



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

**ANALÝZA SKUTEČNÉHO PŮSOBENÍ VYBRANÝCH
SPOJŮ DŘEVĚNÝCH A OCELOVÝCH KONSTRUKCÍ**

ANALYSIS OF REAL BEHAVIOUR OF SELECTED CONNECTIONS OF TIMBER AND STEEL
STRUCTURES

HABILITAČNÍ PRÁCE

HABILITATION THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

ING. MILAN ŠMAK, PH.D.

BRNO, 2019

Poděkování

Rád bych poděkoval především svým přátelům, bývalým i současným kolegům z Fakulty stavební, Fakulty strojního inženýrství i Lesnické a dřevařské fakulty, za jejich podporu, pomoc i cenné rady, které mi pro zdárné vypracování méj habilitační práce věnovali.

Poděkování patří taktéž Výzkumnému centru AdMaS za umožnění experimentálního měření v laboratořích centra a poskytnutí přístrojového i technického vybavení.

V neposlední řadě největší poděkování patří mé rodině, bez jejíž podpory a pochopení by tato práce nemohla vzniknout.

Obsah

Seznam zkratk a přehled symbolů.....	v
1 Úvod a cíle habilitační práce	1
2 Kolíkové spoje dřevěných prutových prvků	4
2.1 Aplikace spojů s kolíkovými spojovacími prostředky	4
2.2 Působení spojů s kolíkovými prostředky při zatížení.....	7
2.2.1 Souhrnné poznatky k chování kolíkových spojů s vloženým plechem	8
2.2.1.1 Geometrické uspořádání spoje	8
2.2.1.2 Zatížení a namáhání kolíkového přípoje dřevěných prvků.....	10
2.2.1.3 Základní materiál dřevěných prutových prvků.....	12
2.2.1.4 Kolíkové prostředky.....	12
2.2.1.5 Vložený ocelový plech	14
2.2.1.6 Zesílení (vyztužení) spoje.....	15
2.2.2 Metody vyšetřování kolíkových spojů	16
2.2.2.1 Analytické metody vyšetřování kolíkových spojů.....	16
2.2.2.2 Experimentální metody	20
2.2.3 Ověření spojů s kolíky podle normativních dokumentů.....	24
2.3 Předmět a cíle analýzy kolíkových spojů dřevěných prvků	31
2.4 Kolíkové spoje prvků z rostlého dřeva.....	32
2.4.1 Úvod, cíl analýzy	32
2.4.2 Uspořádání spoje.....	33
2.4.3 Analytické řešení	34
2.4.4 Experimentální řešení.....	35
2.4.4.1 Zkušební tělesa	35
2.4.4.2 Uspořádání experimentů.....	36
2.4.5 Výsledky experimentálního měření.....	37
2.4.6 Závěry k dosaženým výsledkům experimentálního měření	39
2.5 Kolíkové spoje prvků z konstrukčního dřeva	40
2.5.1 Úvod, cíl analýzy, metody řešení.....	40
2.5.2 Uspořádání spoje.....	43
2.5.3 Analytické řešení	44
2.5.4 Faktory, ovlivňující chování spoje při zatížení	45
2.5.5 Experimentální řešení.....	49
2.5.5.1 Zkušební tělesa	49
2.5.5.2 Uspořádání experimentů.....	51
2.5.5.3 Výsledky experimentálního měření.....	53
2.5.6 Závěry k dosaženým výsledkům experimentálních zkoušek	57
2.5.7 Modelování 3D metodou konečných prvků	59
2.5.8 Metoda korelace digitálního obrazu	61

2.6	Shrnutí výsledků, závěry	63
3	Čepové spoje	66
3.1	Úvod, všeobecně	66
3.2	Čepové spoje v konstrukcích staveb	67
3.2.1	Analytické vyjádření chování čepového spoje.....	69
3.2.1.1	Čep.....	69
3.2.1.2	Deska čepového spoje	69
3.2.2	Návrh čepového spoje ve smyslu normativních dokumentů	74
3.2.2.1	Čepový spoj podle ČSN EN 1993-1-8 (odst. 3.12).....	74
3.2.2.2	Spoj s jedním šroubem podle ČSN EN 1993-1-8 (odst. 3.6)	76
3.3	Analýza čepového spoje	78
3.3.1	Předmět analýzy, metody řešení.....	78
3.3.2	Přehled analyzovaných variant čepového spoje	80
3.3.3	Experimentální zkoušky.....	81
3.3.3.1	Zkušební tělesa	81
3.3.3.2	Uspořádání a průběh zatěžovacích zkoušek.....	82
3.3.3.3	Výsledky experimentálního měření.....	84
3.3.4	Teoretické řešení, návrh podle ČSN EN 1993-1-8	87
3.3.5	Modelování 3D metodou konečných prvků	93
3.3.5.1	Výpočtový model.....	94
3.3.5.2	Výsledky analýzy FEM softwarem ANSYS.....	95
3.3.6	Využití vysokopevnostní oceli v čepových spojích	96
3.4	Shrnutí výsledků, závěry	98
4	Svarové spoje konstrukčních prvků z vysokopevnostní oceli a oceli obvyklé jakosti.....	105
4.1	Úvod k problematice vysokopevnostních ocelí.....	105
4.2	Vysokopevnostní oceli.....	111
4.2.1	Oceli pro stavební a inženýrské konstrukce	111
4.2.2	Výroba vysokopevnostních ocelí, transformační diagramy	112
4.2.3	Vysokopevnostní oceli Weldom.....	115
4.2.4	Navrhování svarových spojů prvků z vysokopevnostní oceli v systému norem.....	116
4.3	Svařování ocelí.....	117
4.3.1	Všeobecně	117
4.3.2	Svařitelnost ocelí, přehřev.....	119
4.3.2.1	Metoda A.....	121
4.3.2.2	Metoda B	123
4.3.3	Teplotní režim svařování – tepelně ovlivněná oblast.....	127
4.3.4	Technologie svařování ocelí	134
4.3.4.1	Svařování tavící se elektrodou v aktivním plynu MAG.....	134
4.3.4.2	Ruční obloukové svařování obalenou elektrodou MMA.....	138
4.3.5	Svařitelnost vysokopevnostních ocelí	139

4.3.6	Přídavný materiál při svařování vysokopevnostních ocelí	141
4.3.7	Svařování ocelí Weldom	142
4.3.8	Tepelné dělení vysokopevnostních ocelí.....	142
4.4	Experimentální část	143
4.4.1	Zaměření experimentálního výzkumu.....	143
4.4.2	Koutové svary	145
4.4.3	Tupé svary	146
4.4.3.1	Svarové spoje ocelí S355:	146
4.4.3.2	Svarové spoje ocelí Weldom700:.....	147
4.4.3.3	Svarové spoje při kombinaci oceli Weldom700 a ocelí S235, S355:.....	148
4.4.4	Zkušební zařízení	149
4.4.5	Výsledky tahových zkoušek koutových svarů.....	150
4.4.6	Výsledky tahových zkoušek tupých svarů.....	152
4.4.6.1	Svarové spoje ocelí S355:	153
4.4.6.2	Svarové spoje ocelí Weldom700:.....	153
4.4.6.3	Svarové spoje oceli Weldom700 a ocelí S235, S355:.....	154
4.4.7	Výsledky měření tvrdostí tupých svarů	156
4.4.7.1	Svarové spoje ocelí Weldom700:.....	157
4.4.7.2	Svarové spoje oceli Weldom700 a ocelí S235, S355:.....	157
4.5	Shrnutí výsledků, závěr.....	159
5	Závěry k výsledkům habilitační práce.....	163
	Seznam obrázků	168
	Seznam tabulek	172
	Bibliografie	173

Seznam zkratk a přehled symbolů

ARA	Anizotermický rozpad austenitu;
BSH	Lepené lamelové dřevo (Brettschichtholz);
CCT	Continuous Cooling Transformation (anizotermický rozpad austenitu);
C-Mn	Uhlíko-manganová (ocel);
DIC	Metoda Korelace digitálního obrazu (Digital Image Correlation);
DUO	(Dvoudílné) lepené rostlé dřevo (Duobalken);
EYM	European Yield Model (Evropský nosný a přetvárný model);
FEM	Metoda konečných prvků (Finite Element Method);
HAZ	Heat Affected Zone (tepelně ovlivněná zóna);
KVH	Konstrukční (masivní) dřevo (Konstruktionsvollholz);
MAG	Metal Active Gas Welding; obloukové svařování tavící se elektrodou v aktivním plynu;
MIG	Metal Inert Gas Welding; obloukové svařování tavící se elektrodou v inertním plynu;
MMA	Manual Metal Arc Welding; ruční obloukové svařování obalenou elektrodou;
SAW	Submerged-arc welding; svařování pod tavidlem;
TMCP	Thermomechanical processing;
TOZ	Tepelně ovlivněná zóna (oblast);
TRIO	(Trojdílné) lepené rostlé dřevo (Triobalken);
VP	Vysokopevnostní (ocel).

Kolíkové spoje dřevěných prutových prvků

a_1, a_2	jsou vzdálenosti mezi kolíkovými prostředky;
a_3, a_4	jsou vzdálenosti kolíkových prostředků od konců a okrajů;
d	je průměr kolíku;
d_0	je průměr otvoru pro kolíkový prvek;
e_1, e_2	je vzdálenost otvoru od okraje ve směru působící síly a v příčném směru;
$f_{c,0,d}$	je návrhová pevnost dřeva v tlaku ve směru vláken;
$f_{c,0,k}$	je charakteristická pevnost dřeva v tlaku ve směru vláken;

$f_{c,90,d}$	je návrhová pevnost dřeva v tlaku kolmo k vláknům;
$f_{c,90,k}$	je charakteristická pevnost dřeva v tlaku kolmo k vláknům;
$f_{h,k}$	je charakteristická pevnost v otačení dřevěného prvku pro úhel α k vláknům;
$f_{h,0,k}$	je charakteristická pevnost dřeva v otačení rovnoběžně s vlákny;
$f_{h,k}$	je charakteristická pevnost dřeva v otačení;
$f_{t,0,d}$	je návrhová pevnost dřeva v tahu ve směru vláken;
$f_{t,0,k}$	je charakteristická pevnost dřeva v tahu ve směru vláken;
f_u	je mez pevnosti oceli;
$f_{u,b}$	je mez pevnosti kolíkového prostředku;
$f_{u,k}$	je charakteristická pevnost materiálu kolíku v tahu;
$f_{v,k}$	je charakteristická pevnost dřeva ve smyku;
f_y	je mez kluzu oceli;
k_{mod}	je modifikační součinitel pevnosti (dle ČSN EN 1995-1-1, Tab. 3.1);
$k_{c,90}$	je součinitel zohledňující uspořádání zatížení, možnosti rozštěpení a stupeň deformace v tlaku;
k_1	je součinitel;
k_{90}	je součinitel;
$l_{t,i}$	je čistá vzdálenost mezi kolíky kolmo k vláknům v krajní řadě;
$l_{v,i}$	je čistá vzdálenost mezi kolíky ve směru vláken v krajních řadách;
n	je celkový počet spojovacích prostředků – kolíků v řadě;
n_{ef}	je účinný počet spojovacích prostředků v řadě (pro spoje s kolíky);
p_1	je rozteč mezi otvory ve směru působící síly;
p_2	je rozteč mezi otvory v příčném směru v působící síle;
r	je počet řad s kolíkovými prostředky;
t	je tloušťka styčnickového plechu;
$t_{ef,h}$	je účinná výška při porušení kolíkového prvku „h“ (selhání typu 3);
$t_{ef,g}$	je účinná výška při porušení kolíkového prvku „g“ (selhání typu 2);
t_1	je tloušťka dřevěného prvku nebo hloubka vniku kolíkového prostředku;
t_1	je menší tloušťka krajního prvku nebo hloubka vniku kolíku;
α	je úhel mezi výslednicí zatížení a vlákny dřevěného prvku;
γ_M	je dílčí součinitel spolehlivosti; $\gamma_M = 1,3$;
γ_{M0}	je dílčí součinitel spolehlivosti materiálu; $\gamma_{M0} = 1,0$;

γ_{M2}	je dílčí součinitel spolehlivosti materiálu; $\gamma_{M2} = 1,25$;
ρ_k	je charakteristická hustota dřeva;
$\sigma_{c,0,d}$	je návrhové napětí v tlaku ve směru vláken;
$\sigma_{c,90,d}$	je návrhové napětí v tlaku kolmo k vláknům v dotykové ploše;
$\sigma_{t,0,d}$	je návrhové napětí v tahu ve směru vláken;
A	je plocha průřezu vloženého plechu;
A_{eff}	je účinná plocha průřezu;
A_{net}	je oslabená plocha průřezu;
$A_{net,t}$	je čistá průřezová plocha kolmo k vláknům;
$A_{net,v}$	je čistá smyková plocha rovnoběžná se směrem vláken;
D_s	je duktilita spoje;
$F_{b,Rd}$	je návrhová únosnost plechu v otláčení;
$F_{bs,Rd}$	je návrhová pevnost spoje při porušení blokovým nebo zátkovým smykem;
$F_{bs,Rk}$	je charakteristická pevnost spoje při porušení blokovým nebo zátkovým smykem;
F_{max}	je maximální síla přenesená spojem během experimentu;
$F_{v,Rd,1}$	je návrhová pevnost pro jeden stříh jednoho kolíkového prvku;
$F_{v,Rk}$	je charakteristická únosnost pro jeden stříh jednoho kolíku;
$L_{net,t}$	je čistá šířka průřezu kolmo k vláknům;
$L_{net,v}$	je celková čistá délka plochy smykového lomu;
$M_{y,Rk}$	je charakteristická hodnota plastického momentu únosnosti kolíku;
$N_{c,d}$	je návrhová osová tlaková síla;
$N_{t,d}$	je návrhová osová tahová síla;
$V_{z,d}$	je návrhová příčná síla, přenášená kontaktem;
$N_{c,Ed}$	je návrhová osová tlaková síla ve spoji;
$N_{c,Rd}$	je návrhová únosnost průřezu vloženého plechu v prostém tlaku;
$N_{t,Ed}$	je návrhová osová tahová síla ve spoji;
$N_{t,Rd}$	je návrhová únosnost oslabeného průřezu vloženého plechu v tahu;
$N_{pl,Rd}$	je návrhová plastická únosnost neoslabeného průřezu;
$N_{u,Rd}$	je návrhová únosnost průřezu oslabeného dírami pro spojovací prostředky.

Čepové spoje

a	je světlá vzdálenost mezi otvorem pro čep a okrajem čepové desky ve směru působícího zatížení;
b	je šířka průřezu připojovaného prutu;
c	je světlá vzdálenost mezi otvorem pro čep a okrajem čepové desky kolmo na směr působícího zatížení;
d	je průměr čepu;
d_0	je průměr otvoru pro čep;
e_1	je vzdálenost středu otvoru pro čep od okraje ve směru působící síly;
e_2	je vzdálenost středu otvoru pro čep od okraje v příčném směru k působící síle;
f_u	je mez pevnosti materiálu čepové desky;
f_{up}	je mez pevnosti materiálu čepu;
f_y	mez kluzu oceli;
k_1	je součinitel;
r	je poloměr otvoru pro čep v čepové desce;
r_s	je střední průměr kružnice vepsané a opsané do hlavy čepové desky;
t	je tloušťka čepové desky;
t_1, t, c	jsou rozměry dílčích částí spoje;
α	je součinitel koncentrace napětí;
α_b	je součinitel;
γ_{M0}	je dílčí součinitel spolehlivosti materiálu; $\gamma_{M0} = 1,0$;
γ_{M2}	je dílčí součinitel spolehlivosti materiálu; $\gamma_{M2} = 1,25$;
λ	je parametr;
σ_{\max}	je extrémní napětí v hlavním řezu čepové desky;
σ_n	je jmenovité napětí v hlavním řezu čepové desky.
A	je plocha hlavního průřezu čepové desky;
A	je průřezová plocha čepu;
F	je příčná síla působící ve spoji;
F	je návrhová hodnota síly působící ve spoji;
F_d	je (návrhová) síla ve spoji;
$F_{b,Rd}$	je návrhová únosnost čepu a čepové desky v otláčení;
$F_{v,Ed}$	je návrhová síla působící na čepový spoj;

$F_{v,Rd}$	je návrhová únosnost čepu ve stříhu;
F_{Ed}	je návrhová síla působící na čepový spoj;
I	je moment setrvačnosti hlavního průřezu;
M	je ohybový moment v čepu od účinku příčného zatížení;
M_{Ed}	je návrhová hodnota ohybového momentu v čepu;
M_H	je ohybový moment v hlavním řezu čepové desky;
M_{Rd}	je návrhová únosnost čepu a plechu v ohybu;
Q	je radiální síla, působící v hlavním řezu čepové desky směrem od čepu;
R	je poloměr kružnice vepsané do hlavy čepové desky;
W_{el}	je elastický průřezový modul čepu.

Svarové spoje konstrukčních prvků z vysokopevnostní oceli a oceli obvyklé jakosti

d	je tloušťka plechu; přechodová tloušťka plechu;
k	je tepelná účinnost svařovací technologie;
$t_{8/5}$	je doba ochlazování;
v	je rychlost svařování [mm/s];
I	je svařovací proud [A];
CE	je uhlíkový ekvivalent (podle metody A)[%];
CET	je uhlíkový ekvivalent (podle metody B) [%];
F_2	je součinitel tvaru pro dvojrozměrný tepelný tok $t_{8/5}$;
F_3	je součinitel tvaru pro trojrozměrný tepelný tok $t_{8/5}$;
HD	je obsah vodíku ve svarovém kovu [ml/100 g];
R_e	je mez kluzu oceli;
R_m	mez pevnosti oceli;
$R_{p0,2}$	smluvní mez kluzu oceli;
Q	je tepelný příkon [kJ/mm];
T_i	je teplota interpass;
T_p	je teplota předehřevu;
T_{pCET}	je teplota předehřevu dle chemického složení;
T_{pd}	je teplota předehřevu dle tloušťky plechu;
T_{pHD}	je teplota předehřevu dle obsahu vodíku;
T_{pQ}	je teplota předehřevu dle vlivu tepelného příkonu;

T_{pCET} je teplota předehřevu dle chemického složení;
 T_{pHD} je teplota předehřevu dle obsahu vodíku;
 T_0 je teplota předehřevu;
 U je napětí elektrického oblouku [V];
 β_w součinitel.

1 Úvod a cíle habilitační práce

Téma předkládané habilitační práce je zaměřeno na analýzu vybraných spojů v oboru ocelových a dřevěných konstrukcí. Vývoj ocelových a dřevěných konstrukcí vždy souvisel s vývojem nových typů spojů a spojovacích prostředků. Pro nové typy nosných soustav bylo potřeba vyvinout nové typy spojů, což vyžadovalo vyhodnotit jejich vlastnosti na základě teoretické a experimentální analýzy. Z hlediska působení spojů v ocelových a dřevěných konstrukcích lze zaznamenat jejich specifické, ale rovněž společné faktory a vlastnosti. Efektivní je využívání kombinace dřevěných a ocelových prvků v rovinných i prostorových konstrukčních soustavách. Pro řešení konstrukčních detailů spojů, zejména u prostorových dřevěných konstrukcí, se výhodně používají ocelové prvky a elementy, posuzované podle zásad navrhování ocelových konstrukcí, s uplatněním specifických vlastností připojovaných dřevěných prvků. Volba vhodného typu spojovacích prostředků v přípojích a stycích ovlivňuje zásadním způsobem potřebné dimenze nosných prvků a dílců a tím i celkovou skladbu a působení nosné konstrukce. Ve srovnání s ocelovými konstrukcemi je pro dřevěné konstrukce typické, že jejich únosnost a tuhost závisí v podstatné míře na únosnosti a tuhosti spojů a na jejich konstrukčním uspořádání. K důležitým bodům při navrhování dřevěných konstrukcí patří vyšetřování vlivu poddajnosti spojů, a to zejména u konstrukcí větších rozpětí s velkým počtem mechanických spojů a u konstrukcí se silně namáhanými spoji. Poddajnost spojů úzce souvisí nejen s materiálovými a pevnostními charakteristikami dřeva a spojovacích prostředků, ale také s konstrukčním řešením detailů. Přitom je nutné uvažovat vliv prostředí, v němž konstrukce působí, a typy zatížení, které přenáší.

Podle typu konstrukce a závažnosti řešeného problému mohou být při praktickém návrhu spojů voleny obvyklé metody ve smyslu norem pro navrhování konstrukcí, anebo přesnější metody, vycházející z výsledků objektivnějšího teoretického řešení a experimentálních testů spojů a z analýzy jejich působení v reálných konstrukcích. Z hlediska vývoje konstrukcí jsou důležité poznatky získané průzkumem chování realizovaných konstrukcí, zejména při jejich dlouhodobém působení v reálných podmínkách.

Hlavní záměr habilitační práce spočívá v uvedení výsledků, poznatků a závěrů vyplývajících z teoretického a experimentálního výzkumu vybraných spojů ocelových a dřevěných konstrukcí a jejich aplikace v praxi. Dílčí úkoly jsou cíleny na problematiku, která není v oblasti spojů v současné době ještě dostatečně zpracována a jeví se jako perspektivní pro výzkum v následujícím období.

Pro oba typy konstrukcí se jedná o analýzu spojů z hlediska jejich dlouhodobé únosnosti a použitelnosti, vlivu tuhosti a poddajnosti na chování vybraných konstrukčních soustav, vlivu působení dynamických účinků zatížení a působení konstrukcí v reálných podmínkách.

Prvním analyzovaným typem jsou přípoje dřevěných prvků prostřednictvím ocelových plechů a ocelových elementů. Kombinace dřevěných a ocelových prvků v rovinných i prostorových konstrukčních soustavách je velmi efektivní, a to jak z hlediska únosnosti a tuhosti nosné soustavy, tak z hlediska proveditelnosti a použitelnosti. Spoje s vloženým ocelovým plechem a ocelovými kolíkovými spojovacími prostředky patří k nejvíce

navrhovaným druhům spojů v kategorii dřevěných konstrukcí. Používají se ve styčnicích příhradových i rámových a obloukových prutových konstrukcích, v podporových detailech nosníků i sloupů nebo v přípojích prutů rovinných i prostorových soustav. Díky možnosti zabezpečení přenosu sil vysoké intenzity a dosažení nízké poddajnosti jsou kolíkové spoje vhodné i pro přípoje prutů konstrukcí na velká rozpětí. Mají předvídatelné chování, především únosnost a poddajnost, které byly prakticky ověřeny celosvětově velkým množstvím realizovaných spojů prvků dřevěných konstrukcí. Oproti jiným druhům spojů se vyznačují schopností plastického přetvoření, což je důležitý faktor u dynamicky namáhaných detailů a u konstrukcí určených pro seismické oblasti. Relativní jednoduchost a úspornost provedení umožňuje navrhovat tyto spoje i v geometricky složitých a prostorově působících styčnicích. Uspořádání se středním vloženým plechem je navíc výhodné i z hlediska požární odolnosti, kdy jsou ocelové prvky chráněny dřevem. Jako klíčový faktor pro bezchybně fungující spoj v konstrukci se jeví správný konstrukční a statický návrh, zohledňující zejména parametry prostředí (vlhkost, působení povětrnosti), způsob zatížení (intenzita sil, doba působení, četnost opakování) a chování všech komponent spoje (základního dřevěného materiálu, kolíkových elementů i styčnickových plechů) při zatížení. Většina z výše uvedených činitelů je zohledněna v návrhových pravidlech normativních dokumentů, řada dalších zůstává na kvalifikovaném rozhodnutí konstruktéra.

Druhým typem spojů, o nichž je v habilitační práci pojednáno, jsou spoje čepové. Přestože se historicky jedná o jeden z nejstarších typů spojů používaných pro připojení kovových i dřevěných prutů, své důležité místo mají i v současných konstrukcích, a to jak ocelových, tak i dřevěných, kde obvykle plní funkci kloubu. Umožňují vzájemné pootáčení spojovaných částí, ale především zásadním způsobem omezují přenášení ohybových momentů mezi spojovanými prvky.

