
secdata, 0.00283,1,0.0,7
secoffset, MID
seccontrol,,,, , , ,

!FORCE [kN]
!AMPLITUDE OF INITIAL IMPERFECTION (L/IMP)
!LENGTH V M

IMP=171
F=1000
L=2
path_to_file

IMP=155
F=700
L=3
path_to_file

IMP=148
F=500
L=4
path_to_file

IMP=145
F=300
L=5
path_to_file

```

*File: input-cycle-p-z-z.txt*

```
!GEOMETRY
fini
/prep7
alls
aclear,all
adel,all,,,1
k, 1, 0, 0.05, -0.04
k, 2, 0, 0, -0.04
k, 3, 0, -0.05, -0.04
k, 4, 0, 0.05, 0.04
k, 5, 0, 0, 0.04
k, 6, 0, -0.05, 0.04
k, 7, 0, 0.05, -0.048
k, 8, 0, 0, -0.048
k, 9, 0, -0.05, -0.048
k, 10, 0, 0.05, 0.048
k, 11, 0, 0, 0.048
k, 12, 0, -0.05, 0.048
k, 13, L, 0.05, -0.04
k, 14, L, 0, -0.04
k, 15, L, -0.05, -0.04
k, 16, L, 0.05, 0.04
k, 17, L, 0, 0.04
k, 18, L, -0.05, 0.04
k, 19, L, 0.05, -0.048
k, 20, L, 0, -0.048
k, 21, L, -0.05, -0.048
k, 22, L, 0.05, 0.048
k, 23, L, 0, 0.048
k, 24, L, -0.05, 0.048

a, 1, 2, 14, 13 !1 flange upper
a, 2, 3, 15, 14 !2
a, 4, 5, 17, 16 !3 flange lower
a, 5, 6, 18, 17 !4
a, 2, 5, 17, 14 !5 web
a, 7, 8, 20, 19 !6 flange upper strengthening
a, 8, 9, 21, 20 !7
a, 10, 11, 23, 22 !8 flange lower strengthening
a, 11, 12, 24, 23 !9
a, 1, 7, 19, 13 !10 weld upper
a, 3, 9, 21, 15 !11
a, 10, 4, 16, 22 !12 weld lower
a, 12, 6, 18, 24 !13
a, 1, 7, 8, 2 !14 plate at 0
a, 8, 9, 3, 2 !15
a, 4, 5, 2, 1 !16
a, 5, 6, 3, 2 !17
a, 10, 11, 5, 4 !18
a, 11, 12, 6, 5 !19
a, 13, 14, 20, 19 !20 plate at L
a, 14, 15, 21, 20 !21
a, 16, 17, 14, 13 !22
a, 17, 18, 15, 14 !23
```



```
a, 22, 23, 17, 16 !24
a, 23, 24, 18, 17 !25
```

```
!SHELL ATTRIBUTES
```

```
AATT,1, ,1,0,1
asel,s,,,5
AATT,1, ,1,0,3
asel,s,,,6,9,1
AATT,3, ,1,0,2
asel,s,,,10,13,1
AATT,1, ,1,0,5
asel,s,,,14,25,1
AATT,2, ,1,0,4
alls
```

```
areverse, 3 ,0
areverse, 4 ,0
areverse, 8 ,0
areverse, 9 ,0
areverse, 14 ,0
areverse, 15 ,0
areverse, 20 ,0
areverse, 21 ,0
areverse, 22 ,0
areverse, 23 ,0
areverse, 24 ,0
areverse, 25 ,0
areverse, 5 ,0
```

```
!SIZE CONTROL
```

```
alls
LESIZE,ALL,0.008, , , ,1, , ,1,
lssel,s,,,2,6,2
lssel,a,,,9,13,2
lssel,a,,,18,22,2
lssel,a,,,25,29,2
LESIZE,ALL,0.015, , , ,1, , ,1,
alls
```