V oblasti dřevěných konstrukcí je čepový spoj často využíván v přípojích prvků, především v kloubových podporových přípojích a v místech uložení dřevěných prvků na podpůrnou betonovou nebo ocelovou konstrukci. Důvodem je snížení namáhání nosných dřevěných prvků tahem kolmo k vláknům – kloub v podporovém místě výrazně eliminuje vznik ohybových momentů, které vyvolávají nepříznivé namáhání dřeva příčným tahem.

V oblasti konstrukcí ocelových je čepový přípoj často využíván tam, kde je požadována možnost volného pootáčení spojovaných prvků – trvalá nebo dočasná, například jen po dobu montáže konstrukce. Jedná se o přípoje prvků s malou ohybovou tuhostí (např. lanových nebo tyčových prutů) v nosných systémech mostů a lávek nebo u ztužidlových a zavětrovacích prvků. Dalším důležitým místem použití čepových spojů je připojení prvků, u nichž je požadováno časté a jednoduše proveditelné rozebírání a zpětná montáž, jako například u mobilních konstrukcí přístřešků, některých typů zastřešení, u dočasných nebo provizorních mostů a lávek.

Třetím typem analyzovaných spojů jsou svarové spoje mezi prvky z tradičních konstrukčních ocelí obvyklé jakosti a moderními vysokopevnostními oceli, tj. materiály s mezí kluzu nad 460 MPa. V obou případech se jedná o velmi dobře svařitelné oceli. Přestože je aktuálně k dispozici široká škála vysokopevnostních ocelí, vhodných pro

stavební i inženýrské konstrukce, jsou vyřešeny zásadní problémy jejich navrhování a posuzování, je známé chování při různých formách zatěžování i podmínkách provozování, praktické využití ocelí bylo ověřeno na realizovaných konstrukcích a jsou k dispozici standardy pro navrhování, posuzování a realizaci, nedošlo v oblasti stavebních a inženýrských konstrukcí zatím k jejich širšímu používání. Jako výhodné se tak může aktuálně jevit použití vysokopevnostních ocelí na vybrané (exponované) části nosných systémů staveb, kde lze využít vysokou pevnost materiálu pro snížení rozměrů konstrukčních prvků a/nebo zjednodušení uspořádání konstrukčních detailů. Jedná se například o kombinaci vysokopevnostních ocelí s oceli obvyklé jakosti ve svařovaných průřezech prutů (pásnice/stěna), čelní nebo patní desky u šroubových přípojů, styčnickové plechy, prvky kotvení apod. Vysokopevnostní oceli mají podobné chemické složení jako oceli obvyklé jakosti, jsou tedy obecně dobře svařitelné. Nicméně podmínky pro svařování vysokopevnostních ocelí jsou, oproti svařování tradičních konstrukčních ocelí obvyklých jakostí a pevností, přísnější – každá z těchto skupin ocelí vyžaduje specifickou volbu přídavných materiálů, parametrů i technologického postupu svařování. Pokud je třeba vzájemně svařit prvky z oceli obvyklé jakosti a oceli vysokopevnostní, je třeba uvážit konkrétní podmínky svařování, které budou splňovat kritéria pro oba druhy ocelí – spoj musí vykazovat požadované mechanické vlastnosti a současně nesmí dojít k degradaci materiálu spojovaných prvků v oblasti svaru.

Hlavním cílem habilitační práce je analýza chování vybraných typů spojů ocelových a dřevěných konstrukcí při zatížení.

Konkrétně se jedná o kolíkové spoje dřevěných prvků s vnitřním ocelovým plechem, čepové spoje a svarové spoje prvků z konstrukčních ocelí obvyklé jakosti a moderních vysokopevnostních ocelí.

Při řešení se jako klíčová forma zkoumání předpokládá aplikace experimentálních metod – laboratorních testů analyzovaných spojů – i využití některých dalších metod pro vyjádření chování spojů konstrukčních prvků při zatížení.

Dalším cílem je porovnání výsledků teoretických i analytických návrhových postupů (včetně postupů dle normativních dokumentů) s experimentálně ověřeným reálným chováním spojů při zatížení s možným uvážením výstižnosti těchto metod.

2 Kolíkové spoje dřevěných prutových prvků

2.1 Aplikace spojů s kolíkovými spojovacími prostředky

Spoje dřevěných konstrukčních prvků s kolíkovými prostředky náleží do kategorie spojů mechanických. Kolíkové prostředky zajišťují přenos sil mezi dřevěnými konstrukčními prvky přímo (varianta „dřevo – dřevo“) nebo prostřednictvím ocelových (styčnickových) plechů (varianta „dřevo – ocel“). Ocelové plechy mohou být buď vloženy do výřezů v profilech dřevěných prutů, anebo osazeny na jejich povrchu. Ve všech výše uvedených případech lze spoje provést jako jednostřížné nebo vícestrážné.

Jako kolíkové prostředky se v těchto spojích používají zejména prvky kovové – ocelové hřebíky, vruty, kolíky nebo svorníky. Existují v mnoha různých tvarových i materiálových variantách, více či méně zlepšujících některé vlastnosti základních provedení. Jedná se například o prvky se zvýšenou únosností, odolností proti vytažení, prvky s rychlým zavrtáváním do dřeva, s dvojitým závitem zamezujícím rozštípnutí dřeva, s náběhem pod hlavou proti ukroucení v nejvíce namáhaném místě, s upraveným hrotem – frézou pro provádění montáže bez nutného předvrtání otvoru apod. Jiný materiál než ocel je využíván jen okrajově – například dříve obvyklé kolíky z tvrdého dubového dřeva se v současnosti uplatňují většinou u rekonstrukcí historických dřevěných konstrukcí, případně u spojů konstrukcí speciálních nebo experimentálních (Straka, 2013).

Mezi nejčastěji navrhované a používané druhy přípojí dřevěných prutových prvků patří kolíkové spoje dřevěných prvků s vloženým vnitřním ocelovým plechem (typ „dřevo – ocel“). Z kolíkových prostředků lze u tohoto typu spoje zvolit obyčejné svorníky, přesné (lícované) svorníky, závitové svorníky (tj. tvořené závitovou tyčí), kolíky s úpravou povrchu i kolíky hladké nebo kolíky samovrtné. Každý z těchto typů má své přednosti i nedostatky, a tudíž i konkrétní oblasti optimálního použití ve spojích (Straka, 2008a).

Vhodnost použití těchto typů kolíkových spojů je dána celou řadou příznivých faktorů, mezi které patří především:

- Předvídatelné výsledné vlastnosti (chování) spoje, zejména jeho únosnost, poddajnost a celkový prokluz. Vlastnosti kolíkových spojů byly prakticky ověřeny celosvětově velkým množstvím realizovaných spojů prvků dřevěných konstrukcí v uplynulých desetiletích;
- Snadná aplikace návrhových pravidel, definovaných v normativních předpisech, a to i bez nutnosti použití specializovaného softwaru; lze provést i výpočet (tj. návrh, resp. ověření) „ručně“;
- Možnost přenosu normálových a posouvajících sil i ohybových a torzních momentů spojem;
- Možnost přenosu sil vysoké intenzity, zejména sil normálových;
- Možnost aplikace spojů u prostorových styčnicků prutových soustav;
- Možnost použití ve spojích namáhaných staticky i dynamicky;

- Dostatečná schopnost plastického přetvoření spoje;
- Jednoduchá výroba a snadná montáž (v případě kvalitně provedené výroby), a to bez nutnosti použití speciálního nářadí a nástrojů;
- Možnost provedení kolíkového spoje jako spoje montážního případně rozebíratelného;
- Minimální riziko chybné montáže;
- Příznivé estetické působení spoje;
- Dobrá požární odolnost, resp. snadné konstrukční úpravy pro dosažení potřebné požární odolnosti spoje.

K nevýhodám kolíkových spojů s vnitřním ocelovým plechem lze zařadit zejména zvýšené požadavky na přesnost výroby konstrukčních prvků s těmito spoji. Nadměrné odchylky, tolerance a vůle ve spojích mohou vyvolat ve spoji prokluz, který významně zvýší celkové deformace nosného systému (Straka, 2008b).

S přihlédnutím k výše uvedeným vlastnostem se kolíkové spoje se středním vloženým ocelovým plechem, resp. několika vloženými vnitřními plechy, používají ve styčnicích příhradových i rámových a obloukových prutových konstrukcích; v podporových detailech nosníků i sloupů; v přípojích prutů rovinných i prostorových soustav a všude tam, kde je třeba zabezpečit přenos sil mezi prutovými prvky. Díky možnosti zabezpečení přenosu sil vysoké intenzity a dosažení nízké poddajnosti jsou kolíkové spoje vhodné i pro přípoje prutů konstrukcí na velká rozpětí. Oproti jiným druhům spojů se vyznačují schopností plastického přetvoření, což je důležitý faktor u dynamicky namáhaných detailů a u konstrukcí určených pro seismické oblasti. Relativní jednoduchost a úspornost provedení umožňuje navrhovat tyto spoje i v geometricky složitých a prostorově působících styčnicích. Uspořádání se středním vloženým plechem je navíc výhodné i z hlediska požární odolnosti, kdy jsou ocelové prvky chráněny dřevem.

Jako klíčový faktor pro bezchybně fungující spoj v konstrukci se jeví správný konstrukční a statický návrh, zohledňující zejména parametry prostředí (vlhkost, působení povětrnosti), způsob zatížení (intenzita sil, doba působení, četnost opakování) a chování všech komponent spoje (základního dřevěného materiálu, kolíkových elementů i styčnickových plechů) při zatížení. Většina z výše uvedených činitelů je zohledněna v návrhových pravidlech normativních dokumentů, řada dalších zůstává na kvalifikovaném rozhodnutí konstruktéra – statika (Šmak, 2014; Savata, 2003; Bouchaïr, 2007).

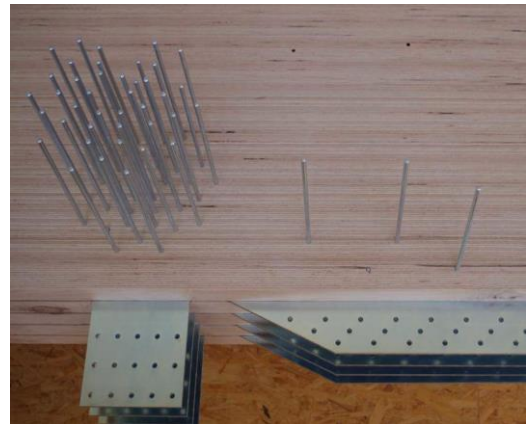
Pro komplexnost pohledu na přípoje kolíkového charakteru je vhodné poznamenat, že na základě spojů typů „dřevo – ocel“ byla pro přípoje dřevěných prutových konstrukcí vyvinuta, jako alternativa k individuálně navrhovaným řešením, řada typových systémů spojů, které byly využity na mnoha realizovaných dřevěných konstrukcích v ČR i v zahraničí. Jako příklad těchto systémových spojů lze uvést:

- BLUMER SYSTEM BINDER (BSB): systémový spoj dřevěných prvků je tvořen jedním nebo více ocelovými plechy tloušťky 5 až 10 mm, osazenými do přesných drážek v dřevěném profilu z konstrukčního dřeva a hladkými ocelovými kolíky průměru 6

až 12 mm. Používá se pro styčníky dřevěných příhradových i rámových konstrukcí, lávek, mostů (Obr. 2.1 a Obr. 2.2).



Obr. 2.1: Kolíkový spoj systému BSB – detail styčníku (www.blumer-bsb.ch)



Obr. 2.2: Kolíkový spoj systému BSB – prvky spoje (www.blumer-bsb.ch)

- MULTI KRALLEN DÜBEL – MKD (Multiple Nail Connector – MNC): typový spoj dvojdílných (případně trojdílných) dřevěných prvků. Sestává z ocelového plechu tloušťky 10 mm s navařenými ocelovými trny průřezu 3x4 mm délky 50 mm, který je vložen a zalisován mezi spojované dřevěné prvky. Používá se pro systémy dřevěných příhradových konstrukcí (Obr. 2.3).



Obr. 2.3: MKD system (autor)

- GREIM BAU: typový spoj sestává z více vložených vnitřních plechů malé tloušťky 1 až 1,75 mm (nejčastěji 2 až 6 kusů) a kolíkových elementů – hřebíků průměru 3 až 4 mm. Aplikace systému je především pro styčníky dřevěných příhradových konstrukcí (Obr. 2.4 a Obr. 2.5).
- Systém společnosti SFS intec s vícenásobnými vkládanými ocelovými plechy tloušťky 5 mm a samovrtnými kolíky SFS-WS průměru 5 nebo 7 mm je variantou

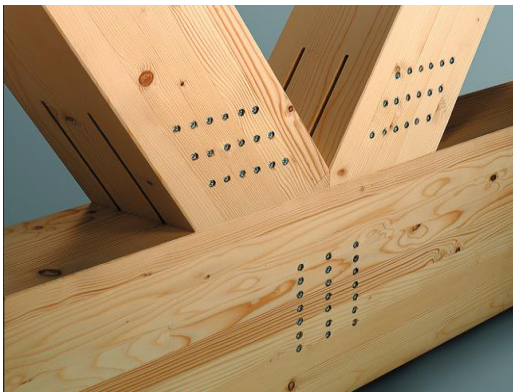
systému GREIM. Použití systému: zejména styčníky dřevěných příhradových konstrukcí (Obr. 2.6 a Obr. 2.7).



Obr. 2.4: Greim Bau system
(www.pollmeier.com)



Obr. 2.5: Detail styčníku příhradového
vazníku systému Greim Bau
(www.pollmeier.com)



Obr. 2.6: Systémové řešení pomocí
samovrtných kolíků SFS-WS a vkládaných
ocelových plechů (www.greim.com)



Obr. 2.7: Styčník konstrukce řešený pomocí
samovrtných kolíků SFS-WS a vkládaných
ocelových plechů (www.kasper.cz)

Předložená práce je zaměřena na netypové spoje dřevěných prvků typu „dřevo – ocel“ s ocelovými kolíkovými prostředky a vnitřním ocelovým plechem.

2.2 Působení spojů s kolíkovými prostředky při zatížení

Chování kolíkových spojů s vloženým ocelovým plechem při působícím zatížení lze popsat řadou postupů, umožňujících stanovit odezvu jeho jednotlivých komponent i spoje jako celku. Obecně lze metody vyšetřování rozdělit na analytické (především teoretické modely založené na evropském přetvárném modelu EYM), numerické (zvláště 3D modelování metodou konečných prvků) a experimentální (destruktivní – zatěžovací zkoušky a nedestruktivní – zejména měření deformací povrchu, metody elektroakustické a radiodefektoskopické) (Blass, 2017; Sandhaas, 2018).

Habilitační práce je zaměřena na kolíkové spoje typu „dřevo – ocel“ s vnitřním ocelovým plechem. V dalších kapitolách bude pojednáváno o této variantě přípoje.

2.2.1 Souhrnné poznatky k chování kolíkových spojů s vloženým plechem

Chování kolíkových spojů dřevěných prvků typu „dřevo – ocel“ s vnitřním ocelovým plechem při zatížení zásadním způsobem ovlivňují následující faktory:

- Geometrické uspořádání spoje;
- Zatížení, resp. namáhání spoje;
- Parametry materiálu základních dřevěných prvků;
- Parametry vnějšího prostředí;
- Parametry kovových kolíkových elementů;
- Konstrukční úpravy spoje.

Základním předpokladem pro staticky bezchybně fungující spoj konstrukčních částí ze dřeva je komplexní a správné uvážení vlivu všech výše uvedených faktorů na výsledné chování spoje (Aicher, 2016).

2.2.1.1 Geometrické uspořádání spoje

Při návrhu geometrického uspořádání spoje s kolíkovými prostředky a vnitřním ocelovým plechem je třeba zohlednit obecně platné konstrukční zásady, zejména:

- Respektovat požadavek osazení nejméně 2 kolíkových prostředků (resp. 4 rovin stříhu) ve spoji;
- Navrhnout rozteče a vzdálenosti mezi kolíkovými prostředky a okraji dřevěného průřezu v souladu s předepsanými minimálními vzdálenostmi, definovanými v normativních předpisech (viz Tab. 2.1). Vzdálenosti závisí na typu kolíkového prostředku, jeho průměru, a namáhání ve spoji dle úhlu mezi působící výslednicí sil a směrem vláken. Při praktickém návrhu se zpravidla vychází z ustanovení normativního dokumentu ČSN EN 1995-1-1.

Tab. 2.1: Rozteče a vzdálenosti kolíkových prostředků od okrajů a konců (ČSN EN 1995-1-1)

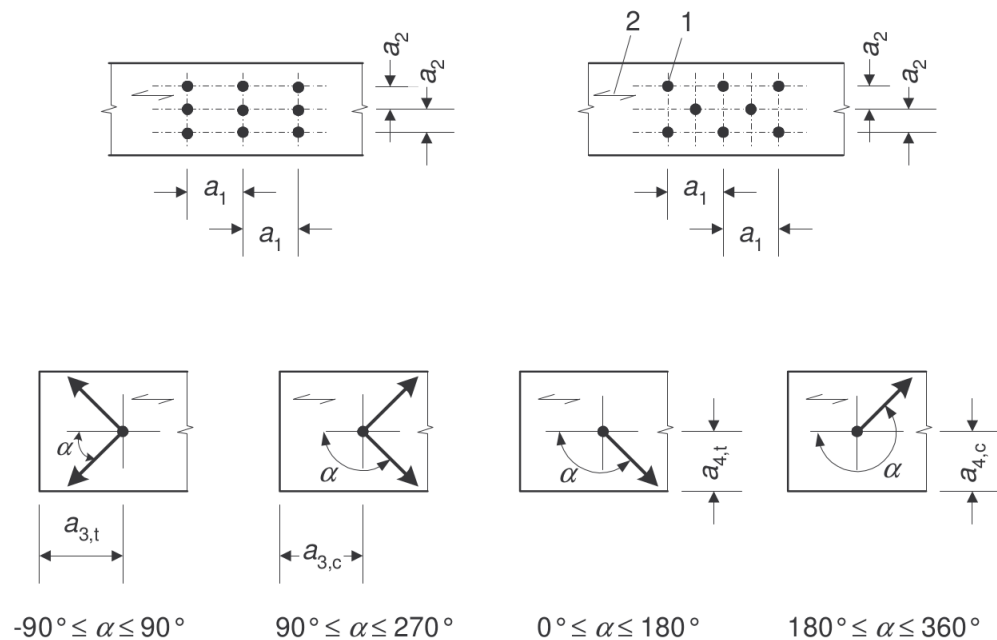
rozteče a vzdálenosti od okrajů a konců	úhel	minimální rozteče a vzdálenosti od okrajů a konců	
		svorníky	kolíky
a_1	$0^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$(4 + \cos \alpha) d$	$(3 + 2 \cos \alpha) d$
a_2	$0^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$4 d$	$3 d$
$a_{3,t}$	$-90^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	$\max [7 d; 80 \text{ mm}]$	$\max [7 d; 80 \text{ mm}]$
$a_{3,c}$	$90^\circ \leq \alpha \leq 150^\circ$	$(1 + 6 \sin \alpha) d$	$\max [(a_{3,t} \sin \alpha) d; 3 d]$
	$150^\circ \leq \alpha \leq 210^\circ$	$4 d$	$3 d$
	$210^\circ \leq \alpha \leq 270^\circ$	$(1 + 6 \sin \alpha) d$	$\max [(a_{3,t} \sin \alpha) d; 3 d]$
$a_{4,t}$	$0^\circ \leq \alpha \leq 180^\circ$	$\max [(2 + 2 \sin \alpha) d; 3 d]$	$\max [(2 + 2 \sin \alpha) d; 3 d]$
$a_{4,c}$	$180^\circ \leq \alpha \leq 360^\circ$	$3 d$	$3 d$

kde:

α ... odklon výslednice sil od směru vláken;

d ... průměr svorníku nebo kolíku;

$a_1, a_2, a_{3,t}, a_{3,c}, a_{4,t}, a_{4,c}$... vzdálenosti kolíkových prvků – viz Obr. 2.8;



Obr. 2.8: Rozteče a vzdálenosti kolíkových prvků od okrajů a konců (podle ČSN EN 1995-1-1)

- Všechny kolíkové prostředky v sestavě spoje mají shodný průřez, velikost předvrtaného otvoru a jsou zhotoveny ze stejného materiálu;
- V případě spojů s kolíky je vhodné navrhnout do sestavy spínací svorníky, a to v počtu 1 svorník na 4 až 6 kolíků. Jedná-li se o přesný (lícovaný) svorník se stejným průměrem a materiálem jako kolíky, lze uvažovat se vzájemným spolupůsobením s kolíky;
- Navrhnout jednoduchý kompaktní spoj. Jednoduchý spoj s malým počtem kolíkových prostředků znamená méně náročnou výrobu, jednoduchou montáž a nižší cenu;
- Navrhnout symetrické uspořádání kolíkových prostředků ve spoji, především vzhledem k ose prutu. Jejich nesymetrické rozmístění vyvolává nerovnoměrné namáhání jednotlivých prvků spoje a vznik přídatného ohybového momentu vlivem odchylky polohy těžiště kolíkových prvků vzhledem k těžištní ose prutu;
- Navrhnout nízký počet řad kolíkových prostředků ve spoji ve směru vláken. S přihlédnutím k předepsané minimální vzdálenosti mezi kolíkovými prvky je optimálním řešením krátký spoj s menším doplňkovým namáháním od přídatného ohybového momentu vlivem polohy těžiště spoje vzhledem k teoretickému styčníku a s příznivější redukcí počtu kolíkových prostředků n_{ef} podle ČSN EN 1995-1-1;

- Zajistit nízký prokluz spoje. Celkový prokluz spoje je dán součtem prokluzů jednotlivých kolíkových prostředků spoje, které závisí především na velikosti předvrtávaných otvorů ve dřevu i ocelovém plechu ve vztahu k průměru kolíkových prvků.
- Uvážit vliv skupinového porušení spoje blokovým, resp. zátkovým smykem.

Při respektování konstrukčních zásad, především vzájemných roztečí a vzdáleností mezi kolíkovými prostředky a od okrajů, lze předpokládat, že ve spoji nedojde ke křehkému porušení dřeva, přestože křehké porušení dřeva často vyplývá z přirozených vad dřeva (Klajmonová, 2015).

2.2.1.2 Zatížení a namáhání kolíkového přípoje dřevěných prvků

Prutové prvky nosných dřevěných konstrukcí se obvykle navrhuje pro přenos osově (normálové) a posouvající síly (viz Obr. 2.9); méně často připojené rámově nebo s definovanou poddajností spoje, tj. navíc s přenosem ohybových momentů, případně momentu kroutícího (viz Obr. 2.10). S ohledem na charakter kolíkových spojů dřevěných prutů s vnitřním ocelovým plechem je třeba uvážit, že je prakticky neproveditelný kolíkový spoj ideálně kloubový i ideálně tuhý.

Základním a nejjednodušším případem je působení kolíkového spoje prutů namáhaných pouze normálovou silou. Typickým příkladem jsou výplňové pruty příhradových nosníků nebo prvky ztužidel. V případě respektování základních konstrukčních zásad, tzn. spoj s nízkým počtem kolíkových prostředků v přípoji a jejich symetrické rozmístění vzhledem k těžištní ose prutu, dochází k primárnímu namáhání spoje pouze ve směru vláken dřeva. Je-li působící síla v prutu tahová, její přenos je zabezpečen kolíkovými prostředky (přesněji jejich ohybem a otláčením dřeva), v případě působící tlakové síly lze obvykle konstrukčně zajistit přenos alespoň část tlakové síly přímým kontaktem mezi koncem prutu a navazujícími dřevěnými nebo ocelovými prvky. Pozornost je třeba věnovat jednak přípojům prutů, kde se střídá namáhání tahovou a tlakovou silou od střednědobého nebo dlouhodobého zatížení, a to redukcí únosnosti spoje, a dále spojům s vysokým počtem řad kolíkových prostředků ve směru podélné osy prvku (resp. směru vláken), neboť zde dochází k nerovnoměrnému namáhání jednotlivých prvků spoje (Lokaj, 2014; Vries, 1998).

V případě kombinovaného namáhání přípoje prutu, kdy kromě osově síly působí navíc posouvající síla (například u příčně zatížených nosníků), dochází k primárnímu namáhání dřeva šikmo (kolmo) k vláknům. Vlivem přídavného ohybového momentu od vlivu excentricity působících sil ve spoji současně nastává i namáhání spoje ohybem. Tyto vlivy lze konstrukčně do jisté míry redukovat použitím opěrky (podložky) v místě spoje pro přímý přenos posouvající síly nebo její části kontaktem mezi podložkou a dřevěným prvkem. Přídavný ohybový moment namáhá jednotlivé části spoje obecně šikmo k vláknům dřeva. Zde se taktéž projevuje nevýhoda dlouhých spojů (tzn. spojů s vysokým počtem řad kolíkových prostředků ve směru vláken) vznikem velkého excentrického namáhání. Jedná se například o přípoje vaznic, paždíků, stropních nosníků nebo průvlaků k navazujícím dřevěným nebo ocelovým (úložným či kotevním) prvkům.

V případě požadavku na přenos ohybového momentu kolíkovým spojem (u přípojů tuhých nebo s definovanou poddajností) dochází k podobným účinkům, jako u varianty popsané výše, tzn. současně působící normálová síla + posouvající síla + přídavný ohybový moment od posouvající síly + ohybový moment od vnějšího zatížení. Je třeba mít na zřeteli, že kolíkové spoje jsou spoje mechanické, kdy vlivem způsobu zatížení nastává prokluz mezi jednotlivými součástmi spoje při zatížení, což vyžaduje uvážit vliv poddajnosti spoje. Příkladem detailů s tímto druhem zatížení jsou rámové přípoje příčlí ke sloupům s nutností dosažení potřebné míry tuhosti spoje s ohledem na omezení globálních deformací celého nosného systému (Šmak, 2016).

Při obecném prostorovém namáhání dřevěného prvku s příčnými silami a ohybovými momenty působícími kolmo k rovině vnitřního ocelového plechu (a případným vznikem momentu krouťícího) dochází navíc k namáhání vloženého ocelového plechu ohybem a namáhání základního dřevěného prvku kolmo k vláknům.



Obr. 2.9: Příklad přípoje prutu – přenos normálové a posouvající síly (autor)



Obr. 2.10: Příklad momentového spoje prutů – přenos normálové síly, posouvající síly a ohybového momentu (autor)

Na základě zkušeností s navrhováním těchto konstrukčních detailů lze konstatovat, že doplňková namáhání spoje od přídavných ohybových momentů mohou výrazným způsobem ovlivnit celkový návrh spoje, a to jak z hlediska parametrů statických (únosnosti a poddajnosti spoje), tak i ekonomických (hmotnost ocelových prvků a pracnost provedení). Jejich zanedbání, chybné stanovení nebo opomenutí může způsobit podhodnocení únosnosti a tuhosti spoje, vedoucí k poruše nosné konstrukce, v krajním případě k jejímu zhroucení (Bureš, 2014).

Další z důležitých faktorů, které je třeba při návrhu spoje uvážit, je průběh zatížení v čase. Převážná část dřevěných nosných konstrukcí – jedná se většinou o objekty pozemních staveb – je namáhána od zatížení statického, které působí v relativně dlouhém časovém úseku. Pro tyto případy zavádějí normativní dokumenty – podle délky trvání zatížení – tzv. třídy trvání zatížení: stálé, dlouhodobé, střednědobé, krátkodobé a okamžikové. U vybraných typů dřevěných konstrukcí – například lávek, mostů, věží, stožárů nebo rozhleden – může docházet k působení zatížení opakovaného s rychle se měnící proměnnou intenzitou nebo k zatížení dynamickému. V těchto případech je nutné pečlivě uvážit uspořádání i provedení spoje, aby nedocházelo k jejich předčasnému selhání vlivem tohoto typu zatížení. Je třeba podotknout, že pravidla ani doporučení pro tento druh zatížení nejsou v základních normativních dokumentech pro navrhování dřevěných konstrukcí podrobně obsažena.

2.2.1.3 Základní materiál dřevěných prutových prvků

Pro prutové dřevěné konstrukce se stává, namísto dřívě dominantního řeziva, standardem použití konstrukčního dřeva (KVH), lepeného rostlého dřeva (DUO, TRIO) nebo lepeného lamelového dřeva (BSH), a to ve všech vyráběných a na trhu v České republice dostupných třídách pevnosti. S ohledem na zatřídění jehličnatých dřevin z nejbližších regionů – České republiky, Slovenska, Rakouska nebo Německa – do jakostních a pevnostních tříd, jsou nejvíce používané materiály v třídách pevnosti C24 (rostlé dřevo) a GL24h (lepené lamelové dřevo). U staticky náročnějších konstrukcí s vyšší intenzitou namáhání prutů se často navrhuje prvky z lepeného lamelového dřeva vyšší pevnosti, a to GL28h nebo GL32h (podle ČSN EN 14080).

K nejdůležitějším přednostem výše zmíněných materiálů patří dobrá kvalita pramenic z jejich průmyslové výroby, nízká vlhkost díky průmyslovému vysoušení, nižší úroveň rozměrových i geometrických tolerancí, možnost použití prutů velkých délek (standardně až 18 m) nebo, oproti řezivu, menší rozptyl mechanických vlastností. Nejčastější výchozí surovinou pro výrobu konstrukčního dřeva i dřeva lepeného je smrkové dřevo. Jiné varianty dřevin (například modřín nebo dub) se, zejména z cenových důvodů, v současnosti používají pro výrobu konstrukčního a lepeného dřeva spíše výjimečně.

Využívání dřívě tradičního řeziva pro nosné pruty dřevěných stavebních konstrukcí je stále více na ústupu, řezivo je nahrazováno jakostnějšími průmyslově vyráběnými materiály, viz výše. V případě použití řeziva pro nosné pruty dřevěných konstrukcí je nezbytné, kromě požadované úrovně vlhkosti dřeva, co nejvíce omezit výskyt vad dřeva v místech namáhaných spojů – zejména se jedná o přítomnost suků a trhlín.

2.2.1.4 Kolíkové prostředky

Kolíkové prostředky jsou nejdůležitějšími součástmi spojů. Zásadním způsobem ovlivňují jak výsledné chování samotného spoje – jeho únosnost, tuhost a možnost plastického přetvoření – tak i chování nosného systému jako celku: poddajnost spoje vyvolává v nosném systému přerozdělování vnitřních sil mezi jednotlivými pruty a má taktéž významný vliv na celkové deformace konstrukce.

U spojů „dřevo – ocel“ s vnitřním ocelovým plechem lze alternativně volit především z těchto ocelových kolíkových prostředků:

- Svorníky s hladkým dříkem;
- Přesné (lícované) svorníky;
- Svorníky ze závitové tyče (závitové svorníky);
- Hladké kolíky;
- Samovrtné kolíky.

Přesné (lícované) svorníky s hladkým dříkem jsou staticky nejvýhodnější variantou. Vrtání v dřevěných prvcích se provádí menší nebo rovno průměru dříku svorníku d (obvykle $0,9 d$ až $1,0 d$) tak, aby svorník nevykazoval při příčném zatížení prokluz. Ze stejného důvodu se volí vrtání ve vloženém ocelovém plechu rovno průměru dříku svorníku d ; podle ČSN EN 1995-1-1 lze otvor zvětšit o 1 mm, tj. $d + 1$ mm. Zvětšení otvoru v daných mezích je ovšem třeba uvážit, neboť s sebou přináší vyšší míru prokluzu spoje s nepříznivým dopadem na globální deformace konstrukce. Jako přesné svorníky lze použít šrouby s hladkým dříkem v pevnostních třídách 4.6 až 10.9 nebo jsou vyrobené z tyčového materiálu kruhového průřezu s metrickým závitem na obou koncích z ocelí tříd pevnosti S235 nebo (častěji) S355.

Svorníky s hladkým dříkem se odlišují od přesných svorníků velikostí prováděných otvorů v ocelovém plechu i v dřevěných prvcích. Obvykle se otvory předvrtávají na velikost nejméně $d + 1$ mm (dle ČSN EN 1995-1-1 větší z hodnot $d + 2$ mm nebo $1,1 d$). Výhoda obyčejných svorníků spočívá v usnadnění montáže, naopak nevýhodou je zvýšený prokluz spoje, a tedy nemožnost kombinace s kolíky nebo přesnými svorníky a s tím spojenou nižší únosnost spoje. Možnost tvarového a materiálového provedení svorníků je stejná, jako u svorníků přesných.

Závitové svorníky jsou ekonomicky výhodnější alternativou obyčejných svorníků s hladkým dříkem se všemi jeho přednostmi i nedostatky. Dřík svorníku je tvořen, namísto hladké tyče s koncovými metrickými závity pro osazení matic, závitovou tyčí. Ve srovnání se svorníkem s hladkým dříkem vykazuje nižší únosnost při namáhání v příčném směru, danou menší průřezovou plochou při stejném vnějším průměru (zatížení přenáší jen jádro bez závitové části) větším zatlačením do dřeva a možným narušením vláken dřeva v kontaktu se svorníkem jeho závity.

Hladké kolíky jsou zhotoveny z hladké tyče kruhového průřezu se zúženými kónickými nebo zakulacenými konci. Otvory v plechu pro kolíky se provádí obdobně jako u přesných svorníků. Vrtání v dřevěných prvcích se provádí menší nebo rovno průměru dříku kolíku d (obvykle $0,85 d$ až $1,0 d$) tak, aby kolík nevykazoval při příčném zatížení prokluz a pevně držel ve spoji. K výhodám použití patří nízký prokluz spoje, estetické hledisko – viditelné jsou jen čela kolíků, která lze navíc snadno skrýt za zátkami bez dalšího nutného opracování dřeva – a příznivá požární odolnost spoje.

Samovrtné kolíky nevyžadují předvrtání dřevěných prvků ani ocelového plechu, což je, spolu s minimalizací prokluzu, největší předností této technologie. Jako příklad lze uvést samovrtné kolíky WS-T od výrobce SFS intec. Sortiment sestává z kolíků průměru 5 a 7 mm

v různých délkách. Jistým nedostatkem technologie samovrtných kolíků je nutnost použití systémových přípravků a nářadí při výrobě konstrukce a omezený sortiment, redukující využití k přenosu zatížení nižší intenzity.

Průměr výše popsaných typů kolíkových prostředků lze volit v rozmezí 6 až 30 mm. Při návrhu průměru kolíkového prvku se primárně vychází z intenzity zatížení působícího ve spoji a odklonu výslednice sil od směru vláken dřeva. Základním požadavkem je návrh kompaktního spoje, tedy detailu s nízkým počtem kolíkových elementů, uspořádaných v liniích ve směru vláken, a tudíž malou délkou spoje.

Délky kolíků obvykle korespondují s rozměry průřezu připojovaného dřevěného prutu. Z požárních, ale i estetických důvodů, lze použít ve spoji kolíky s menší délkou a do prostoru mezi lícem profilu a čelem kolíku osadit dřevěnou zátku, v případě zvýšení požární odolnosti spoje definované tloušťky. S ohledem na požadavky ochrany ocelových prvků proti korozi se spojovací prostředky používají pokovené, případně nerezové.

2.2.1.5 Vložený ocelový plech

Vložený ocelový plech zajišťuje spolu s kolíkovými prostředky přenos sil z připojovaného dřevěného prvku. Kolíkové spoje typu „dřevo – ocel“ mohou v uspořádání s vnitřním plechem obsahovat jeden nebo více plechů, vložených do zářezů v dřevěném profilu. Varianta s více vloženými plechy (obvykle 2 až 6) menší tloušťky se obvykle používá u typových řešení, např. dříve uvedených systémů GREIM nebo BSB. Jako kolíkové prostředky se zde užívají hřebíky průměru 3 až 4 mm (pro tloušťky plechů 1 až 1,75 mm) nebo samovrtné kolíky průměru 5 nebo 7 mm (pro 2 nebo 3 plechy tloušťky 5 mm). V těchto případech není nutné předem provádět předvrtání otvorů, které se provedou až průchodem kolíkového prostředku – takto provedený spoj vykazuje při zatížení minimální prokluz. Častější je varianta s jedním plechem s předem připravenými otvory pro kolíkové prvky. Užívá se jak u řady systémových řešení s aplikací kolíků, tak u individuálních návrhů spojů.

Vložený ocelový plech je ve spoji namáhán převážně tahovou nebo tlakovou silou a lokálně na otlacení otvorů v místech průchodu kolíkových prostředků. V souvislosti s dalšími silami působícími ve spoji může být namáhán též jednoosým ohybem (případně ohybem v obou rovinách) a výjimečně kroucením. Při ověření namáhání osovou silou rozhoduje jmenovitá plocha průřezu nebo plocha průřezu oslabená otvory pro kolíkové prostředky (posouzení na přetržení plechu). Je-li působící síla tlaková, pozice plechu ve výřezu dřevěného profilu (v kombinaci se sepnutím) spolehlivě zajišťuje jeho stabilitu.

Pro přenos působících sil je ze statického hlediska, u plechu vloženého v ose profilu, dostačující i relativně malá tloušťka plechu – s ohledem na možnost využití ocelí vysoké pevnosti od 2 mm. Důležitým faktorem, který je ovšem třeba respektovat, je reálná možnost namáhání plechu v rovině menší tuhosti – například vlivem nepřesné výroby, kdy zářezy pro plech v navazujících dřevěných prvcích nejsou v rovině nebo jsou s nadměrnou vůlí, anebo vznikem excentricit při montáži konstrukce. Napětí od přídavného ohybového momentu, působícího kolmo na rovinu plechu (tj. v rovině menší tuhosti), může,

v kombinaci s osovou silou, výrazně překročit návrhovou únosnost plechu a vyvolat jeho selhání.

Druhým významným činitelem je reálná proveditelnost výřezu v dřevěném prvku pro plech s požadovanými parametry – šířkou a hloubkou výřezu (dlabu). Výřez by měl být proveden v předepsané pozici (nejčastěji v ose dřevěného prvku), měl by být rovinný s konstantní šířkou – optimálně pro plechy běžných tloušťek (z montážních důvodů) – s mezerou 1 mm na každé straně plechu.

Výřezy lze nejlépe provádět na automatizovaných pracovištích. K provedení zářezu lze použít kotoučovou pilu, a to pro šířky výřezu od 6 mm s hloubkou do 400 mm, dále drážkovací pilu nebo frézu pro šířky výřezu od 8 mm a hloubky i nad 400 mm. Menší šířky výřezu lze provádět pomocí robotické kotoučové pily s šířkou výřezu od 4 mm a hloubkou přibližně 150 mm. V případě ručně vedeného nástroje je možné ke zhotovení výřezů použít pilu kotoučovou, pásovou nebo řetězovou, je třeba ovšem zvážit přesnost provedených úprav.

S přihlédnutím k výše uvedeným skutečnostem se volí tloušťka centrálně vloženého vnitřního ocelového plechu obvykle od 6 mm, tj. s šířkou výřezu od 8 mm. Jako materiál je v běžných případech vyhovující ocel obvyklé jakosti S235 nebo lépe S355; aplikace ocelí vyšších pevností nemá, z výše uvedených důvodů, většinou opodstatnění.

2.2.1.6 *Zesílení (vyztužení) spoje*

Základními součástmi analyzovaných spojů jsou dřevěný prutový prvek, vložený ocelový plech a ocelové kolíkové prostředky. Spoj je možné dále doplnit o další součásti, kterými lze – ve větší či menší míře – zlepšit některé z vlastností spoje, např. únosnost, tažnost, požární odolnost nebo jejich estetické řešení.

Pro zlepšení pevnostně – pružnostních parametrů kolíkových spojů lze navrhnout jejich zesílení (vyztužení). Úpravy spočívají v doplnění konstrukčního detailu o komponenty, které zvýší tažnost (resp. míru plasticity) nebo odolnost spoje proti jeho porušení. U kolíkových spojů je jednou z častých forem kolapsu rozštípnutí dřeva nebo skupinové porušení připojovaného dřevěného prvku, způsobené osazením vyššího počtu kolíkových prostředků v liniích ve směru vláken. Zesílení spoje lze realizovat celou řadou úprav:

- Doplněním příložek ve formě prken nebo fošen z rostlého dřeva nebo z deskových prvků z materiálů na bázi dřeva, připojených k povrchu základního prvku prostřednictvím hřebíků, vrutů, lepeného spoje nebo jejich kombinací;
- Osazením desek s prolisovanými trny na lícových (tj. pohledových) plochách dřevěného prvku, nebo, je-li to konstrukčně možné, na čele dřevěného prvku;
- Aplikací pevnostní tkaniny na bázi skelných nebo uhlíkových vláken, lepené (nejčastěji lepidly na epoxidové bázi) na povrchu základního prvku v místě kolíkového spoje;

- Vlepením závitových tyčí nebo osazením celozávitových vrutů (kolmo ke kolíkovým prostředkům) v oblastech s vysokou koncentrací tahových napětí kolmo k vláknům a bránícím rozštěpení dřevěného prvku;
- Osazením kovových prvků na povrchu, bránících otláčování dřeva kolíkovými elementy.

Při realizaci zesílení je třeba zohlednit trvanlivost provedení, zejména (ve venkovní expozici) zabránit možnosti vnikání vlhkosti do prostoru spoje, které by mohlo vést k následnému napadení dřeva hnilobou nebo plísní (Vaněrek, 2017).

Požární odolnost spojů s kolíkovými prostředky s vnitřním vloženým plechem je obecně příznivá, s ohledem na malý povrch ocelových částí vystavených ohni (boční hrany plechu a čela kolíků nebo konce svorníků s maticemi a podložkami). Zvýšení požární odolnosti lze docílit skrytím čel kolíků (resp. matic a podložek svorníků) za dřevěné zátky definované tloušťky. U kolíků nejsou nutné žádné dodatečné úpravy dřevěných částí (průměr zátky je totožný s průměrem kolíků), u svorníků je třeba předem provést dlab pro zapuštění podložky a matice. V obou případech jsou použity kolíkové prostředky zkrácené délky. Boční hrany vloženého plechu se zmenšenou šířkou lze překrýt těsníci pásky potřebné tloušťky.

Stejná opatření lze provést, pokud realizujeme úpravy spoje z hlediska estetického, kdy viditelné kovové prvky narušují vzhled dřevěných ploch. Použité dřevěné zátky mohou mít menší tloušťku, než je tomu v případě zátky osazené z požárních důvodů.

Zvýšení odolnosti spoje proti nepříznivému vlivu prostředí může být další z důvodů jeho zesílení. Je-li konstrukce ve venkovní expozici vystavena působení povětrnosti, dochází k nadměrnému vzniku a rozvoji trhlin, způsobeným objemovými a tvarovými změnami (bobtnáním a sesycháním) vlivem proměnné vlhkosti, navíc v kombinaci s náchylností k rozštípnutí prvku v oblasti spoje. Cílem prováděných úprav je zamezení vzniku a rozvoje trhlin a snížení rizika rozštípnutí dřeva. Opatření v podstatě kopírují výše uvedené zesílení spoje z důvodů statických.

Zesílení spojů je vhodné navrhovat v případech, kdy spoje nevykazují dostatečnou schopnost plastického přetvoření. Dále v případech dynamického namáhání spojů prutů (např. účinky dopravy nebo větru), v případech působení konstrukce ve vnějších podmínkách (pro snížení nepříznivého vlivu proměnné vlhkosti – bobtnání a sesychání) nebo v oblastech s významnou seismicitou (Kuklík, 2000).

2.2.2 Metody vyšetřování kolíkových spojů

Pro popis chování konstrukcí a jejich částí při zatížení lze využít řadu metod a postupů, k nejdůležitějším patří metody teoretické, analytické, numerické a experimentální.

2.2.2.1 Analytické metody vyšetřování kolíkových spojů

Evropský nosný a přetvárný model

Teoretické modely umožňují stanovit únosnost spoje s kolíkovými prostředky výpočtem, a to na základě materiálových vlastností jednotlivých částí spoje, geometrického

uspořádání, rozměrů a podmínek působení. Pro popis chování kolíkových spojů dřevěných prutových prvků s vnitřním ocelovým plechem lze využít analytické metody, které vycházejí z tzv. Evropského nosného a přetvárného modelu EYM (European Yield Model). Tento model tvoří základní bázi současných evropských normativních dokumentů pro navrhování dřevěných konstrukcí – EN 1995, ale například i německého standardu DIN 1052. Model je průběžně rozvíjen, zdokonalován a zpřesňován, a to zejména na základě výsledků probíhajících výzkumů v rámci vývoje evropských normativních dokumentů.

Teoretický základ EYM vychází z vědeckých prací K. W. Johansena v oblasti teorie dřevěných spojů (Johansen, 1949). Autor v nich podrobně popsal chování základních částí kolíkového spoje při zatížení. Sestavení vztahů bylo provedeno za předpokladu ideálního pružno-plastického chování dřeva a tuho-plastického chování ocelových kolíků. Touto idealizací došlo k výraznému zjednodušení analýzy; následný výzkum podložený provedenými experimenty navíc prokázal, že tato idealizace nemá prakticky žádný vliv na přesnost dosažených výsledků.

Základní teorie dřevěných spojů EYM uplatňuje zjednodušující podmínku, že nemůže nastat skupinová forma porušení, tj. jednotlivé kolíkové prostředky (průměru d) jsou vzájemně osazeny v dostatečných roztečích ve směru působící síly ($10d$). Vzdálenosti kolíkových prvků od okrajů (tj. kolmo na směr působící síly) a konců dřevěného prutu byly voleny tak, aby nenastalo rozštípnutí dřeva, tzn. $3d$ ve směru kolmo na vlákna a $7d$ u kolíků, (resp. $10d$ u svorníků) od konce ve směru vláken.

Podle teorie EYM je celková únosnost spoje omezena dosažením mezní únosnosti v otlacení stěny otvoru nejméně v jednom ze spojovaných konstrukčních dřevěných prvků nebo současným dosažením mezní únosnosti v otlacení stěny otvoru a mezní plastické únosnosti kolíku v ohybu. Teorie konzervativně neuvažuje s vlivem tření mezi základními dřevěnými prvky a kolíkovými prostředky ani s působením tahových sil v kolíku při jeho ohybu. Definované mechanismy porušení tedy bezprostředně závisí na geometrii spoje, rozměrech a, jak bylo uvedeno, na únosnosti dřeva v otlacení stěny otvoru a plastické únosnosti ocelového kolíku v ohybu (Brunnauer, 2017).

Rozbor působení spojů byl proveden pro základní uspořádání spojů, a to:

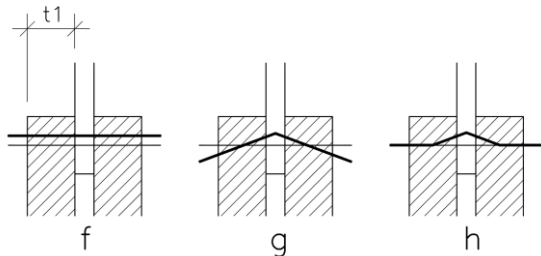
- Jednostřížný spoj „dřevo – dřevo“;
- Dvojstřížný spoj „dřevo – dřevo“;
- Jednostřížný spoj „dřevo – ocel“ pro tenký i tlustý ocelový plech;
- Dvojstřížný spoj „dřevo – ocel“ pro střední ocelový plech libovolné tloušťky a vnější plechy osazené v líci dřevěných prvků.

Obecně u všech výše uvedených typů uspořádání může nastat jeden ze tří mechanismů porušení:

- selhání typu 1 – dochází pouze k otlacení stěny otvoru dřevěného prvku (f);
- selhání typu 2 – dochází k součnému otlacení stěny otvoru dřevěného prvku a ke vzniku plastického kloubu v ocelovém kolíku (g);

- selhání typu 3 – dochází k současnému otláčení stěny otvoru dřevěného prvku a ke vzniku dvou plastických kloubů v ocelovém kolíku (h).

Jednotlivé mechanismy selhání jsou pro spoje se středním ocelovým plechem uvedeny na Obr. 2.11.