```
!MESH
```

```
amesh,all
NUMMRG,NODE, , , ,LOW
```

```
!COMPONENTS
```

```
!SUPPORTS
```

```
nsel,s,loc,x,-0.0001,0.0001
nsel,r,loc,y,-0.0001,0.0001
CM,KEL,NODE
nsel,s,loc,x,L-0.0001,L+0.0001
nsel,r,loc,y,-0.0001,0.0001
CM,KEU,NODE
```

```
!CENTER
```

```
nsel,s,loc,x,L/2
nsel,r,loc,y,0
nsel,r,loc,z,0
```

```
*GET,CENTER,NODE,0,NUM,MAX
```

```
!STRAIN GAUGES
```

```
nsel,s,loc,x,L/2
nsel,r,loc,y, 0.05
nsel,r,loc,z, -0.04
CM, SG1 ,NODE
nsel,s,loc,x,L/2
nsel,r,loc,y, -0.05
nsel,r,loc,z, -0.04
CM, SG2 ,NODE
nsel,s,loc,x,L/2
nsel,r,loc,y, 0.05
nsel,r,loc,z, 0.04
CM, SG3 ,NODE
nsel,s,loc,x,L/2
nsel,r,loc,y, -0.05
nsel,r,loc,z, 0.04
CM, SG4 ,NODE
nsel,s,loc,x,L/2
nsel,r,loc,y, 0.05
nsel,r,loc,z, -0.048
CM, SG5 ,NODE
nsel,s,loc,x,L/2
nsel,r,loc,y, -0.05
nsel,r,loc,z, -0.048
CM, SG6 ,NODE
nsel,s,loc,x,L/2
nsel,r,loc,y, 0.05
nsel,r,loc,z, 0.048
CM, SG7 ,NODE
nsel,s,loc,x,L/2
nsel,r,loc,y, -0.05
nsel,r,loc,z, 0.048
CM, SG8 ,NODE
alls
```

```
!STRENGTHENING PLATES
```

```
asel,s,,,6,13,1
esla
cm,str,elem
alls
```

```
!SUPPORTS AND LOAD F kN
```

```
CMSEL,S,KEL
*GET,NoNodes,NODE,0,COUNT
CP,next,UX,all
D,all,, , , , , ,UY,UZ, , ,
F,ALL,FX,1000/NoNodes
CMSEL,S,KEU
D,all,, , , , ,UX,UY,UZ, , ,
alls
```

```
!IMPERFECTIONS
```

```
FINISH
/SOL
```

```

ANTYPE,0
nlgeom,off
NSUBST,1,1,1
TIME,1
PSTRES,1
SOLVE
FINISH
/SOLUTION
ANTYPE,1
BUCOPT,LANB,1,0,0,CENTER
SOLVE
FINISH

/POST1
set,first

*GET,UYMAX,NODE,CENTER,U,Y

fini
/PREP7
*get,jmeno,active,0,jobname
UPGEOM,(L/IMP)/UYMAX,1,1,%jmeno%,'rst',' '

!BASE SECTION - NO PRELOAD
/SOL
FSCALE,F,
ANTYPE,0
nropt,full
NLGEOM,1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
PSTRES,1
NSUBST,50,500,50
time,50
kbc,0
CMSEL,S,STR
EKILL,ALL
ALLS
solve

*GET,N,ACTIVE,0,SET,NSET,LAST,3
N=N-1
*dim,vysl_0_%L%,array,N,2
/post1
  *do,i,1,N,1
  SET,,,,,i
  *GET,T,ACTIVE,0,SET,TIME
  plns,u,y
  *get,p1,graph,1,contour,vmin
  *get,p2,graph,1,contour,vinc
  *get,p3,graph,1,contour,ncont
  pos=1000*(p1+p2*(p3-1))
  vysl_0_%L%(i,1)=T
  vysl_0_%L%(i,2)=pos
  *enddo
Z_R=T*F/50

```

```

/SOL
FSCALE,1/F,

!STRENGTHENED SECTION - NO PRELOAD
/SOL
ealive,all
FSCALE,F,
ANTYPE,0
nropt,full
NLGEOM,1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
PSTRES,1
NSUBST,50,500,50
time,50
kbc,0
ALLS
solve