Obr. 2.11: Způsoby porušení spoje dřevo – ocel, vnitřní ocelová plech (ČSN EN 1995-1-1)

Otláčení stěny otvoru dřevěného prvku

Vtlačení ocelového kolíku do dřevěného prvku při zatížení vyvolává ve dřevu lokální namáhání působící radiálně na okraje otvoru. Lze je v každém bodě rozložit na namáhání ve směru vláken dřeva a namáhání dřeva kolmo k vláknům. Vznikají napětí podélná (tj. ve směru vláken dřeva) a tahová příčná (tj. kolmo na vlákna), jež mají tendenci dřevěný prvek rozštípnout. Pevnost v otláčení dřevěného prvku není materiálová charakteristika, jedná se o parametr systému. Závisí na hustotě dřeva ρ , průměru kolíku d , úhlu mezi výslednicí působícího zatížení a směrem vláken dřeva α a třením mezi kolíkem a dřevem (tj. druhem povrchu kolíkového prostředku).

Únosnost kolíkového prvku při ohybu

Únosnost závisí na průměru kolíku d a pevnosti materiálu f_u ze kterého je kolík zhotoven. Předpokládá se, že k plnému zplastizování (vzniku plastických kloubů) dojde, v závislosti na průměru kolíkového prvku, nejvýše při dosažení jeho ohnutí o 45° . Obvykle je ohnutí menší, pro průměry kolíků 8 až 16 mm se ohnutí pohybuje od 8° do 15° , což znamená, že nedochází k úplnému rozvoji plastického kloubu a k plnému dosažení jeho plastické únosnosti.

Podrobnější analýzou bylo prokázáno, že při deformaci ocelového kolíku (tj. selhání typu 2 a 3) v něm vzniká osová síla v důsledku tření mezi dřevem a kolíkovým prvkem, resp. v případě použití svorníku navíc síla od sepnutí spoje. Tato síla současně působí proti deformaci kolíku, a taktéž v jeho šikmé deformované části (vzhledem k původní ose) vyvolává vznik vnější síly rovnoběžné se směrem zatížení, která zvyšuje únosnost kolíkového prostředku. Tento jev umožnil zvýšit původní výsledky plastických únosností kolíkových prostředků při selhání typu 2 a 3. Původní průměrné zvýšení o 10 % je v EN 1995 zpřesněno na 5 % v případě porušení typu 2 a 15 % v případě porušení typu 3.

Poddajnost a plastické přetvoření kolíkového spoje

Poddajnost spoje s kolíky je dána otláčením dřeva a deformací kolíkových spojovacích prostředků. U staticky určitých konstrukcí poddajnost přípojů prutů vyvolává přídavné přetvoření konstrukce, které je třeba zohlednit při ověření mezních stavů použitelnosti. U

staticky neurčitých konstrukcí poddajnost spojů ovlivňuje nejen přetvoření konstrukce, ale též přerozdělení vnitřních sil, které je třeba uvážit při ověření mezních stavů únosnosti i použitelnosti. Návrh konstrukčních prvků a jejich přípojů je tudíž nutné provádět v součinnosti. Při zpracování analýzy konstrukce je třeba odlišit průhyby způsobené poddajností spojů, tj. vymezením kolíkových prvků v provedených otvorech a průhyby vyvolané poddajností spoje – deformacemi jeho součástí při zatížení.

U teoretických modelů se vychází z předpokladu, že nedochází ke křehkému porušení dřevěných prvků v místě spoje. Někdy ovšem může dojít ke křehkému porušení dřeva, než nastane selhání nejvíce namáhaného kolíkového prvku otláčením stěny otvoru nebo otláčením stěny otvoru se současným dosažením plastické únosnosti kolíkového prvku. Omezení vzniku křehkého porušení je podmíněno dostatečnou mírou duktility spoje, která je příznivě ovlivněna vyšší štíhlostí kolíkových prvků.

Dřevo je při většině způsobů namáhání charakteristické svým křehkým chováním. Křehkému porušení nemusí předcházet žádné výraznější deformace; může nastat náhle, což je u přípojů prvků nosných stavebních konstrukcí stav nežádoucí. Vhodnou možností, jak zajistit dostatečnou schopnost plastického přetvoření dřevěné konstrukce před kolapsem, je návrh spojů s dostatečnou duktilitou, kde nejprve nastávají velké plastické deformace a až následně dochází k jeho porušení. Toto chování umožňuje, aby vlivem plastických deformací nastalo přerozdělení vnitřních sil mezi jednotlivými kolíkovými prvky (viz dále). Jedná se tedy o chování spoje, kterého chceme dosáhnout. Z hlediska teorie kolíkových spojů se jedná o selhání typu 2 a 3. U neduktilního spoje dochází k porušení již v lineární oblasti. Spoj má malou deformační kapacitu a jeho chování při zatížení neumožňuje přerozdělení vnitřních sil a rovněž hrozí rozštípnutí dřeva. Z hlediska teorie kolíkových spojů se jedná o selhání typu 1. Při shodném uspořádání se spojem duktilním tak vykazuje nižší faktickou únosnost. Platí, že selhání kolíkového spoje typu 1 koresponduje s hodnotou duktility spoje $D_s \leq 3$; selhání typu 2 odpovídá podmínce duktility $3 < D_s \leq 6$ a selhání typu 3 platí pro duktilitu spoje $6 < D_s$.

Pro zamezení křehkého lomu a rozštěpení dřeva lze nízkou duktilitu spoje zlepšit (tj. zvýšit) provedením zesílení. Jelikož je dostatečná duktilita spoje prioritní v případě dřevěných konstrukcí vystavených dynamickému nebo seismickému zatížení, je zesílení spoje významné i u těchto návrhových situací; zesílení navíc brání vzniku trhlin od objemových změn dřeva (bobtnání a sesychání) způsobených proměnnou vlhkostí, zejména u konstrukcí ve venkovní expozici.

Duktilita je velmi významný atribut chování spoje. Dostatečná duktilita je i jedním z výchozích předpokladů teorie kolíkových spojů. V současných normativních dokumentech není požadovaná míra duktility spoje nijak kvantifikována.

U dlouhých spojů, tj. s vyšším počtem kolíkových prvků za sebou ve směru namáhání dřevěného prutu, dochází k nerovnoměrnému rozdělení zatížení mezi těmito prvky. Největší část zatížení převezmou kolíky na krajích spoje, nejmenší naopak prvky uprostřed.

U spojů, kde jednotlivé kolíky vykazují dostatečnou duktilitu, dochází v okamžiku plastického přetvoření nejvíce namáhaných prvků v krajních řadách k přerozdělení zatížení na méně zatížené a namáhané kolíkové prvky ve středních řadách. Tento proces se opakuje až do okamžiku dosažení plastické mezní únosnosti u všech kolíkových prvků. Vede k eliminaci špiček napětí a k dosažení vyšší únosnosti spoje.

U spojů, kde kolíkové prvky nevykazují dostatečnou duktilitu, k přerozdělení zatížení nedochází – nelze využít příznivý vliv jejich plastických přetvoření na mezní únosnost a může nastat křehké porušení dřevěného prutu.

V případě vyššího počtu řad kolíkových prostředků je nutné, pokud není zajištěna dostatečná duktilita kolíkových prvků pro přerozdělení sil, provést redukci únosnosti.

Kromě selhání jednotlivých prvků kolíkového spoje je třeba uvážit i vliv uspořádání kolíkových prvků v liniích ve směru vláken na riziko porušení spoje jako celku, resp. rozštípnutí dřeva. V případě dostatečných vzájemných rozestupů kolíkových prostředků ($10d$ a více) k zásadnímu ovlivnění globálního porušení spoje nedochází. Celková únosnost kolíkového spoje s uvážením selhání typu 1, 2 nebo 3 se stanoví z návrhové únosnosti pro jeden stříh jednoho kolíkového prvku a počtu kolíků n (d je průměr kolíku).

Pokud jsou kolíkové prvky v liniích ve směru vláken osazeny v menších vzdálenostech než $10d$, může dojít k vzájemnému ovlivnění a zvýšení rizika globálního porušení spoje – rozštípnutí dřeva. Celková únosnost spoje může být nižší, než je součet únosností jednotlivých spojovacích prostředků. Riziko globálního porušení spoje vzrůstá se zmenšující se vzdáleností mezi kolíkovými prostředky. Možnost rozštípnutí dřeva se ve smyslu normativních dokumentů zohledňuje zavedením účinného počtu spojovacích prostředků v linii rovnoběžné s vlákny n_{ef} namísto jejich skutečného počtu n .

Kolíkové spoje s vnitřním ocelovým plechem je dále třeba ověřit na možnost vzniku skupinového porušení, tzn. na účinky blokového a zátkového smyku. U této formy porušení dochází k porušení dřeva tahem (v čelní části bloku kolíkových prvků, kde je zřejmá nejmenší oslabená plocha průřezu, odolávající tahové síle) a současně i smykem (na bočních částech bloku kolíkových prvků, kde je nejmenší účinná smyková plocha, odolávající smykovému namáhání). S přihlédnutím ke křehkému chování dřeva dojde k vytržení celého bloku kolíkových prvků. Skupinové formy porušení jsou zásadním způsobem ovlivněny vzájemnými vzdálenostmi otvorů pro kolíkové prvky v příčném i podélném směru. Riziko skupinového porušení spoje vzrůstá se zmenšující se vzdáleností mezi otvory pro kolíkové prostředky.

2.2.2.2 Experimentální metody

Zatěžovací zkoušky

Experimentální měření – laboratorní zatěžovací zkoušky zkušebních těles – představuje nejvýstižnější způsob popisu chování konstrukčních detailů při zatížení. Pouze zatěžovacími zkouškami lze získat zaručené komplexní poznatky o působení spoje při jakémkoliv režimu zatížení i uspořádání spoje z hlediska použitých materiálů, geometrie a provedení (Solarino, 2017; Latva-Somppi, 1998).

Dřevo je přírodní materiál s nehomogenní strukturou, je anizotropické vzhledem k buněčným vláknům, hygroskopické a obsahuje přirozené růstové vady. Mechanické vlastnosti dřeva významně závisí na druhu dřeviny, jakostní třídě, hustotě, vlhkosti, přítomnosti vad dřeva (zejména suků, trhlin, nepravidelné struktury, točivosti apod.) a – zejména – způsobu a směru jeho namáhání. Specifickým problémem experimentálního měření je tudíž u prvků ze dřeva značný rozptyl mechanických vlastností, které ještě mohou být navíc dále výrazně ovlivněny nahodile se vyskytujícími (přirozenými) lokálními vadami dřeva.

Pro objektivní hodnocení chování konstrukčních detailů dřevěných prvků je tudíž nezbytné realizovat dostatečně velký počet experimentů a tím v co největší míře eliminovat vliv jednotlivých nepříznivých faktorů na chování detailu.

Zatížení zkušebních těles lze simulovat jako statické (s plynulým nárůstem intenzity až do porušení), statické opakované (s definovaným tvarem, intenzitou a rychlostí zatížení a odtížení) nebo dynamické (se zadanou frekvencí a rozkmitem). Způsob a přesnost vnášení zatížení do zkušebních těles je závislý na konstrukci (tj. uspořádání a tuhosti) přípravků, které tvoří článek mezi zkušebním tělesem a zařízením, vyvolujícím zatížení. Lze tak objektivněji simulovat požadované okrajové podmínky – od „ideálního“ kloubu až po vetknutí.

Uspořádání experimentů je třeba primárně navrhnout podle možností zkušebního zařízení s ohledem na uvažované rozměry zkušebních těles, jejich uchycení ve zkušebním zařízení a způsob a formu zatěžování.

Zkušební tělesa jsou připojena ke zkušebnímu zařízení pomocí přípravků, většinou individuálně navržených podle konkrétních podmínek experimentů. Přípravky tvoří mezičlánek mezi zkušebním tělesem s analyzovaným spojem a zařízením, kterým se vnáší zatížení do spoje. Návrh přípravků patří mezi nejdůležitější části přípravy experimentu, neboť zajišťuje splnění „okrajových podmínek“ zkoušky, tedy způsob podepření tělesa s hodnoceným spojem a směr vnášení zatížení do tohoto spoje s možnými (žádoucími nebo nežádoucími) imperfekcemi. Přípravky bývají zhotoveny z robustních ocelových prvků, a musí vykazovat, včetně vnitřních spojů, vysokou tuhost a současně malou poddajnost, aby nedocházelo k nepříznivým ovlivněním pozice zkušebního tělesa, způsobu zatěžování ani zaznamenávání deformací. Měření deformací a přetvoření dílčích částí spoje se provádí pomocí úchylkoměrů. Je důležité uspořádat měřící místa tak, aby byly získány skutečné deformace částí spoje bez vlivu deformací přípravků nebo celého zařízení.

Zatěžovací zkoušky zkušebních těles se provádějí na speciálních laboratorních zkušebních zařízeních, vybavených měřicí a řídicí elektronikou. Zatěžování zkušebních těles je obvykle vyvozováno elektrohydraulickými válci nebo elektromechanicky. Součástí měřících zařízení jsou tenzometrické siloměry a snímače polohy příčnicku. K měření relativních posunů se využívají indukční snímače dráhy. Zpracování dat, získaných při experimentálním měření, se provádí pomocí speciálního softwaru ke zkušebnímu zařízení.

Průběh zatěžování je třeba provádět v souladu s normativními dokumenty, které pro konkrétní typ prováděných zkoušek předepisují postup zatěžování. Pro zkoušky kolíkových spojů dřevěných prvků je proces předepsán v ČSN EN 26891. Rychlost zatěžování je konstantní, volí se v mm/min nebo kN/min tak, aby celková doba zkoušky byla 10 až 15 minut.

O výsledcích měření se vyhotovují měřicí zkušební protokoly a během měření se obvykle pořizuje fotodokumentace.

Pro popis skutečného chování konstrukcí a konstrukčních prvků při zatížení lze využít i řadu dalších alternativních metod a postupů, které umožňují stanovit vybrané faktory chování nepřímo prostřednictvím jiných měřitelných parametrů. Mezi moderní metody z této skupiny lze zařadit metodu DIC (Digital Image Correlation).

Metoda korelace digitálního obrazu

Metoda korelace digitálního obrazu Digital Image Correlation, známá jako DIC, je bezkontaktní optickou metodou, využívající informaci obsaženou v digitálním snímku pro přesné určení pohybu sledovaného bodu v ploše nebo prostoru. Pomocí těchto dat je pak možné vyhodnotit výchylky, přetvoření a deformace v různých částech obrazu. Díky této schopnosti metoda DIC, oproti konvenčním metodám měření deformací, značně zvyšuje informační „výťažnost“ jednotlivých experimentů. Právě z těchto důvodů si našla své uplatnění nejen v oblasti vědy a výzkumu, ale také například v laboratořích kontroly kvality napříč průmyslovými odvětvími.

Princip metody DIC, tedy použití korelace jako metody pro určení posuvů, je znám přibližně od počátku 70. let minulého století, avšak až rozvoj informační techniky, tedy rapidní nárůst výpočetního výkonu dostupných osobních počítačů s vysokofrekvenčními sběrnicemi a nové digitální kamery, se staly faktory, které umožnily nasadit DIC v praxi na úrovni, s jakou se s nimi setkáváme dnes.

Metoda DIC je založena na porovnávání rozdílů mezi po sobě následujícími snímky obrazové sekvence. První snímek je brán jako reference, ve které je zvolen jeden nebo více bodů, u kterých je požadováno provést vyhodnocení posunutí. Okolo každého z bodů je vytvořeno malé korelační okolí (typicky 31x31 px), kdy sledovaný bod je usazen ve středu tohoto pole pixelů. Následně je vyčtena hodnota šedé pro každý pixel této oblasti, čímž vznikne čtvercová matice o velikosti 31x31 polí s hodnotami 0-255 pro digitální snímky s 8bit hloubkou. Čtvercový tvar matice je typický, ne však nutný.

Takto získaná matice hodnot je poté vyhledávána v následujícím snímku sekvence pomocí korelace, kde je detekována největší shoda. Vyhodnocení nové pozice bodu je složeno ze dvou kroků. V prvním dochází k vyhledání translačního pohybu v blízkém okolí původní pozice bodu. Po nalezení shody pro získanou matici hodnot je získána nová pozice bodu s přesností na jednotku pixelu, což by pro výzkumné ani průmyslové aplikace nebylo dostatečné rozlišení. Proto následuje druhý krok korelace, tedy sub-pixelová optimalizace. Jedná se o zapojení interpolace pomocí polynomů vyšších řádů pro dooptimalizování nové pozice bodu, která dosahuje podle druhu použitého polynomu (lineární, kvadratická, kubická, B-Spline apod.) přesnost pod hodnotou 0,01 pixelu.

Pro každý bod je možné sledovat, při předpokladu použití kartézského souřadného systému souřadnic, až šest stupňů volnosti, kterými jsou: posun x , posun y , měřítko x , měřítko y , smyk a rotace.

Při využití hodnot ze dvou bodů je však již možné určit hodnotu protažení či naklonění zkoumaného objektu. Avšak – jak bylo již uvedeno – metoda DIC zvyšuje informační hodnotu pomocí možnosti vyhodnocení stovek až tisíců bodů v jednom záznamu. Tyto body lze použít jako uzly pro vytvoření výpočetní trojúhelníkové sítě, stejně jako je tomu u metody konečných prvků. Pomocí sítě lze vykreslit hodnoty výchylek, které poskytnou data pro výpočet přetvoření na povrchu zkoumaného objektu.

Pro výpočet přetvoření v prostoru (3D DIC) se využívá tensor přetvoření uvedený níže včetně jeho zjednodušení pro výpočet přetvoření v rovině (2D DIC):

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_{zz} \end{bmatrix} \rightarrow \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} \end{bmatrix} \quad (2.1)$$

Na diagonále matice tensoru leží složky přetvoření v jednotlivých osách kartézského souřadného systému. Mimo diagonálu pak leží smyková přetvoření. Po výpočtu směrových tensorů lze využít níže uvedených vztahů pro výpočet hlavních přetvoření a zobrazit jejich směry.

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{1}{2} \cdot (\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy}) + \sqrt{\frac{1}{4} \cdot (\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})^2 + \varepsilon_{xy}^2} \\ \varepsilon_2 &= \frac{1}{2} \cdot (\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy}) - \sqrt{\frac{1}{4} \cdot (\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy})^2 + \varepsilon_{xy}^2} \end{aligned} \quad (2.2)$$

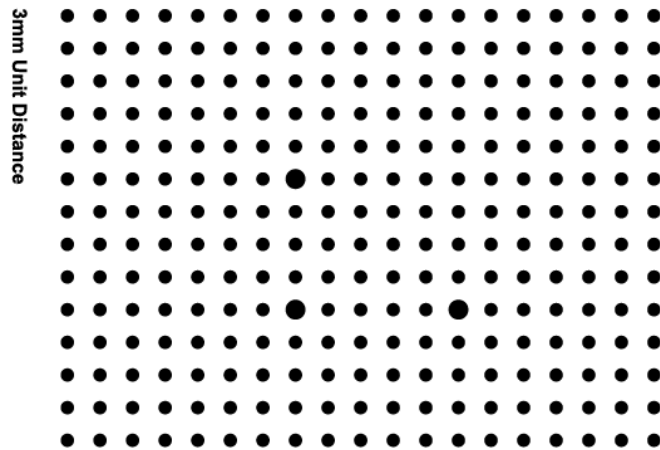
Stejně jako děje na povrchu, lze popsat též vzájemné změny polohy mezi dvěma objekty. Dle typu zkoušky jde zvolit, zda bude měření probíhat v rovině či v prostoru. Typickou rovinnou (tedy 2D) aplikací jsou materiálové zkoušky. Typicky jednoosé, víceosé tahové, tlakové, ohybové a stříhové. Nasazení DIC je však možné také na konstrukčních celcích, jakými jsou ocelové konstrukce nebo mosty. Na rovinné testy stačí použití pouze jedné kamery. V případech, kde se očekává prostorová výchylka či deformace, je potřeba využít 3D DIC systém, který je tvořen minimálně dvěma kamerami, zachycujícími děj ze dvou různých úhlů čímž jsou schopny tento pohyb zachytit a popsat.

Systémy DIC, ať už se jedná o 2D nebo 3D, je potřeba před měřením kalibrovat. K té se využívá desek, na kterých je vhodný kalibrační obrazec. Obvykle se jedná o matici pravidelně rozmístěných teček, mající mezi sebou známý rozestup (Obr. 2.12).

Pro jednokamerový systém kalibrace zajistí tři informace. Jednou je rotace měřené roviny v prostoru, díky které je možné potlačit efekt perspektivy a lze měřit v rovinách, které nejsou naprosto rovnoběžné s rovinou snímače digitální kamery. Druhým údajem je poměr mezi velikostí pixelu a zvolenou fyzikální jednotkou. Pomocí třetí informace systém

z kalibrační desky zajistí kompenzaci optických distorzí optických členů objektivu. Nejčastějším zkreslením používaných objektivů je soudkovitost, která by bez kompenzace způsobila v okrajových oblastech snímku značné odchylky měření.

Pro 3D sestavy kalibrace navíc poskytne informaci o vzájemné poloze a natočení kamer. Tak lze dále pomocí triangulace určit sledované body v prostoru.



Obr. 2.12: Obrázek pro kalibraci DIC systému (Sobriety s.r.o.)

DIC jako optická metoda pracuje s informací získanou na povrchu sledovaného objektu. Nosičem této informace jsou unikátní kontrastní prvky. Ty lze rozdělit na přirozené a umělé. Vyspělejší 2D DIC systémy dokáží pracovat ve většině případů s přirozeným povrchem objektu. Nejčastěji se jedná o strukturu materiálu vykazující přirozeně kontrast, jak to lze pozorovat u kovů, kompozitu, dřeva, betonů či textilií. Zřídka lze využít přirozeného povrchu i pro 3D měření, jedná se však spíše o výjimky. V případě, kdy povrch objektu nevykazuje dostatečný kontrast pro úspěšnou korelaci, je zapotřebí využít některou z metod nanášení umělých kontrastních prvků. Pro bodové měření se nejčastěji využívá permanentních značkovačů, které se deformují společně s povrchem objektu. V případě měření pomocí sítě bodů je nutné opatřit celou zkoumanou oblast těmito kontrastními elementy. Nejrozšířenější metodou je aplikace pomocí barvy ve spreji, kdy je nejdříve nanášena matná základní barva (nejčastěji bílá), aby sjednotila povrch. To je důležité především pro 3D systémy, kde musí dojít ke korelaci, tedy nalezení shody mezi snímky z jednotlivých kamer. Jednotné pozadí sníží, až eliminuje možnost vzniku světelných odrazů, které by byly viditelné pouze v jedné kameře, což by znemožnilo sledování bodů v místě odlesků. Následně jsou pomocí dostatečně kontrastní barvy vytvořeny fleky v oblasti zájmu.

2.2.3 Ověření spojů s kolíky podle normativních dokumentů

Teoretickým základem návrhových postupů kolíkových spojů, definovaných v současných normativních dokumentech pro navrhování dřevěných konstrukcí ČSN EN 1995-1-1, je Evropský nosný a přetvárný model (EYM).

K návrhu/ověření kolíkového spoje na účinky působícího zatížení je třeba přistoupit komplexně, tzn. vyhodnotit stav napjatosti u všech dílčích částí spoje.

Únosnost kolíkových prvků:

Pro jednotlivé druhy základních uspořádání kolíkových spojů a typy kolíkových prostředků jsou definovány únosnosti, odpovídající možným formám selhání spoje. Pro spoj s kolíky „dřevo – ocel“ s ocelovou deskou libovolné tloušťky jako středním prvkem platí (viz část 2.2.2.1 Analytické metody vyšetřování kolíkových spojů):

Charakteristická únosnost při selhání typu 1 (tj. porušení „f“):

$$F_{v,Rk,f} = f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \quad (2.3)$$

Charakteristická únosnost při selhání typu 2 (tj. porušení „g“):

$$F_{v,Rk,g} = f_{h,1,k} \cdot t_1 \cdot d \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{4 \cdot M_{y,Rk}}{f_{h,1,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] \quad (2.4)$$

Charakteristická únosnost při selhání typu 3 (tj. porušení „h“):

$$F_{v,Rk,h} = 2,3 \cdot \sqrt{M_{y,Rk} \cdot f_{h,1,k} \cdot d} \quad (2.5)$$

kde:

$F_{v,Rk}$ je charakteristická únosnost pro jeden stříh jednoho kolíku;

$f_{h,k}$ je charakteristická pevnost v otláčení dřevěného prvku pro úhel α k vláknům:

$$f_{h,\alpha,k} = \frac{f_{h,0,k}}{k_{90} \cdot \sin^2 \alpha + \cos^2 \alpha} \quad (2.6)$$

$f_{h,0,k}$ je charakteristická pevnost dřeva v otláčení rovnoběžně s vlákny:

$$f_{h,0,k} = 0,082 \cdot (1 - 0,01 \cdot d) \cdot \rho_k \quad (2.7)$$

ρ_k je charakteristická hustota dřeva;

k_{90} je součinitel, pro jehličnaté dřeviny:

$$k_{90} = 1,35 + 0,015 \cdot d \quad (2.8)$$

α je úhel mezi výslednicí zatížení a vlákny dřevěného prvku;

t_1 je menší tloušťka krajního prvku nebo hloubka vniku kolíku;

d je průměr kolíku;

$M_{y,Rk}$ je charakteristická hodnota plastického momentu únosnosti kolíku:

$$M_{y,Rk} = 0,3 \cdot f_{u,k} \cdot d^{2,6} \quad (2.9)$$

$f_{u,k}$ je charakteristická pevnost materiálu kolíku v tahu.

Návrhová únosnost pro jeden stříh jednoho kolíku:

$$F_{v,Rd,1} = k_{mod} \cdot \frac{\min \{F_{v,Rk,f}; F_{v,Rk,g}; F_{v,Rk,h}\}}{\gamma_M} \quad (2.10)$$

kde:

- $F_{v,Rd,1}$ je návrhová pevnost pro jeden stříh jednoho kolíkového prvku;
 k_{mod} je modifikační součinitel pevnosti (dle ČSN EN 1995-1-1, Tab. 3.1);
 γ_M je dílčí součinitel spolehlivosti; $\gamma_M = 1,3$.

Celková návrhová únosnost kolíkového spoje s uvážením selhání typu 1, 2 nebo 3 se stanoví z návrhové únosnosti pro jeden stříh jednoho kolíkového prvku $F_{v,Rd,1}$ a počtu kolíků n . Pokud jsou kolíky uspořádány v liniích ve směru vláken dřevěného prvku, je třeba uvážit možnost rizika rozštípnutí dřeva v těchto liniích, tzn. celková únosnost spoje může být nižší, než je součet únosností jednotlivých spojovacích prostředků. Možnost rozštípnutí dřeva se zohledňuje zavedením účinného počtu spojovacích prostředků v linii rovnoběžné s vlákny n_{ef} namísto jejich skutečného počtu n :

$$n_{ef} = \min \left\{ \begin{array}{l} n \\ n^{0,9} \cdot \sqrt[4]{\frac{a_1}{13 \cdot d}} \end{array} \right. \quad (2.11)$$

kde:

- n_{ef} je účinný počet spojovacích prostředků v řadě (pro spoje s kolíky);
 n je celkový počet spojovacích prostředků – kolíků v řadě;
 d je průměr kolíku;
 a_1 je rozteč mezi kolíky ve směru vláken dřeva.

Pokud jsou navržena opatření, která eliminují možnost rozštípnutí dřeva, účinný počet spojovacích prostředků se nezavádí, resp. platí: $n_{ef} = n$.

Celková návrhová únosnost dvojitřizného spoje s vnitřním ocelovým plechem a kolíky jako spojovacími prostředky:

$$F_{v,Rd} = 2 \cdot r \cdot n_{ef} \cdot F_{v,Rd,1} \quad (2.12)$$

kde:

- r je počet řad s kolíkovými prostředky.

Výše uvedené vztahy platí v případě použití hladkých kolíků, kdy účinky spínací síly F_{ox} jsou nulové.

Únosnost při skupinovém porušení spoje:

Kolíkové spoje s vnitřním ocelovým plechem je třeba ověřit na možnost vzniku skupinového porušení, tzn. na účinky blokového a zátkového smyku.

Charakteristická únosnost kolíkového spoje při porušení blokovým nebo zátkovým smykem:

$$F_{bs,Rk} = \max \left\{ \begin{array}{l} 1,5 \cdot A_{net,t} \cdot f_{t,0,k} \\ 0,7 \cdot A_{net,v} \cdot f_{v,k} \end{array} \right. \quad (2.13)$$

kde:

$A_{net,t}$ je čistá průřezová plocha kolmo k vláknům:

$$A_{net,t} = L_{net,t} \cdot t_1 \quad (2.14)$$

t_1 je tloušťka dřevěného prvku nebo hloubka vniku kolíku;

$L_{net,t}$ je čistá šířka průřezu kolmo k vláknům:

$$L_{net,t} = \sum_i l_{t,i} \quad (2.15)$$

$l_{t,i}$ je čistá vzdálenost mezi kolíky kolmo k vláknům v krajní řadě;

$f_{t,0,k}$ je charakteristická pevnost dřeva v tahu;

$A_{net,v}$ je čistá smyková plocha rovnoběžná se směrem vláken:

Pro případ selhání „f“:

$$A_{net,v} = L_{net,v} \cdot t_1 \quad (2.16)$$

Pro případ selhání „g“; „h“:

$$A_{netv} = \frac{L_{net,v}}{2} \cdot (L_{net,t} + 2 \cdot t_{ef}) \quad (2.17)$$

$L_{net,v}$ je celková čistá délka plochy smykového lomu:

$$L_{net,v} = \sum_i l_{v,i} \quad (2.18)$$

$l_{v,i}$ je čistá vzdálenost mezi kolíky ve směru vláken v krajních řadách;

$f_{v,k}$ je charakteristická pevnost dřeva ve smyku;

$t_{ef,h}$ je účinná výška při porušení kolíkového prvku „h“ (selhání typu 3):

$$t_{ef,h} = 2 \cdot \sqrt{\frac{M_{y,Rk}}{f_{h,k} \cdot d}} \quad (2.19)$$

$M_{y,Rk}$ je charakteristická hodnota plastického momentu únosnosti kolíku;

d je průměr kolíku;

$f_{h,k}$ je charakteristická pevnost dřeva v otažení;

$t_{ef,g}$ je účinná výška při porušení kolíkového prvku „g“ (selhání typu 2):

$$t_{ef,g} = t_1 \cdot \left[\sqrt{2 + \frac{M_{y,Rk}}{f_{h,k} \cdot d \cdot t_1^2}} - 1 \right] \quad (2.20)$$

Návrhová únosnost spoje při porušení blokovým nebo zátkovým smykem:

$$F_{bs,Rd} = k_{mod} \cdot \frac{F_{bs,Rk}}{\gamma_M} \quad (2.21)$$

kde:

- $F_{bs,Rd}$ je návrhová pevnost spoje při porušení blokovým nebo zátkovým smykem;
 k_{mod} je modifikační součinitel pevnosti (dle ČSN EN 1995-1-1, Tab. 3.1);
 $F_{bs,Rk}$ je charakteristická pevnost spoje při porušení blokovým nebo zátkovým smykem;
 γ_M je dílčí součinitel spolehlivosti; $\gamma_M = 1,3$.

Ověření základního dřevěného prvku v místě spoje:

Základní dřevěný prvek je v místě spoje oslaben předem provedenými otvory pro kolíkové prostředky a výřezem pro vložený ocelový styčnickový plech.

Lokální ověření dřeva na otláčení otvorů v místech kolíkových prvků je součástí ověření kolíkového spoje (viz část 2.2.2.1 Analytické metody vyšetřování kolíkových spojů).

V případě namáhání prvku pouze tlakovou silou se provádí ověření na tlak ve směru vláken, zohledňuje se oslabení výřezem pro plech a případné nevyplněné otvory pro kolíky:

$$\sigma_{c,0,d} = \frac{N_{c,d}}{A_{net}} \leq f_{c,0,d} = k_{mod} \cdot \frac{f_{c,0,k}}{\gamma_M} \quad (2.22)$$

kde:

- $\sigma_{c,0,d}$ je návrhové napětí v tlaku ve směru vláken;
 $N_{c,d}$ je návrhová osová tlaková síla;
 A_{net} je oslabená plocha průřezu;
 $f_{c,0,d}$ je návrhová pevnost dřeva v tlaku ve směru vláken;
 $f_{c,0,k}$ je charakteristická pevnost dřeva v tlaku ve směru vláken;
 k_{mod} je modifikační součinitel pevnosti (dle ČSN EN 1995-1-1, Tab. 3.1);
 γ_M je dílčí součinitel spolehlivosti; $\gamma_M = 1,3$.

Je-li působící síla tahová, provádí se ověření na tah ve směru vláken, zohledňují se oslabení výřezem pro plech i otvory pro spojovací prostředky:

$$\sigma_{t,0,d} = \frac{N_{t,d}}{A_{net}} \leq f_{t,0,d} = k_{mod} \cdot \frac{f_{t,0,k}}{\gamma_M} \quad (2.23)$$

kde:

- $\sigma_{t,0,d}$ je návrhové napětí v tahu ve směru vláken;
 $N_{t,d}$ je návrhová osová tahová síla;
 A_{net} je oslabená plocha průřezu;
 $f_{t,0,d}$ je návrhová pevnost dřeva v tahu ve směru vláken;
 $f_{t,0,k}$ je charakteristická pevnost dřeva v tahu ve směru vláken;
 k_{mod} je modifikační součinitel pevnosti (dle ČSN EN 1995-1-1, Tab. 3.1);
 γ_M je dílčí součinitel spolehlivosti; $\gamma_M = 1,3$.

Pokud jsou v místě spoje navržena opatření pro přenos příčně působících sil (tj. kolmo k vláknům dřeva) kontaktem, je třeba dále posoudit základní dřevěný prvek i na tento způsob namáhání:

$$\sigma_{c,90,d} = \frac{V_{z,d}}{A_{eff}} \leq k_{c,90} \cdot f_{c,90,d} = k_{mod} \cdot k_{c,90} \cdot \frac{f_{c,90,k}}{\gamma_M} \quad (2.24)$$

kde:

- $\sigma_{c,90,d}$ je návrhové napětí v tlaku kolmo k vláknům v dotykové ploše;
- $V_{z,d}$ je návrhová příčná síla, přenášená kontaktem;
- A_{eff} je účinná plocha roznesení;
- $k_{c,90}$ je součinitel zohledňující uspořádání zatížení, možnosti rozštěpení a stupeň deformace v tlaku:
- $f_{c,90,d}$ je návrhová pevnost dřeva v tlaku kolmo k vláknům;
- $f_{c,90,k}$ je charakteristická pevnost dřeva v tlaku kolmo k vláknům;
- k_{mod} je modifikační součinitel pevnosti (dle ČSN EN 1995-1-1, Tab. 2.1);
- γ_M je dílčí součinitel spolehlivosti; $\gamma_M = 1,3$.

Ověření vloženého ocelového styčnickového plechu:

Vložený ocelový plech je třeba posoudit na účinky zatížení osovou silou a na otláčení v místech kolíkových prvků. Posouzení se provádí v souladu s pravidly ČSN EN 1993-1-1 (namáhání osovou silou) a ČSN EN 1993-1-8, kap. 3 (namáhání na otláčení).

V případě namáhání prvku pouze tlakovou silou se provádí ověření na tlak, zohledňuje se oslabení otvory pro kolíkové prvky, pokud tyto nejsou osazeny. Možnost ztráty stability ocelového plechu se v místě spoje neuvažuje, vložení plechu ve výřezu dřevěného průřezu v kombinaci se sepnutím možnost vzpěru eliminuje.

Posouzení při namáhání plechu tlakovou silou:

$$\frac{N_{c,Ed}}{N_{c,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.25)$$

kde:

- $N_{c,Ed}$ je návrhová osová tlaková síla ve spoji;
- $N_{c,Rd}$ je návrhová únosnost průřezu vloženého plechu v prostém tlaku:

$$N_{c,Rd} = \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad (2.26)$$

- A je plocha průřezu vloženého plechu;
- f_y je mez kluzu;
- γ_{M0} je dílčí součinitel spolehlivosti materiálu; $\gamma_{M0} = 1,0$.

Je-li působící síla tahová, provádí se ověření na tah a zohledňuje se oslabení otvory pro kolíky. Posouzení při namáhání vloženého plechu tahovou silou:

$$\frac{N_{t,Ed}}{N_{t,Rd}} \leq 1,0 \quad (2.27)$$

kde:

$N_{t,Ed}$ je návrhová osová tahová síla ve spoji;

$N_{t,Rd}$ je návrhová únosnost oslabeného průřezu vloženého plechu v tahu; uvažuje se menší z hodnot:

Návrhová plastická únosnost neoslabeného průřezu vloženého plechu v tahu:

$$N_{pl,Rd} = \frac{A \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \quad (2.28)$$

Návrhová únosnost průřezu vloženého plechu oslabeného dírami pro spojovací prostředky v tahu:

$$N_{u,Rd} = \frac{0,9 \cdot A_{nef} \cdot f_u}{\gamma_{M2}} \quad (2.29)$$

$N_{pl,Rd}$ je návrhová plastická únosnost neoslabeného průřezu;

A je plocha průřezu vloženého plechu;

f_y je mez kluzu;

γ_{M0} je dílčí součinitel spolehlivosti materiálu; $\gamma_{M0} = 1,0$;

$N_{u,Rd}$ je návrhová únosnost průřezu oslabeného dírami pro spojovací prostředky;

A_{nef} je oslabená plocha průřezu plechu;

f_u je mez pevnosti;

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

Ověření na otláčení od kolíkových prostředků:

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}} \quad (2.30)$$

kde:

$F_{b,Rd}$ je návrhová únosnost plechu v otláčení;

k_1 je součinitel:

Pro kolíky (šrouby) u kraje:

$$k_1 = 2,8 \cdot \frac{e_2}{d_0} - 1,7 \leq 2,5 \quad (2.31)$$

Pro vnitřní kolíky (šrouby):

$$k_1 = 1,4 \cdot \frac{p_2}{d_0} - 1,7 \leq 2,5 \quad (2.32)$$

α_b je součinitel:

Pro kolíky (šrouby) na konci:

$$\alpha_b = \frac{e_1}{3 \cdot d_0} \leq \frac{f_{ub}}{f_u} \leq 1,0 \quad (2.33)$$

Pro vnitřní kolíky (šrouby):

$$\alpha_b = \frac{p_1}{3 \cdot d_0} - \frac{1}{4} \leq \frac{f_{ub}}{f_u} \leq 1,0 \quad (2.34)$$

f_u	je mez pevnosti;
d	je průměr kolíku;
t	je tloušťka styčnickového plechu;
γ_{M2}	je dílčí součinitel spolehlivosti materiálu; $\gamma_{M2} = 1,25$;
e_2	je vzdálenost otvoru od okraje v příčném směru k působící síle;
d_0	je průměr otvoru pro kolíkový prvek;
p_2	je rozteč mezi otvory v příčném směru v působící síle;
e_1	je vzdálenost otvoru od okraje ve směru působící síly;
p_1	je rozteč mezi otvory ve směru působící síly;
$f_{u,b}$	je mez pevnosti kolíkového prostředku.

V rámci komplexního posouzení kolíkového spoje typu „dřevo – ocel“ by bylo třeba zohlednit možné selhání spoje vlivem křehkého lomu a ověřit míru duktility spojů. Oba výše uvedené problémy nejsou v aktuálních normativních dokumentech obsažené.

2.3 Předmět a cíle analýzy kolíkových spojů dřevěných prvků

V oblasti přípojí dřevěných nosných prutových prvků je práce zaměřena na spoje s kolíkovými prostředky typu „dřevo – ocel“ s ocelovým plechem, vloženým do osy dřevěného prutu. Jejím obsahem je rozbor chování konkrétních přípojí při zatížení v závislosti na změnách jeho některých parametrů, a to:

- Proměnné vlhkosti základního materiálu;
- Změny mechanických vlastností materiálu kolíkových prostředků;
- Aplikace závitové tyče namísto kolíků s hladkým povrchem;
- Alternativního vyztužení spoje proti skupinovému porušení a rozštípnutí dřeva;
- Chování při opakovaném (cyklickém) namáhání dřevěného prvku a jeho přípoje.

Uspořádání analyzovaných detailů bylo provedeno v souladu s aktuálním normativním dokumentem ČSN EN 1995-1-1 – jedním z dílčích cílů analýzy bylo posoudit výstižnost uvedených návrhových pravidel. Základním záměrem zkoumání bylo sledovat chování reálných konstrukčních detailů, tedy simulovat situaci, která se co nejvíce blíží skutečnému působení přípoje v nosné konstrukci. Jedním z důležitých požadavků na zhotovení zkušebních těles tudíž bylo provedení jejich výroby ve standardní kvalitě, aby bylo možné sledovat chování nikoliv exaktně zhotovených vzorků speciálně pro laboratorní výzkum, ale konstrukčního detailu v obvyklé kvalitě běžně realizovaných stavebních konstrukcí.

Ze stejného důvodu bylo uspořádání experimentálního měření – zatěžovací zkoušky (viz následující kapitoly) – navrženo tak, aby bylo v co největší míře simulováno působení analyzovaného detailu v konstrukci, tedy i s případnými imperfekcemi v obvyklé míře.

Rozbor chování kolíkových spojů při výše uvedených změnách parametrů je důležitý v oblasti dřevěných prutových konstrukcí, kde se významným způsobem uplatňují profily z konstrukčního dřeva, jako je KVH, DUO, TRIO nebo BSH. Jako základní materiál pro zkušební tělesa bylo zvoleno lepené lamelové dřevo (BSH Si v pohledové kvalitě) třídy pevnosti GL24h. Výběr materiálu byl proveden s ohledem na vysokou četnost jeho použití v oblasti dřevěných nosných konstrukcí a rovněž pro nejmenší rozptyl mechanických vlastností ze všech konstrukčních materiálů z rostlého dřeva pro prvky konstrukce nosníkového charakteru. Výrobu a montáž zkušebních těles, včetně dodávky materiálu i spojovacích prostředků zajistilo Tesařství Opatřil – Vladík z Dolní Lhoty, které se realizacemi dřevěných stavebních konstrukcí dlouhodobě zabývá.

Problematika proměnné vlhkosti základního dřevěného materiálu a dílčího vyztužení proti rozštípnutí dřeva je naopak aktuální především u konstrukcí zhotovených z masivních dřevěných profilů, například srubových a roubených staveb, kde se konstrukční (a tedy předepsaným způsobem vysušené) dřevo uplatňuje v minimálním měřítku (Blass, 2013a). Pro účely zkoumání chování kolíkového přípoje s vloženým ocelovým plechem při změnách vlhkosti byl pro zkušební tělesa zvolen kruhový profil (kulatina) z rostlého smrkového dřeva třídy pevnosti C24. Výroba zkušebních těles byla provedena výrobcem srubových staveb Sruby – Polák, s.r.o. z Blažovic.

Cílem provedených analýz přípojů bylo ověření vlastností vybraných konstrukčních detailů při zatížení, zhodnocení a případná kvantifikace vlivu změny vybraných parametrů (mechanických vlastností materiálů a konstrukčního provedení, geometrického uspořádání spoje nebo způsobu zatížení) na jejich celkové chování a porovnání takto získaných dat s navrhovanými parametry dle aktuálních platných normativních dokumentů (Blass, 2013b). To vše při uvážení podmínek, které v co největší míře korespondují se standardní stavební praxí (Blesák, 2012).

2.4 Kolíkové spoje prvků z rostlého dřeva

2.4.1 Úvod, cíl analýzy

Při realizaci srubových a roubených staveb z masivního rostlého dřeva se od počátku pracuje s čerstvě vytěženým dřevem s vysokou počáteční vlhkostí. Při zahájení výroby těchto staveb (přibližně v řádu dnů až týdnů po kácení stromů) tak vykazuje dřevo vysokou vlhkost nad 30 %. V době ukončení výroby a zahájení montáže vlhkost dřeva poklesne obvykle na hodnoty cca 20 %. Ustálené vlhkosti dřeva je při správném užívání stavby dosaženo přibližně v horizontu 2 let a pohybuje se okolo 10 %. Změna vlhkosti dřeva vyvolává sesychání materiálu s doprovodnými tvarovými a objemovými změnami a taktéž způsobuje změnu jeho mechanických vlastností (Kotásková, 2016; Straka, 2016).

Cílem provedené analýzy bylo:

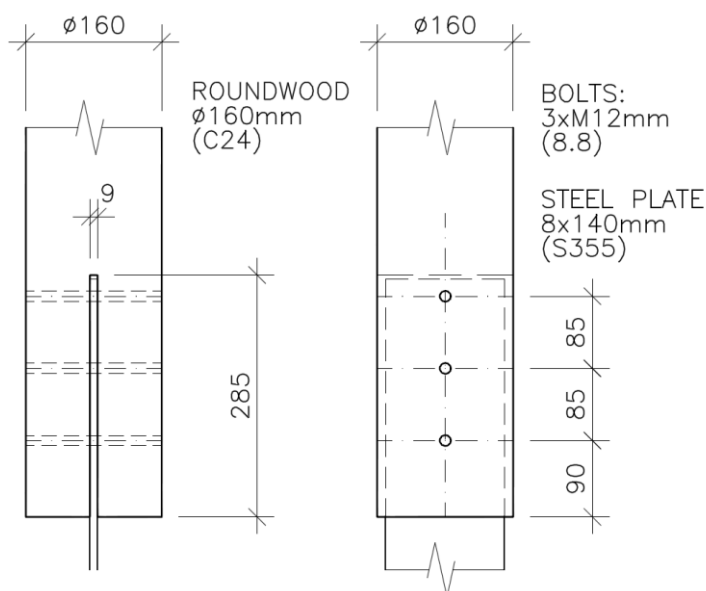
- ověřit chování kolíkového spoje s vnitřním ocelovým plechem při různé úrovni vlhkosti základního materiálu, a to nejméně 30 % (korespondující se zahájením výroby srubové konstrukce), přibližně 20 % (odpovídající zahájení montáže stavby) a cca 10 % (ustálená vlhkost při užívání stavby);

- rozhodnout o účinnosti jednoduchého opatření proti rozštípnutí dřeva (osazení desek s prolisovanými trny v čele průřezu);
- porovnat dosažené výsledky měření s očekávanými hodnotami dle normativních dokumentů.

Vlhkosti dřeva, dosahované při výrobě a montáži srubových a roubených staveb, jsou výše uvedeny orientačně a byly zvoleny jako výchozí parametry pro provedení analýzy. S přihlédnutím ke konkrétním podmínkám (např. typ dřeva, lokalita a druh těžby, roční období, uplynulá doba od pokácení stromů, aktuální počasí, způsob a místo výroby apod.) se mohou od zde uvedených hodnot ve větší či menší míře odchylovat (Ranta-Maunus, 2007). Uváděné vlhkosti dřeva jsou vlhkosti povrchové, u výrobců jsou obvykle měřeny odporovými nebo (méně často) kapacitními vlhkoměry.

2.4.2 Uspořádání spoje

Analyzovaný spoj byl tvořen základním dřevěným prvkem kruhového průřezu o průměru 160 mm z rostlého dřeva s různou vlhkostí, třemi svorníky M12 ze závitové tyče a vloženým ocelovým plechem tloušťky 8 mm. Uspořádání spoje je patrné z Obr. 2.13.



Obr. 2.13: Uspořádání spoje

Parametry spoje:

- Základní materiál: smrkové dřevo třídy jakosti S10 (třída pevnosti C24);
- Vlhkost dřeva základních prvků v době provádění experimentálních zkoušek: 32 %, 24 % a 12 %;
- Průřez: hoblovaná kulatina konstantního průměru 160 mm. Průměr vrtaných otvorů pro svorníky 13 mm;
- Ocelový plech: tloušťka 8 mm, třída pevnosti S355. Plech šířky 140 mm je vložen do zářezu šířky 9 až 10 mm v ose prvku. Průměr vrtání otvorů v plechu pro svorníky je 12 mm;

- Kolíkové prvky: 3ks závitových svorníků třídy pevnosti 8.8. Svorníky jsou osazeny v podélné ose dřevěného prvku, vzdálenosti mezi svorníky a od konce dřevěného prvku jsou navrženy podle ČSN EN 1995-1-1 a jsou patrné z Obr. 2.13 a Obr. 2.14. Jsou použity podložky pro tesařské spoje, vnější průměr/vnitřní průměr/tloušťka: 42/14/3 mm, matice třídy pevnosti 8.8;
- Alternativní zesílení spoje proti rozštípnutí dřeva je provedeno dvojicí desek s prolisovanými trny, osazených v čele průřezu. Rozměry desek 54x90 mm, tloušťka je 1 mm, délka trnů 10 mm. Osazení desek je zřejmé z.Obr.2.15.