*GET,N,ACTIVE,0,SET,NSET,LAST,3
N=N-1
*dim,vysl_z_%L%,array,N,2
/post1
  *do,i,1,N,1
  SET,,,,,i
  *GET,T,ACTIVE,0,SET,TIME
  plns,u,y
  *get,p1,graph,1,contour,vmin
  *get,p2,graph,1,contour,vinc
  *get,p3,graph,1,contour,ncont
  pos=1000*(p1+p2*(p3-1))
  vysl_z_%L%(i,1)=T
  vysl_z_%L%(i,2)=pos
  *enddo

/SOL
FSCALE,1/F,

ST_ZAT=0
!DO LOOP - PRELOADS
*do,ST_ZAT,ST_ZAT_step,ST_ZAT_max,ST_ZAT_step
P=Z_R*ST_ZAT

!PRELOAD
/SOL
FSCALE,P,
ANTYPE,0
nropt,full
NLGEOM,1
OUTRES,ERASE
OUTRES,ALL,ALL
PSTRES,1
NSUBST,50,500,50
time,50
kbc,0
CMSEL,S,STR
EKILL,ALL

```

```

ALLS
solve

!LOADING
/SOL
ealive,all
FSCALE,1/P,
FSCALE,F,
NSUBST,50,500,50
time,100
kbc,0
solve

!TABLE WITH RESULTS
*GET,N,ACTIVE,0,SET,NSET,LAST,3
N=N-1
*dim,vysl_%L%_ST_ZAT%,array,N,2
/post1
  *do,i,1,N,1
  SET,,,,,i
  *GET,T,ACTIVE,0,SET,TIME
  plns,u,y
  *get,p1,graph,1,contour,vmin
  *get,p2,graph,1,contour,vinc
  *get,p3,graph,1,contour,ncont
  pos=1000*(p1+p2*(p3-1))
  vysl_%L%_ST_ZAT%(i,1)=T
  vysl_%L%_ST_ZAT%(i,2)=pos
  *enddo

fini
/sol
FSCALE,1/F
*enddo
fini

!BASE SECTION
*CREATE,ansuitmp
*CFOPEN,'vysl_0_%L%','txt',' '
*VWRITE,vysl_0_%L%(1,1),vysl_0_%L%(1,2), , , , , , , ,
(e, ' ',e)
*CFCLOS
*END
/INPUT,ansuitmp

!STRENGTHENING SECTION
*CREATE,ansuitmp
*CFOPEN,'vysl_z_%L%','txt',' '
*VWRITE,vysl_z_%L%(1,1),vysl_z_%L%(1,2), , , , , , , ,
(e, ' ',e)
*CFCLOS
*END
/INPUT,ansuitmp

!PRELOADS
ST_ZAT=ST_ZAT_step

```

```
*CREATE,ansuitmp
*CFOPEN,'vysl_%L%_ST_ZAT%','txt',' '
*VWRITE,vysl_%L%_ST_ZAT%(1,1),vysl_%L%_ST_ZAT%(1,2), , , , , , , ,
(e, ' ',e)
*CFCLOS
*END
/INPUT,ansuitmp
```

```
ST_ZAT=ST_ZAT+ST_ZAT_step
*CREATE,ansuitmp
*CFOPEN,'vysl_%L%_ST_ZAT%','txt',' '
*VWRITE,vysl_%L%_ST_ZAT%(1,1),vysl_%L%_ST_ZAT%(1,2), , , , , , , ,
(e, ' ',e)
*CFCLOS
*END
/INPUT,ansuitmp
```

```
ST_ZAT=ST_ZAT+ST_ZAT_step
*CREATE,ansuitmp
*CFOPEN,'vysl_%L%_ST_ZAT%','txt',' '
*VWRITE,vysl_%L%_ST_ZAT%(1,1),vysl_%L%_ST_ZAT%(1,2), , , , , , , ,
(e, ' ',e)
*CFCLOS
*END
/INPUT,ansuitmp
```