S ohledem na charakter dřevěného průřezu a typ spoje lze předpokládat, že při praktické aplikaci by bylo pro stanovení součinitele k_{mod} rozhodující zatížení krátkodobé (např. užité nebo sněh).

2.4.3 Analytické řešení

Návrh spoje byl proveden v souladu s normativním dokumentem ČSN EN 1995-1-1.

Výsledky statického návrhu spoje:

Únosnost základního dřevěného prvku:

Oslabená plocha průřezu: $A_{net} = 16703 \text{ mm}^2$

Charakteristická pevnost dřeva v tahu ve směru vláken: $f_{t,0,k} = 14,0 \text{ MPa}$

Charakteristická únosnost profilu v tahu ve směru vláken: $F_{t,0,k} = 233,84 \text{ kN}$

Návrhová únosnost vloženého ocelové plechu:

Základní únosnost: $N_{t,Rd} = 397,60 \text{ kN}$

Únosnost oslabeného průřezu otvory pro svorníky: $N_{t,Rd,net} = 358,44 \text{ kN}$

Únosnost v otláčení otvorů: $F_{b,Rd} = 149,94 \text{ kN}$

Charakteristická únosnost kolíkového spoje:

Únosnost při porušení „f“: $F_{v,Rk,f} = 172,92 \text{ kN}$

Únosnost při porušení „g“: $F_{v,Rk,g} = 92,10 \text{ kN}$

Únosnost při porušení „h“: $F_{v,Rk,h} = 113,93 \text{ kN}$

Skupinové porušení:

Účinný počet svorníků: $n_{ef} = 2,31$

Charakteristická únosnost spoje: $F_{v,Rk,ef} = 70,92 \text{ kN}$

Návrhová únosnost spoje s uvážením skupinového porušení:

Varianta 1 (vlhkost 12 %, 2. třída provozu, krátkodobé zatížení):

$$F_{v,d,ef,1} = 49,10 \text{ kN}$$

Varianta 2 (vlhkost 24 % a 32 %, 3. třída provozu, krátkodobé zatížení):

$$F_{v,d,ef,2} = 38,19 \text{ kN}$$

Varianta 3 (vlhkost 12 %, 2. třída provozu, okamžikové zatížení):

$$F_{v,d,ef,3} = 60,01 \text{ kN}$$

Varianta 4 (vlhkost 24 % a 32 %, 3. třída provozu, okamžikové zatížení):

$$F_{v,d,ef,4} = 49,10 \text{ kN}$$

Návrhová únosnost spoje bez uvážení skupinového porušení ($n_{ef} = n$):

Varianta 1 (vlhkost 12 %, 2. třída provozu, krátkodobé zatížení):

$$F_{v,d,1} = 63,77 \text{ kN}$$

Varianta 2 (vlhkost 24 % a 32 %, 3. třída provozu, krátkodobé zatížení):

$$F_{v,d,2} = 49,60 \text{ kN}$$

Varianta 3 (vlhkost 12 %, 2. třída provozu, okamžikové zatížení):

$$F_{v,d,3} = 77,94 \text{ kN}$$

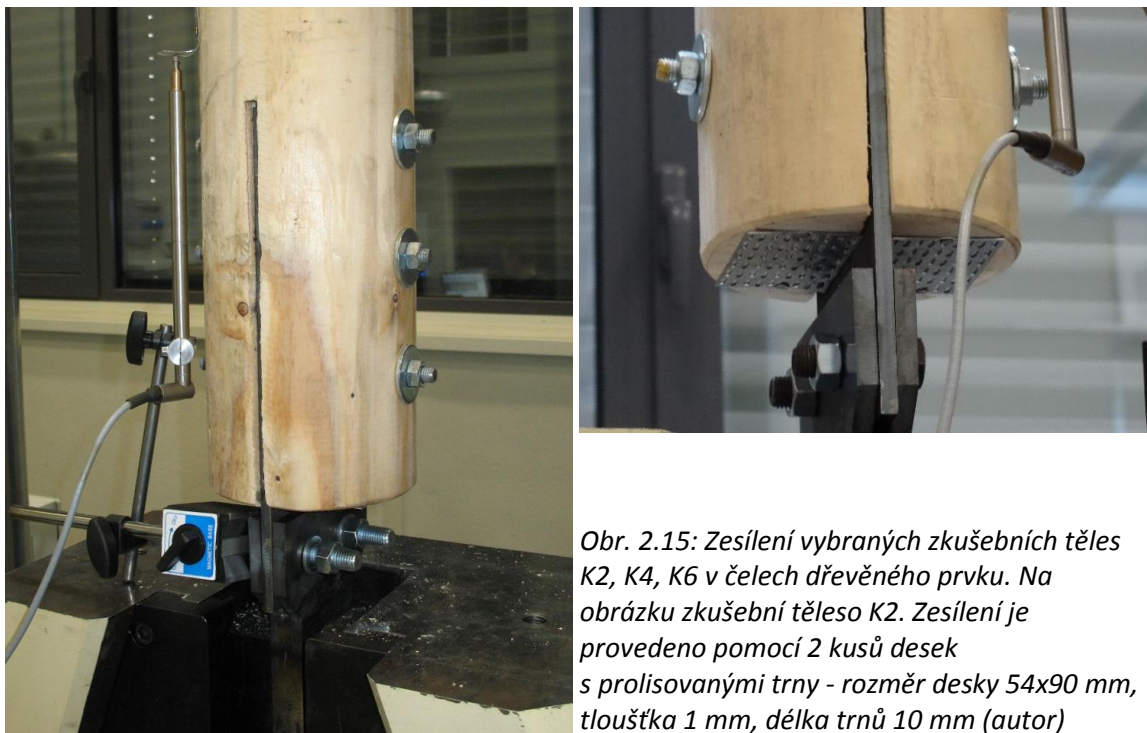
Varianta 4 (vlhkost 24 % a 32 %, 3. třída provozu, okamžikové zatížení):

$$F_{v,d,4} = 63,77 \text{ kN}$$

2.4.4 Experimentální řešení

2.4.4.1 Zkušební tělesa

Rozbor chování byl sledován na zkušebních tělesech z rostlého smrkového dřeva třídy pevnosti C24. Pro zajištění co nejvyšší míry objektivity měření byla všechna zkušební tělesa, vzhledem k jejich relativně malým rozměrům a počtu, zhotovena ze dřeva jednoho stromu. Kmen stromu byl průmyslově hoblován na konstantní průměr 160 mm a z něj byla následně zhotovena jednotlivá zkušební tělesa. Požadovaná vlhkost byla udržována konstantně 48 hodin před provedením experimentů.



Obr. 2.15: Zesílení vybraných zkušebních těles K2, K4, K6 v čelech dřevěného prvku. Na obrázku zkušební těleso K2. Zesílení je provedeno pomocí 2 kusů desek s prolisovanými trny - rozměr desky 54x90 mm, tloušťka 1 mm, délka trnů 10 mm (autor)

Obr. 2.14: Uspořádání kolíkového spoje, osazení zkušebního tělesa ve zkušebním stroji LabTest 6.1000 (autor)

Zatěžovací zkoušky byly provedeny se 6 zkušebními tělesy identického tvaru a základního uspořádání. Odlišnosti spočívaly ve vlhkosti základních dřevěných prvků a dále v osazení prostředků proti štípání dřeva u některých vzorků:

K1 – vlhkost dřeva 24 %, spoj bez zesílení;

K2 – vlhkost dřeva 24 %, spoj se zesílením dvojicí desek s prolisovanými trny v čele profilu;

K3 – vlhkost dřeva 32 %, spoj bez zesílení;

K4 – vlhkost dřeva 32 %, spoj se zesílením dvojicí desek s prolisovanými trny v čele profilu;

K5 – vlhkost dřeva 12 %, spoj bez zesílení;

K6 – vlhkost dřeva 12 %, spoj se zesílením dvojicí desek s prolisovanými trny v čele profilu.

Uspořádání zkušebních těles je zachyceno na Obr. 2.14 a Obr. 2.15.

Vlhkosti dřeva byly měřeny bezprostředně před provedením zatěžovací zkoušky vlhkoměrem Testo T606.

2.4.4.2 Uspořádání experimentů

Uspořádání a zatěžování zkušebních těles bylo navrženo tak, aby co nejvíce odpovídalo reálnému stavu spojů v nosné konstrukci. Cílem ani snahou nebylo simulovat „ideální“ podmínky chování spoje, ale ověřit jeho chování při standardních podmínkách.

Zkušební tělesa byla připojena ke zkušebnímu zařízení pomocí ocelových přípravků tak, aby byl analyzovaný spoj namáhán osovou tahovou silou s možným doplňkovým namáháním nízké intenzity od případných imperfekcí.

Uspořádání experimentu je zachyceno na Obr. 2.16 a Obr. 2.17.

Zatěžovací zkoušky byly provedeny na elektromechanickém univerzálním zkušebním stroji LabTest 6.1000 (výrobce LaborTech s.r.o.) s kapacitou 1000 kN.

Měřicí a řídí elektronika EDC220 (smplovací frekvence 1 kHz, rozlišení AD převodníku 24 bit). Snímání síly bylo prováděno snímačem GTM, deformace byly měřeny úchylkoměry HBM WA. Použitý software: Test&Motion 4.6.0.39.

Průběh zatěžování zkušebních těles byl prováděn v souladu s normativním předpisem ČSN EN 26891:

- Zatížení na úroveň 40 % předpokládané síly ve spoji, tj. 15 kN u zkušebních těles K1, K2, K3 a K4 a 20 kN u těles K5 a K6;
- Výdrž 30 sekund;
- Snížení intenzity zatížení na úroveň 10 % předpokládané síly ve spoji, tj. 2 kN pro všechna tělesa;
- Plynulé zatěžování do porušení vzorků.
- Rychlost zatěžování konstantní 2,5 mm/min.

Během zkoušky bylo prováděno kontinuální zaznamenávání času, velikosti síly, posunu příčnicku a deformace spoje v podélném směru.



Obr. 2.16: Osazení zkušebního tělesa ve zkušebním stroji LabTest 6.1000 (autor)



Obr. 2.17: Osazení zkušebního tělesa ve zkušebním stroji LabTest 6.1000 (autor)

2.4.5 Výsledky experimentálního měření

Dosažené výsledky měření jsou zobrazeny v Tab. 2.2 a na Obr. 2.18.

Tab. 2.2: Výsledky zatěžovacích zkoušek zkušebních těles K1 až K6

zkušební těleso	vlhkost dřeva [%]	návrhová únosnost (n_{ef}) [kN]	návrhová únosnost ($n_{ef} = n$) [kN]	maximální návrhová únosnost (n_{ef}) [kN]	maximální návrhová únosnost ($n_{ef} = n$) [kN]	maximální únosnost dle experimentu [kN]	únosnost dle experimentu při deformaci 15 mm [kN]
K1	24	38,19	-	49,10	-	61,30	59,39
K2	24	38,19	49,60	49,10	63,77	82,53	74,52
K3	32	38,19	-	49,10	-	52,54	52,54 ^{*)}
K4	32	38,19	49,60	49,10	63,77	70,24	59,80
K5	12	49,10	-	60,01	-	88,75	84,47
K6	12	49,10	63,77	60,01	77,94	123,10	99,92

Legenda k tabulce Tab. 2.2:

Návrhová únosnost (n_{ef}) ... je návrhová únosnost spoje dle ČSN EN 1995-1-1 s uvážením možnosti skupinového porušení pro krátkodobé zatížení – $k_{mod} = 0,9$ pro 2. třídu provozu, resp. $k_{mod} = 0,7$ pro 3. třídu provozu;

Návrhová únosnost ($n_{ef} = n$) ... je návrhová únosnost spoje dle ČSN EN 1995-1-1 se zamezením možnosti skupinového porušení pro krátkodobé zatížení – $k_{mod} = 0,9$ pro 2. třídu provozu, resp. $k_{mod} = 0,7$ pro 3. třídu provozu;

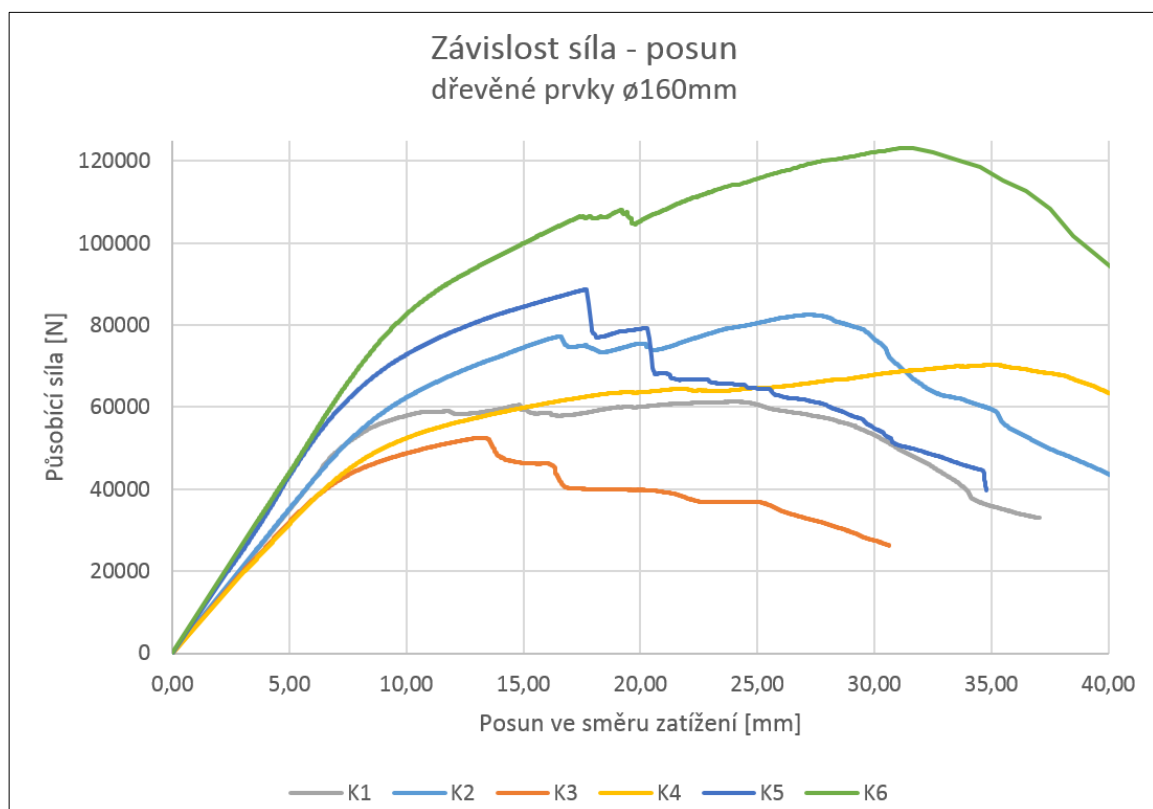
Maximální návrhová únosnost (n_{ef}) ... je návrhová únosnost spoje dle ČSN EN 1995-1-1 s uvážením možnosti skupinového porušení pro okamžikové zatížení – $k_{mod} = 1,1$ pro 2. třídu provozu, resp. $k_{mod} = 0,9$ pro 3. třídu provozu;

Maximální návrhová únosnost (n_{ef}) ... je návrhová únosnost spoje dle ČSN EN 1995-1-1 s uvážením možnosti skupinového porušení pro okamžikové zatížení – $k_{mod} = 1,1$ pro 2. třídu provozu, resp. $k_{mod} = 0,9$ pro 3. třídu provozu;

Maximální únosnost dle experimentu ... je nejvyšší síla přenesená spojem, dosažená při zatěžovací zkoušce;

Únosnost dle experimentu při deformaci 15 mm ... je nejvyšší síla přenesená spojem během zatěžovací zkoušky při dosažení deformace spoje 15 mm;

*) ... maximální únosnost spoje byla dosažena při deformaci 13,04 mm.



Obr. 2.18: Výsledky zatěžovacích zkoušek: závislost síla – posun ve směru působící síly (bez počátečního prokluzu)



Obr. 2.19: Porušený spoj po provedené zatěžovací zkoušce. Na obrázku je těleso K4 (autor)



Obr. 2.20: Zkušební těleso K5 před provedením zkoušky. Je patrná výrazná výsušná trhlina šířky 7 mm (autor)

2.4.6 Závěry k dosaženým výsledkům experimentálního měření

- Vysoká vlhkost, dle předpokladu, negativně ovlivňuje pevnost dřeva a snižuje únosnost kolíkového spoje.
- K porušení dřeva došlo u všech zkušebních těles při deformaci (protažení spoje) nad 13 mm.
- Jednoduché vyztužení spoje proti rozštípnutí dřeva osazením desek s prolisovanými trny v čele dřevěného prvku má významný vliv na únosnost i tažnost spoje. Při jeho aplikaci došlo k významnému zvýšení únosnosti spoje o 34 až 39 % oproti stavu bez vyztužení. Toto zvýšení velmi dobře koresponduje s poměrem n/n_{ef} pro dané uspořádání spoje (30 %).
- Snížení pevnosti materiálu v tahu ve směru vláken i kolmo k vláknům vlivem zvýšené vlhkosti velmi dobře odpovídá předpokládanému odhadu (Hoffmeyer, 1978): snížení pevnosti dřeva přibližně o 2 až 2,5 % při zvýšení vlhkosti o 1 %. Při změně vlhkosti z 12 % na 24 % došlo ke snížení únosnosti o 31 % (tj. 2,58 % pevnosti na 1 % vlhkosti), při změně vlhkosti z 12 % na 32 % došlo ke snížení únosnosti o 41 % (tj. 2,05 % pevnosti na 1 % vlhkosti).
- Tělesa s vlhkostí dřeva 24 % a 32 % náleží do 3. třídy provozu, tělesa s vlhkostí dřeva 12 % do 2. třídy provozu:
 - V případě těles s vlhkostí dřeva 12 % se zohledněním vlivu vlhkosti na pevnost součinitelem k_{mod} ukázalo jako bezpečné. Ve všech případech byla změřená únosnost vyšší, než únosnost návrhová: o 41 % v případě

- základního uspořádání, o 28 % u vyztuženého (tj. bez uvážení možnosti skupinového porušení).
- V případě těles s vlhkostí dřeva 24% se zohlednění vlivu vlhkosti na pevnost součinitelem k_{mod} ukázalo jako bezpečné. Ve všech případech byla změřená únosnost vyšší, než únosnost návrhová: o 21 % v případě základního uspořádání, o 17 % u vyztuženého (tj. bez uvážení možnosti skupinového porušení).
 - U zkušebních těles s vlhkostí dřeva 32 % se zohlednění vlivu vlhkosti na pevnost součinitelem k_{mod} ukázalo jako bezpečné jen v případě základního uspořádání (bez vyztužení), kdy byla změřená únosnost o 7 % vyšší, než únosnost návrhová. Při posuzování spoje jako vyztuženého se situace jeví jako hraniční. Změřená maximální únosnost spoje je sice vyšší než únosnost návrhová, ovšem je doprovázená vyššími deformacemi spoje: 20,3 mm. Zde se vysoká vlhkost dřeva projevila taktéž nižší únosností desek s prolisovanými trny, resp. došlo k jejich deformaci, spojené s vytažením.
 - Jedním z dílčích cílů provedených experimentů bylo ověření, zda při zatížení dřevěných prvků s kolíkovým spojem s přechodně vysokou vlhkostí (např. ve fázi výroby konstrukce z masivního rostlého dřeva) vykazuje spoj dostatečnou únosnost. Provedené zkoušky potvrdily, že návrhové vztahy jsou ve všech případech vlhkosti dřeva bezpečné.
 - Výsušné trhliny v dřevěném prvku, dosahující u těles s vlhkostí dřeva 12 % šířky až 7 mm (viz Obr. 2.20), nemají na chování zásadní vliv, resp. u testovaných spojů byla dosažena, přes výskyt trhlin, únosnost výrazně vyšší, než je únosnost návrhová. V uvedeném případě ovšem výsušná trhlina nezasahovala bezprostředně do oblasti kolíkového spoje. U zkušebních těles s vlhkostí 24 % a 32 % nebyly žádné trhliny uvedeného rozsahu před provedením zkoušek zaznamenány.

2.5 Kolíkové spoje prvků z konstrukčního dřeva

2.5.1 Úvod, cíl analýzy, metody řešení

Pro analýzu spoje byla vybrána v konstrukční praxi velmi často navrhovaná a prováděná konfigurace kolíkového spoje dřevěných prutových prvků, tzn. konstrukční dřevo, vložený ocelový plech a ocelové kolíky.

Jako základní materiál dřevěných prvků bylo zvoleno lepené lamelové dřevo BSH v pohledové kvalitě. Konstrukční rostlé dřevo má oproti řezivu a kulatině zaručenou vlhkost do 15 %, menší toleranci rozměrů a z důvodu hoblovaného povrchu nižší tvarové a geometrické odchylky prvků. Přirozené vady dřeva jsou u BSH, ve srovnání s řezivem, konstrukčním i lepeným rostlým dřevem, podstatně méně významné. Zvolený materiál tedy v menší míře ovlivňuje rozptyl výsledků experimentálního měření z pohledu přirozených vad dřeva i geometrických odchylek prvků, než je tomu u ostatních materiálů z rostlého dřeva, což byl hlavní důvod volby materiálu pro experimentální zkoušky. Třída

pevnosti materiálu byla zvolena GL24h, korespondující s nejčastější volbou v konstrukční praxi.

Vložený (styčnickový) plech byl uvažován z oceli třídy pevnosti S355. Tloušťka plechu byla zvolena 6 mm, přičemž ze statického hlediska by byla dostačující i tloušťka menší, 4 mm nebo 5 mm. S přihlédnutím k reálným imperfekcím spoje, které mohou nezdědky vyvolat namáhání plechu ohybem v rovině menší tuhosti a taktěž z důvodů výrobních – šířky prováděného výřezu pomocí kotoučové pily – byla zvolena tloušťka plechu 6 mm s optimální šířkou výřezu 8 mm.

Kolíkové prostředky byly voleny v alternativním provedení, a to o shodném vnějším průměru 16 mm a délce odpovídající tloušťce dřevěného prvku. Alternativně byly osazeny kolíky hladké a závitové tyče. Hladké kolíky byly zhotoveny jednak z oceli obvyklé jakosti – třídy pevnosti S355 a jednak byly použity kolíky vysokopevnostní z nízkolegované oceli 1.3505 (100Cr6) s mezí pevnosti 750 MPa. Závitová tyč byla použita alternativně třídy pevnosti 8.8 a 5.8.

Účelem analýzy bylo vzájemné porovnání chování spojů s kolíky, tj. bez účinku spínací síly F_{ox} , a to při použití prvků – kolíků různé pevnosti (490 až 800 MPa) a provedení (hladký vs. závitová tyč). Kolíky ve formě závitové tyče se často nepoužívají, nicméně lze očekávat, že rozdíly v chování příčně namáhaného spoje s různým provedením kolíkových prostředků (kolíky/svorníky) budou obdobné pro oba typy.

Významným problémem kolíkových spojů s vnitřním plechem, který má zásadní dopad na únosnost spoje, je riziko skupinového porušení dřeva a jeho rozštípnutí. Jedná se o časté formy selhání spoje, zejména při uspořádání s vyšším počtem kolíkových prvků v řadách ve směru vláken a taktěž u konstrukcí v exteriéru (3. třídě prostředí), kde dochází ke kolísání vlhkosti vyšší intenzity, doprovázené objemovými a tvarovými změnami i vznikem a rozvojem trhlin. K rozštípnutí dřeva dochází v důsledku překročení lokálního namáhání dřevěného prvku (v oblasti kontaktu dřeva s ocelovým kolíkem) tahem kolmo k vláknům. Eliminaci těchto nepříznivých forem porušení spoje může v určitých případech řešit zesílení (resp. vyztužení) konstrukčních prvků v místě spoje.

V oblasti kolíkových spojů dřevěných prvků je problematika zesílení velmi aktuálním tématem. Jsou obecně známé možnosti zvýšení odolnosti dřevěných prvků proti skupinovému porušení i formy zamezení (resp. snížení rizika) rozštípnutí dřeva, jejich aplikace ovšem závisí na rozhodnutí konstruktéra, neboť návrh a ověření zesílení kolíkového spoje nemá v současnosti dostatečnou oporu v platných normativních dokumentech.

Stávající možnosti zesílení kolíkových spojů dřevěných prvků:

- Zesílení příložkami, připojenými k povrchu dřevěného prvku pomocí hřebíků, vrutů, lepením nebo jejich kombinací. Příložky mohou být ve formě prken nebo fošen z rostlého dřeva (konstrukčního nebo řeziva) nebo (častěji) z deskových prvků z materiálů na bázi dřeva;

- Osazení desek s prolisovanými trny na lícových (tj. pohledových) plochách dřevěného prvku nebo, je-li to konstrukčně možné, na čele dřevěného prvku;
- Aplikace lepené pevnostní tkaniny například ze skelných nebo uhlíkových vláken na celém povrchu prvku nebo pouze jeho části v místě spoje;
- Osazení závitových tyčí, které jsou vlepeny kolmo ke kolíkům;
- Osazení vrutů kolmo ke kolíkovým prostředkům spoje.

Nemalá část dřevěných nosných konstrukcí je navrhována jako tzv. pohledová, důležitým faktorem případného zesílení spoje je tedy i hledisko estetické, kdy provedené zesílení spoje nemá narušovat vzhled konstrukčních prvků.

V rámci práce byl analyzován vliv některých způsobů zesílení (vyztužení) spoje na jeho chování. Zesílení bylo navrženo v těchto variantách:

- Zesílení pomocí celozávitových vrutů $\varnothing 6 \times 80$ mm, osazených oboustranně v příčném směru spoje u každého kolíkového prvku;
- Zesílení pomocí dvouzávitových vrutů SFS-WT-T 6,5x160 mm, osazených v příčném směru spoje u každé řady kolíků;
- Zesílení pomocí dvouzávitových vrutů SFS-WT-T 6,5x160 mm, osazených na konci spoje za poslední řadou kolíků;
- Zesílení pomocí FRP tkaniny šířky 80 mm, přilepené epoxidovým lepidlem na konci dřevěného prvku za poslední řadou kolíků;
- Zesílení pomocí FRP tkaniny šířky 80 mm, vlepené pomocí epoxidového lepidla do rozšířeného výřezu pro vložený ocelový plech na konci dřevěného prvku za poslední řadou kolíků (tzn. bez narušení vzhledu dřevěného prvku).

Zesílení spoje pomocí desek s prolisovanými trny v čele dřevěného prvku bylo analyzováno u kolíkového spoje prvků z rostlého dřeva, viz kapitola 2.4.

Dřevo je široce využíváno u konstrukcí, které jsou vystaveny opakovanému zatížení (resp. namáhání) prvků, jako jsou lávky, mosty, věže, rozhledny apod. Konstrukční prvky přenášejí často zatížení vysoké intenzity a mezi základní druhy nejvíce navrhovaných spojů patří spoje s kolíky (svorníky) a vloženým ocelovým plechem. Pravidla ani doporučení pro návrh kolíkových spojů, vystavených opakovanému namáhání, nejsou v normativních dokumentech obsažena.

V rámci práce byla tudíž provedena analýza chování kolíkového spoje s realizovanými konstrukčními úpravami (zesílením v alternativním provedení), vystaveného opakovanému zatížení tahovou silou.

Cílem provedené analýzy kolíkových spojů prvků z konstrukčního dřeva bylo:

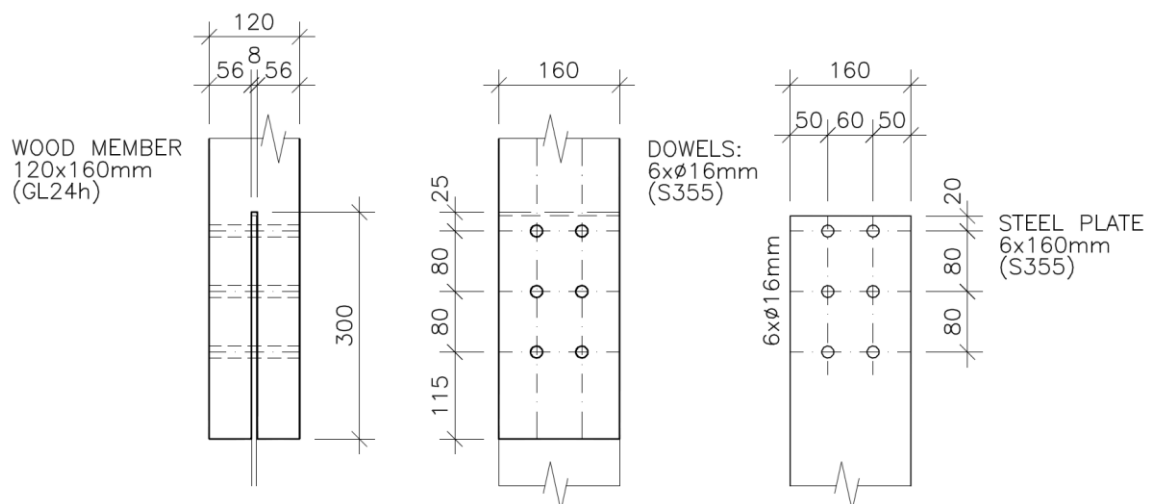
- ověřit chování analyzovaného spoje při aplikaci kolíkových prostředků různých mechanických vlastností, tj. s pevností 490 až 750 MPa;
- ověřit chování analyzovaného spoje při aplikaci alternativních typů kolíků – hladkých a závitových různých mechanických vlastností;

- ověřit chování analyzovaného spoje při aplikaci zesílení spoje proti skupinovému porušení a rozštípnutí dřeva variantními způsoby;
- ověřit chování analyzovaného spoje při působení opakovaného (cyklického) zatížení tahovou silou;
- porovnat dosažené výsledky měření s hodnotami stanovenými dle normativních dokumentů.

Analýza přípoje dřevěného prvku s ocelovými kolíky a vloženým ocelovým plechem byla prováděna (teoretickou) analytickou metodou, založenou na evropském přetvárném a deformačním modelu (EYM) podle pravidel normativního dokumentu ČSN EN 1995-1-1 a metodou experimentální, tzn. zatěžovacími zkouškami zkušebních těles (Kloiber, 2014). Jejich cílem bylo, jak je uvedeno výše, ověření souladu výsledků experimentálního měření s návrhovými pravidly platných normativních dokumentů a rozbor vlivu dílčích faktorů uspořádání a zatížení na chování spoje. S ohledem na komplexnost analýzy kolíkových přípojí byla při popisu chování přípoje při zatížení aplikována metoda konečných prvků (systém ANSYS) a rovněž byla aplikována metoda korelace digitálního obrazu.

2.5.2 Uspořádání spoje

Analýzovaný spoj byl tvořen základním dřevěným prvkem obdélníkového průřezu o rozměrech 120x160 mm z lepeného lamelového dřeva (BSH), šesti kolíky průměru 16 mm (v různém materiálovém a tvarovém provedení) a vloženým ocelovým plechem tloušťky 6 mm. Uspořádání spoje je patrné z Obr. 2.21.



Obr. 2.21: Uspořádání analyzovaného spoje

Parametry spoje:

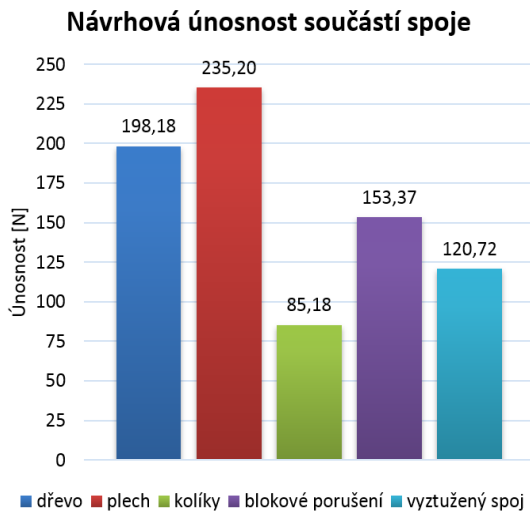
- Základní materiál: lepené lamelové dřevo (smrkové) BSH třídy jakosti S10 (třída pevnosti GL24h) v pohledové kvalitě;
- Vlhkost prvků v době zkoušek: do 11 %;
- Průřez: hoblovaný obdélníkový profil o rozměrech 120x160 mm. Průměr vrtaných otvorů pro kolíky 15 mm;

- Ocelový plech: tloušťka 6 mm, materiál třídy pevnosti S355. Plech šířky 160 mm je vložen do zářezu šířky 8 mm v ose prvku. Průměr vrtání otvorů v plechu pro kolíky 16 mm;
- Kolíkové prvky: 6ks kolíků proměnné pevnosti a typu, uspořádané ve 2 řadách po 3 prvcích rovnoběžně s osou prutu. Vzájemné vzdálenosti mezi kolíky, od krajů a od konce dřevěného prvku jsou navrženy podle ČSN EN 1995-1-1 a byly u všech variant stejné. Použité typy kolíků:
 - Hladké kolíky \varnothing 16 mm z oceli S355;
 - Hladké kolíky \varnothing 16 mm z oceli 1.3505 (100Cr6);
 - Závitové kolíky M16 z oceli třídy 5.8;
 - Závitové kolíky M16 z oceli třídy 8.8.
- Alternativní vyztužení spoje proti rozštípnutí dřeva:
 - Zesílení pomocí celozávitových vrtů \varnothing 6x80 mm, osazených v příčném směru spoje u každého kolíkového prvku;
 - Zesílení pomocí celozávitových vrtů \varnothing 6x80 mm, osazených na konci spoje za poslední řadou kolíků;
 - Zesílení pomocí dvouzávitových vrtů SFS-WT-T 6,5x160 mm, osazených v příčném směru spoje u každé řady kolíků;
 - Zesílení pomocí dvouzávitových vrtů SFS-WT-T 6,5x160 mm, osazených na konci spoje za poslední řadou kolíků;
 - Zesílení pomocí FRP tkaniny šířky 80 mm, přilepené epoxidovým lepidlem na konci dřevěného prvku za poslední řadou kolíků;
 - Zesílení pomocí FRP tkaniny šířky 80 mm, vlepené pomocí epoxidového lepidla do rozšířeného výřezu pro vložený ocelový plech na konci dřevěného prvku za poslední řadou kolíků (tzn. bez narušení vzhledu dřevěného prvku).

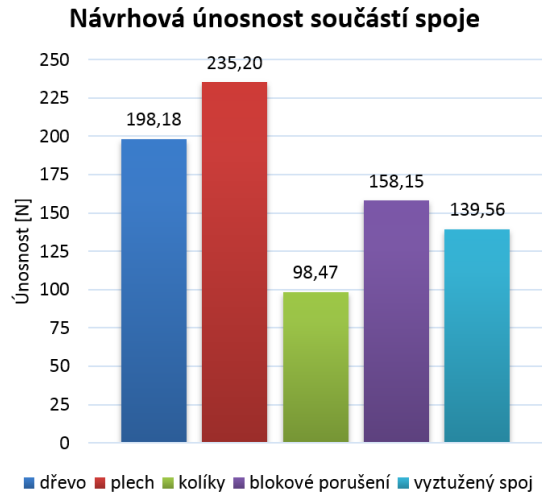
2.5.3 Analytické řešení

Únosnost spoje byla stanovena v souladu s normativním dokumentem ČSN EN 1995-1-1.

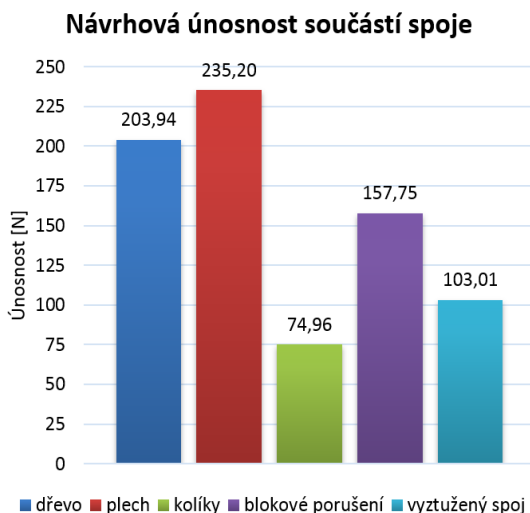
Výsledky statického návrhu spoje jsou uvedeny v Tab. 2.3 a Obr. 2.22 až Obr. 2.25 pro výše zvolené varianty.



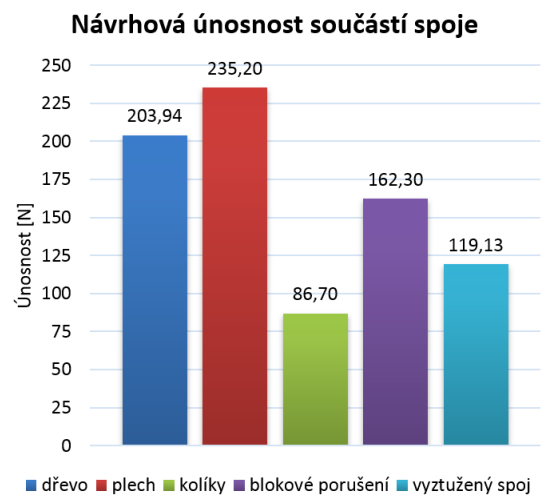
Obr. 2.22: Návrhová únosnost součástí spoje s kolíky \varnothing 16 mm z oceli S355



Obr. 2.23: Návrhová únosnost součástí spoje s kolíky \varnothing 16 mm z oceli 1.3505



Obr. 2.24: Návrhová únosnost součástí spoje s kolíky M16 mm z oceli 5.8



Obr. 2.25: Návrhová únosnost součástí spoje s kolíky M16 mm z oceli 8.8

kde:	dřevo	je únosnost základního dřevěného průřezu;
	plech	je únosnost vloženého ocelového plechu;
	kolíky	je únosnost skupiny kolíkových prostředků;
	blokové porušení	je únosnost při porušení blokovým smykem;
	vyztužený spoj	je únosnost bez uvážení možnosti skupinového porušení

2.5.4 Faktory, ovlivňující chování spoje při zatížení

V předchozích kapitolách je zpracován všeobecný rozbor kolíkového přípoje dřevěných prvků se středním ocelovým plechem, a to z hlediska uspořádání jeho jednotlivých částí, jejich vlastností, chování při zatížení i návrhových postupů v souladu s platnými dokumenty pro navrhování dřevěných konstrukcí. Z textu je zřejmé, že úpravou dílčích parametrů součástí spoje lze docílit změnu jeho celkové únosnosti.

Tab. 2.3: Návrhová únosnost spoje pro alternativní konfigurace

		Návrhová pevnost [MPa]			
		kolíky ø 16 mm (S355)	kolíky ø 16 mm (1.3505)	závitové kolíky M16 (5.8)	závitové kolíky M16 (8.8)
dřevo	tah ve směru vláken	198,18	198,18	203,94	203,94
plech	tah	270,95	270,95	278,82	278,82
	otlačení	235,20	235,20	235,20	235,20
kolíkový spoj	porušení „f“	139,28	139,28	129,76	129,76
	porušení „g“	85,18	98,47	74,96	86,70
	porušení „h“	123,77	153,12	104,37	132,01
skupinové porušení		153,37	158,15	157,75	162,30
bez vlivu skupinového porušení		120,72	139,56	103,01	119,13
návrhová únosnost spoje		85,18	98,47	74,96	86,70

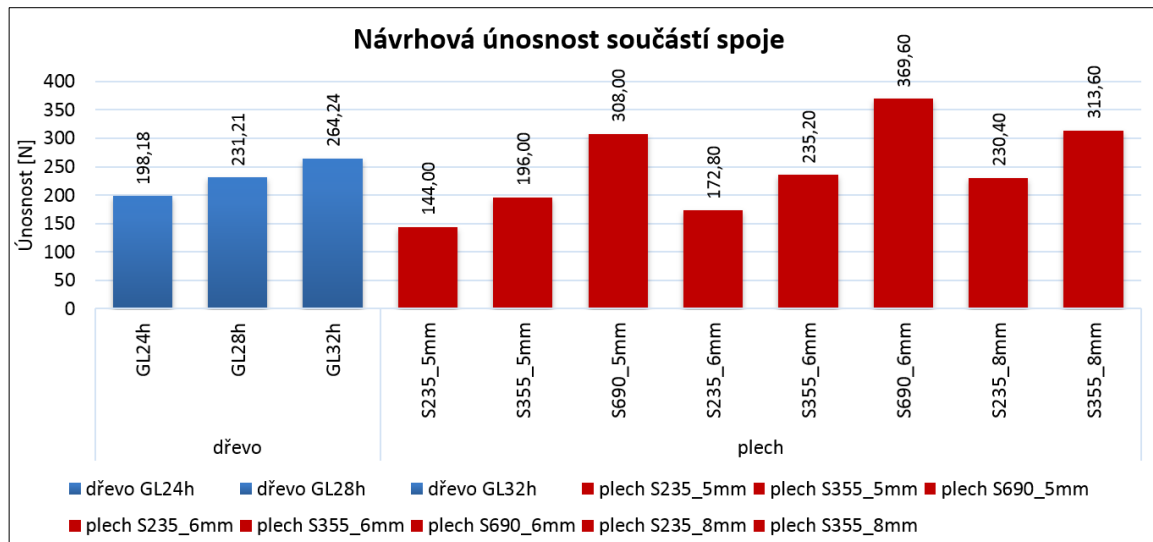
Dále je zpracována dílčí parametrická studie vlivu změny některých parametrů (geometrických i materiálových) na únosnost kolíkového spoje. Předmětem rozboru je analyzovaný přípoj dřevěného prutu obdélníkového průřezu o rozměrech 120x160 mm z konstrukčního dřeva. Přípoj sestává z vloženého ocelového plechu a ocelových kolíků kruhového průřezu. Spoj je zatížen osovou tahovou silou působící v těžišti prutu. Úprava spoje je patrná z Obr. 2.21. Cílem provedeného rozboru je porovnání vlivu změny vybraných parametrů na únosnost spoje. Studie je zpracována v souladu s konstrukčními zásadami podle návrhových pravidel ČSN EN 1995-1-1, ČSN EN 1993-1-1 a ČSN EN 1993-1-8.

Únosnost spoje s kolíkovými spojovacími prostředky a vnitřním ocelovým plechem je ovlivněna vlastnostmi jednotlivých součástí spoje: základním materiálem dřevěného prutu, vloženým ocelovým plechem, kolíkovými prostředky a případnými dalšími úpravami spoje, například jeho zesílením. Výsledná únosnost spoje odpovídá nejnižší únosnosti výše uvedených částí. V následujících grafech je znázorněn vliv změny parametrů vybrané součásti spoje na její návrhovou únosnost. Návrhová únosnost byla stanovena pro třídu prostředí 2.

Základní dřevěný prvek

V rámci studie bylo uvažováno s lepeným lamelovým dřevem, alternativně byla volena třída pevnosti GL24h, GL28h a GL32h (podle ČSN EN 14080), jedná se nejčastěji užívané třídy pevnosti lepeného lamelového dřeva pro stavební konstrukce používané v ČR.

Dřevěný průřez, oslabený otvory pro spojovací kolíky a výřezem pro vložený plech je namáhán tahem ve směru vláken. Třída pevnost dřeva se dále projeví při stanovení pevnosti spoje v otlačení. Vliv pevnosti dřeva na návrhovou únosnost je zachycen na Obr. 2.26.



Obr. 2.26: Návrhová únosnost součástí spoje – základní dřevěný průřez a vložený ocelový plech,

kde: *dřevo* je návrhová únosnost základního dřevěného prvku podle třídy pevnosti dřeva;
plech je návrhová únosnost vloženého ocel. plechu podle třídy pevnosti oceli a tloušťky.

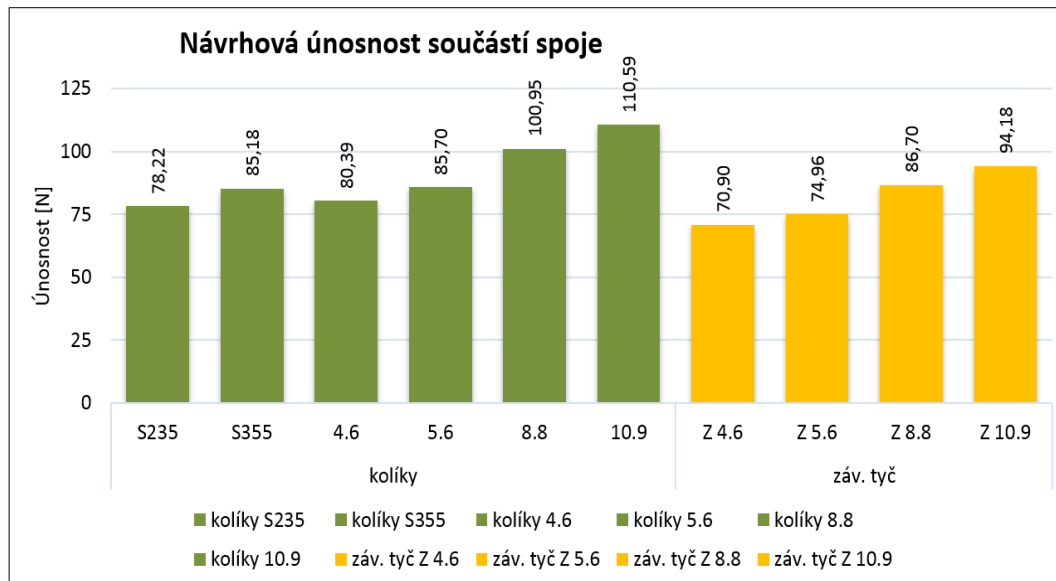
Vložený ocelový plech

Vložený ocelový plech byl alternativně uvažován z oceli třídy pevnosti S235, S355 a S690. V závislosti na použitém druhu oceli byla navržena tloušťka plechu 5 mm, 6 mm a 8 mm. Vložený ocelový plech, oslabený otvory pro kolíkové prostředky, je namáhán tahem a dále v místě osazení kolíkových prostředků dochází k namáhání na otláčení. V případě geometrických nepřesností konstrukce by mohlo docházet k přidavnému namáhání plechu ohybem v rovině menší tuhosti, se kterou ve studii nebylo uvažováno. Vliv pevnosti oceli vloženého plechu a jeho tloušťky na návrhovou únosnost je zachycen na Obr. 2.26.

Kolíkové prostředky

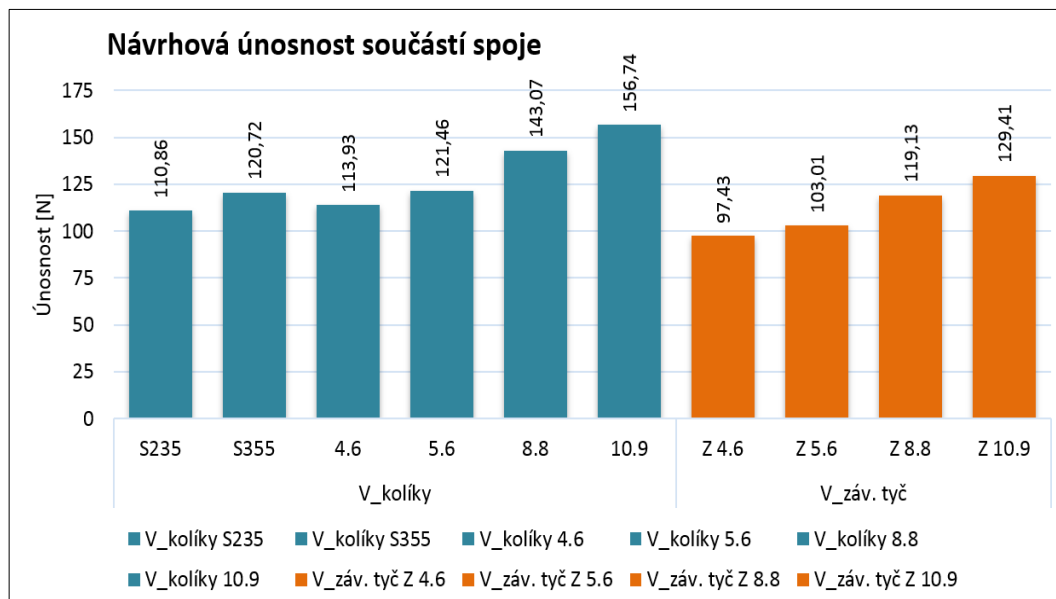
Kolíkový spoj by měl být jednoduchý s malým počtem kolíkových prostředků. S ohledem na rozměry základního dřevěného prutu a předepsané vzdálenosti kolíkových prostředků od konce a okrajů, je optimální konfigurace tvořena 3 dvojicemi kolíkových prostředků, tj. celkem 6 kolíků.

Kolíky byly alternativně uvažovány jako hladké z ocelí třídy pevnosti S235, S355, 4.6, 5.6, 8.8 a 10.9 a ve formě závitové tyče třídy pevnosti 4.6, 5.6, 8.8 a 10.9. Kolíky jsou ve spoji namáhány ohybem a na stříh. Vliv pevnosti oceli a druhu kolíkového prostředku je zachycen na Obr. 2.27.



Obr. 2.27: Návrhová únosnost součástí spoje – hladké kolíky a kolíky závitové

kde: kolíky je návrhová únosnost skupiny kolíků podle třídy pevnosti oceli;
záv. tyč. Z je návrhová únosnost skupiny závitových kolíků podle třídy pevnosti oceli.



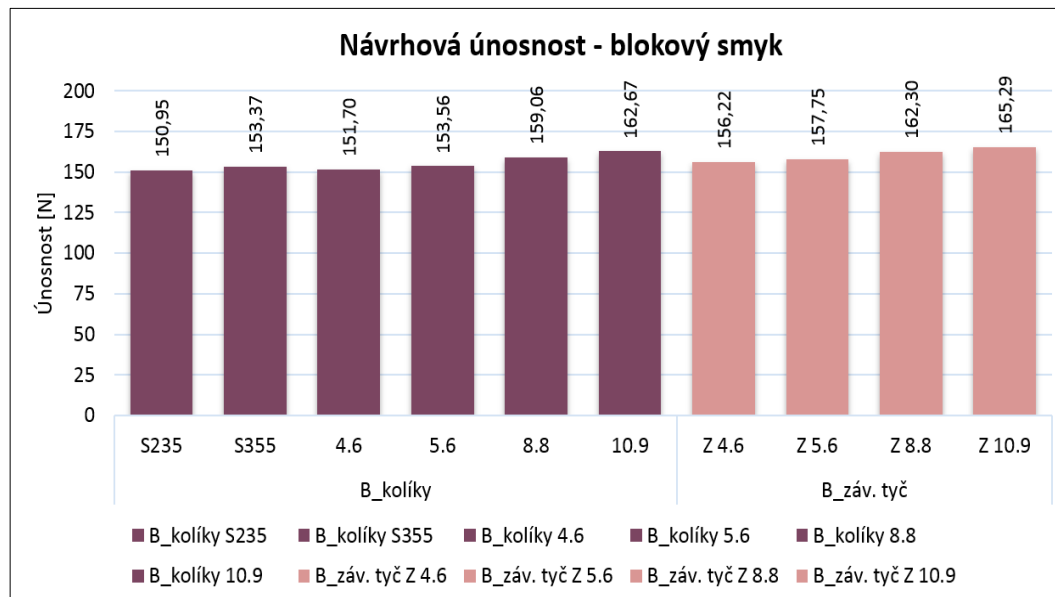
Obr. 2.28: Návrhová únosnost vyztuženého spoje

kde: V_kolíky je návrhová únosnost skupiny kolíků podle třídy pevnosti oceli;
V_záv. tyč. Z je návrhová únosnost skupiny závitových kolíků podle třídy pevnosti oceli.

Vliv vyztužení spoje proti skupinovému porušení a rozštípnutí dřeva

Rozštípnutí dřeva nebo skupinové porušení připojovaného dřevěného prvku je jednou z častých forem kolapsu spoje. Je způsobeno osazením vyššího počtu kolíkových prostředků v liniích ve směru vláken. Pro omezení rizika skupinového porušení a rozštípnutí dřeva lze aplikovat řadu úprav. V rámci studie bylo uvažováno s případným zesílením spoje některou z používaných metod, o kterých je pojednáno v části 2.2.1.6 a 2.5.2. Zesílení

spoje se projeví na únosnosti spoje vyloučením možnosti skupinového porušení. Závislost mezi únosností spoje a uvažovaným vyztužením je zachycena na Obr. 2.28 a Obr. 2.29.



Obr. 2.29: Návrhová únosnost při porušení blokovým smykem

kde: $B_{kolíky}$ je návrhová únosnost skupiny kolíků podle třídy pevnosti oceli;
 $B_{záv. tyč. Z}$ je návrhová únosnost skupiny závitových kolíků podle třídy pevnosti oceli.

Vliv opakovaného zatížení

Vliv opakovaného namáhání na únosnost spoje není v normativních dokumentech v současné době kvantifikován.

2.5.5 Experimentální řešení

2.5.5.1 Zkušební tělesa

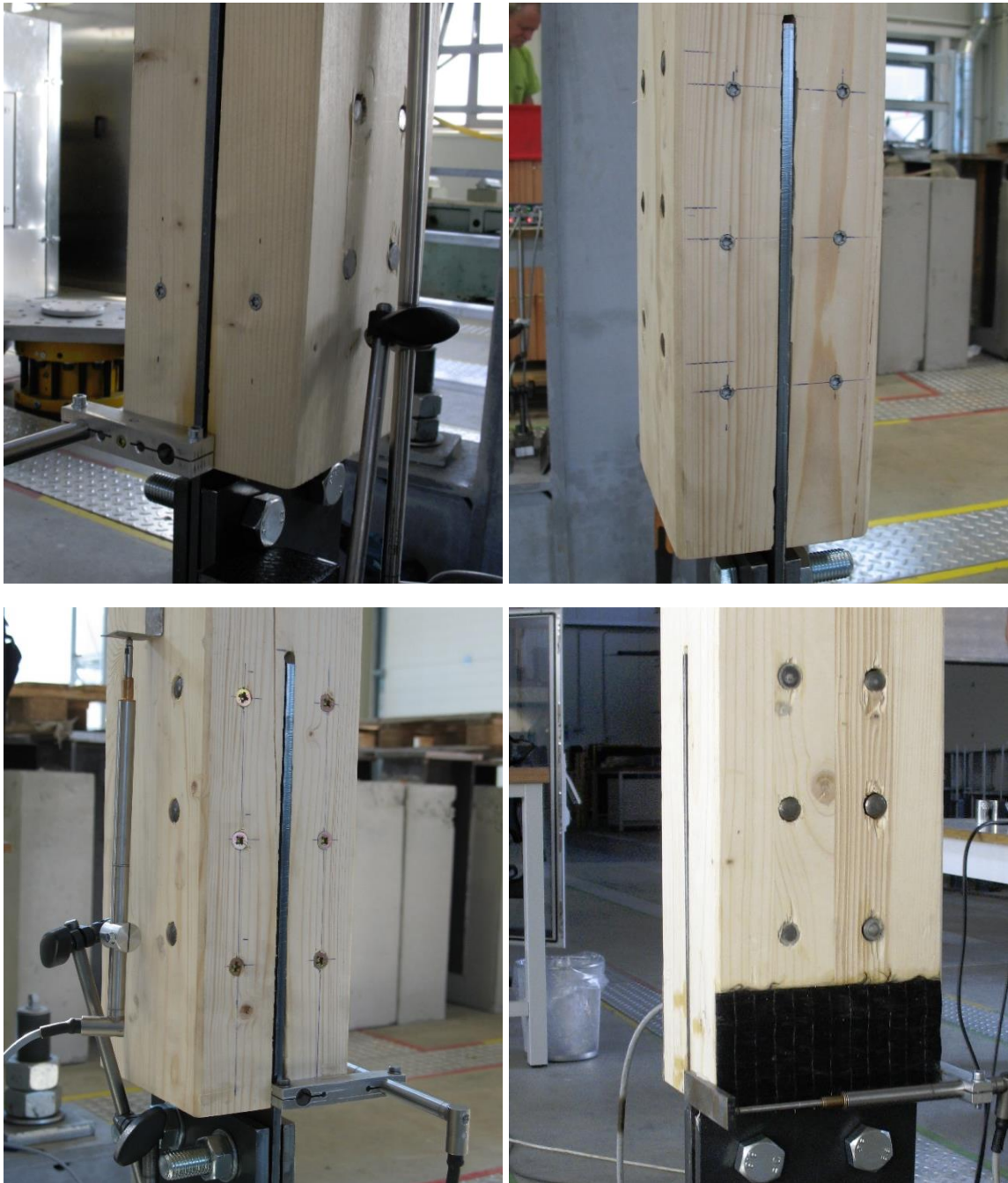
Analýza chování vybraných kolíkových spojů dřevěných prvků s vloženým ocelovým plechem byla prováděna na zkušebních tělesech, která mohou reprezentovat sekci reálné dřevěné konstrukce.

Zkušební tělesa sestávala ze základního dřevěného prvku, vloženého ocelového plechu, ocelových kolíkových spojovacích prostředků a případného vyztužení spoje v alternativním uspořádání.

Geometrické a konstrukční uspořádání analyzovaných spojů je podrobně specifikováno v části 2.5.2 a je patrné z Obr. 2.21. Praktické provedení vyztužení kolíkových spojů je zachyceno na Obr. 2.30.

Zkušební tělesa byla připojena do zkušebního zařízení prostřednictvím ocelových přípravků tak, aby byl analyzovaný přípoj namáhán osovou tahovou silou s možným doplňkovým namáháním nízké intenzity od případných imperfekcí. Cílem bylo co nejvíce přiblížit experiment reálnému chování nosných prvků v konstrukcích. Přípravky pro uchycení zkušebních těles byly dimenzovány tak, aby všechny jejich části vykazovaly

výrazně vyšší únosnost a tuhost ve srovnání s analyzovaným přípojem a jejich deformace neovlivňovaly chování spoje. Uchytení zkušebních těles do zkušebního zařízení je zachyceno na Obr. 2.31 a Obr. 2.32.



Obr. 2.30: Varianty vyztužení kolíkových spojů. Vlevo nahoře: 2x vrut SFS-WT-W 6,5x160 (T-A-03), vpravo nahoře 6x vrut SFS-WT-W 6,5x160 (T-A-04), vlevo dole 6x vrut 6x80 (T-B-05), vpravo dole FRP tkanina šířky 80 mm (T-B-06) (autor)

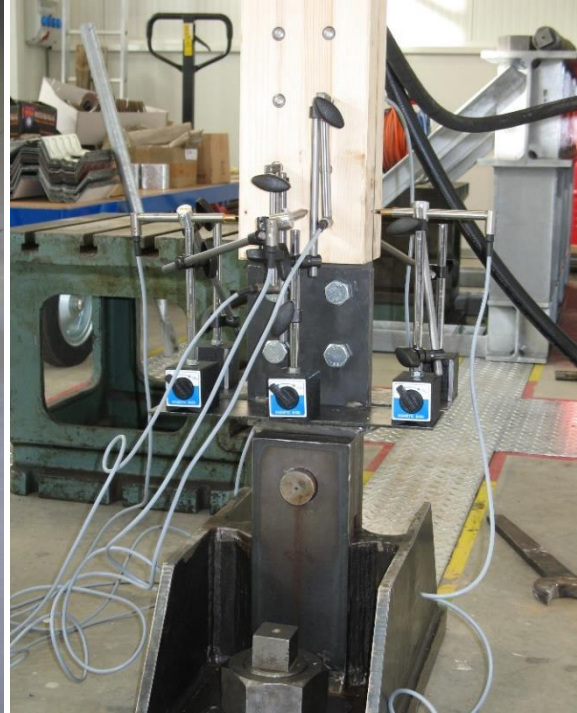
Pro připojení dřevěného prvku k přípravku v horní části byl použit spoj s 8 přesnými svorníky \varnothing 16 mm (10.9) a dvojice vnějších ocelových plechů tloušťky 10 mm z oceli S355. Přípravek byl připojen ke zkušebnímu zařízení čepem \varnothing 30 mm (S355) do typového zakončení.

Pro připojení vloženého plechu analyzovaného spoje k přípravku v dolní části byl použit spoj se 4 přesnými šrouby M20 (10.9) a dvojice plechů tloušťky 10 mm z oceli S355. Přípravek byl připojen ke zkušebnímu zařízení čepem $\varnothing 45$ mm (S355) a čepovými deskami z plechu tloušťky 32 mm (S355).

Vlhkosti zkušebních těles byly měřeny vždy před provedení experimentu vlhkoměrem Testo T606. Ve všech případech se naměřená vlhkost pohybovala v rozmezí 11 až 12 %.



Obr. 2.31: Uchycení zkušebních těles v horní části do zkušebního zařízení (autor)



Obr. 2.32: Uchycení zkušebního tělesa v dolní části ke zkušebnímu zařízení (autor)

2.5.5.2 Uspořádání experimentů

Uspořádání zatěžovacích zkoušek bylo navrženo tak, aby co nejlépe simulovalo chování spojů při obvyklých podmínkách stavební konstrukce. Uspořádání experimentů je patrné z Obr. 2.31, Obr. 2.32 a Obr. 3.33

Zatěžování zkušebních těles tahovou silou bylo vyvozováno elektrohydraulickými válci s kapacitou 500 kN (INOVA). Součástí měřících zařízení byly tenzometrické siloměry a snímače polohy pístu (příčnicku). K měření relativních posunů byly použity indukční snímače dráhy od firmy Hottinger Baldwin Messtechnik HBM WA. Zpracování dat, získaných při experimentálním měření, bylo provedeno pomocí softwaru ke zkušebnímu zařízení CatmanEasy.

Uspořádání zatěžovacích zkoušek je patrné z Obr. 2.33.

Zatěžování zkušebních těles bylo prováděno dvojím způsobem: část zkušebních těles byla zatížena plynule rostoucí tahovou silou, část zkušebních těles byla zatěžována opakovaným zatížením tahovou silou proměnné velikosti.

Zatěžování plynule rostoucí tahovou silou:

Průběh zatěžování byl prováděn v souladu s normativními dokumenty, které pro konkrétní typ prováděných zkoušek předepisují postup zatěžování. Pro zkoušky kolíkových spojů dřevěných prvků je proces předepsán v ČSN EN 26891:

- Zatížení zkušební tělesa na úroveň 40 % předpokládané síly ve spoji;
- Výdrž 30 sekund;
- Snížení intenzity zatížení na úroveň 10 % předpokládané síly ve spoji;
- Plynulé zatěžování do porušení vzorku;

Rychlost zatěžování byla konstantní, volí se v mm/min nebo kN/min tak, aby celková doba zkoušky byla 10 až 15 minut. Během zkoušky bylo prováděno kontinuální zaznamenávání času, velikosti síly, posunu příčnicku a deformace spoje v podélném a příčném směru.

Zatěžování opakovaným zatížením:

Zkušební tělesa byla zatěžována opakovanou tahovou silou proměnné velikosti podle následujícího schématu: 2 sekundy plynulý nárůst síly na úroveň F_i , 2 sekundy pokles na úroveň 30 až 35 kN. 30 zatěžovacích cyklů (tj. 120 sekund) na každé úrovni zatížení až do porušení, viz Obr. 2.33. Přehled prováděných experimentů je uveden v Tab. 2.4.

Tab. 2.4: Přehled zkušebních těles a způsobu zatěžování

označení	druh kolíku	zesílení spoje	zatěžování	poznámka
T-A-01	S355	-	plynulé	
T-A-02	5.8	-	plynulé	
T-A-03	S355	2x SFS-WT-T 6,5x160	plynulé	
T-A-04	S355	6x SFS-WT-T 6,5x160	plynulé	
T-A-05	S355	2x6 vrut 6x80	plynulé	
T-A-06	S355	vnější FRP tkanina 80 mm	plynulé	
T-B-01	1.3505	-	plynulé	
T-B-02	8.8	-	plynulé	
T-B-03	1.3505	2x SFS-WT-T 6,5x160	plynulé	
T-B-04	1.3505	6x SFS-WT-T 6,5x160	plynulé	
T-B-05	1.3505	2x6 vrut 6x80	plynulé	
T-B-06	1.3505	vnější FRP tkanina 80 mm	plynulé	
T-C-01	1.3505	-	plynulé	
T-C-03	1.3505	2x SFS-WT-T 6,5x160	plynulé	
T-C-04	1.3505	6x SFS-WT-T 6,5x160	plynulé	
T-C-05	1.3505	2x6 vrut 6x80	plynulé	
T-C-05a	1.3505	2x6 vrut 6x80	plynulé	trhlina ve spoji
T-VA-01	S355	-	plynulé	měření DIC
T-VA-06	S355	vnější FRP tkanina 80 mm	plynulé	měření DIC
T-VA-07	S355	vnitřní FRP tkanina 80 mm	plynulé	měření DIC

Tab. 2.4: Přehled zkušebních těles a způsobu zatěžování (pokračování)

označení	druh kolíku	zesílení spoje	zatěžování	poznámka
T-Ax-01	S355	-	opakované	
T-Ax-02	5.8	-	opakované	
T-Ax-03	S355	2x SFS-WT-T 6,5x160	opakované	
T-Ax-04	S355	6x SFS-WT-T 6,5x160	opakované	
T-Ax-05	S355	2x6 vrut 6x80 mm	opakované	
T-Ax-06	S355	vnější FRP tkanina 80 mm	opakované	
T-Ax-07	S355	vnitřní FRP tkanina 80 mm	opakované	
T-Bx-02	8.8	-	opakované	

2.5.5.3 Výsledky experimentálního měření

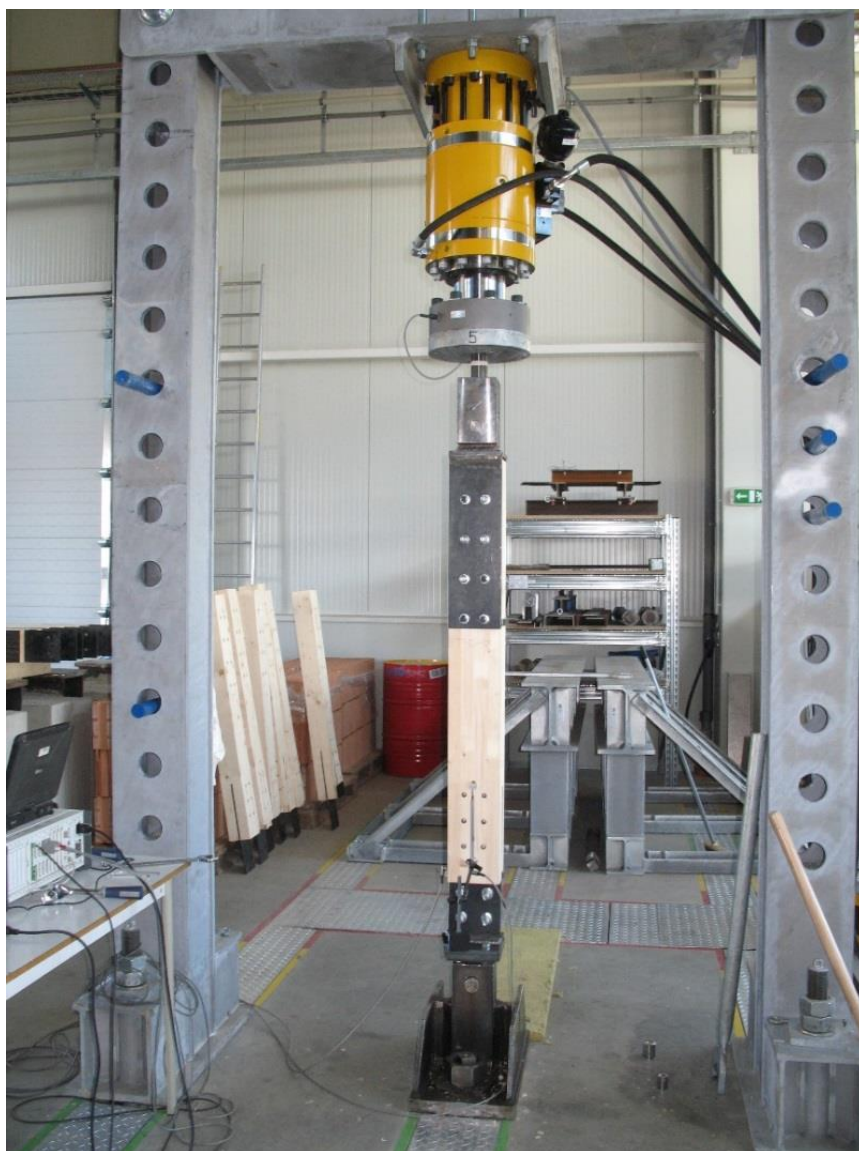
Dosažené výsledky měření jsou zobrazeny v Tab. 2.5 a na Obr. 2.35, Obr. 2.36, Obr. 2.37, pro zatížení plynulou tahovou silou a pro zatížení opakované v Tab. 2.7 a na Obr. 2.38.

Tab. 2.5: Výsledky zatěžovacích zkoušek plynulým tahem

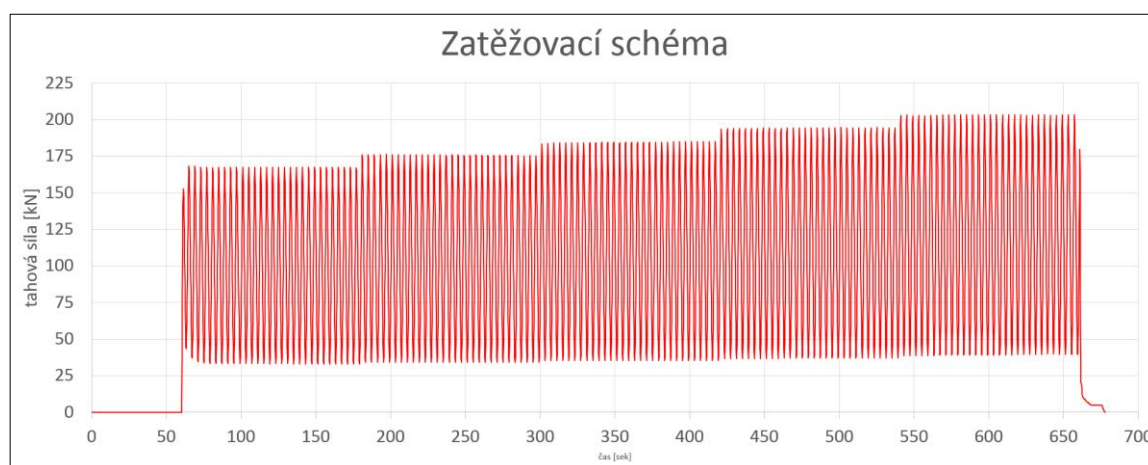
označení	druh kolíku	zesílení spoje	F_{Rd} [kN]	$u_z(F_{Rd})$ [mm]	F_{max} [kN]
T-A-01	S355	-	85,18	1,152	232,95
T-A-02	5.8	-	74,96	1,352	165,57
T-A-03	S355	2x SFS-WT-T 6,5x160	85,18	1,014	192,49
T-A-04	S355	6x SFS-WT-T 6,5x160	85,18	1,135	227,70
T-A-05	S355	2x6 vrut 6x80 mm	85,18	1,257	221,51
T-A-06	S355	vnější FRP tkanina 80 mm	85,18	1,285	197,76
T-B-01	1.3505	-	98,47	1,818	200,90
T-B-02	8.8	-	86,70	1,923	235,24
T-B-03	1.3505	2x SFS-WT-T 6,5x160	98,47	1,815	174,55
T-B-04	1.3505	6x SFS-WT-T 6,5x160	98,47	1,241	228,26
T-B-05	1.3505	2x6 vrut 6x80 mm	98,47	1,685	236,07
T-B-06	1.3505	vnější FRP tkanina 80 mm	98,47	1,769	171,98
T-C-01	1.3505	-	98,47	1,507	251,41
T-C-03	1.3505	2x SFS-WT-T 6,5x160	98,47	0,982	219,63
T-C-04	1.3505	6x SFS-WT-T 6,5x160	98,47	1,154	255,14
T-C-05	1.3505	2x6 vrut 6x80 mm	98,47	0,921	219,82
T-C-05a	1.3505	2x6 vrut 6x80 mm	98,47	1,221	194,03

kde:

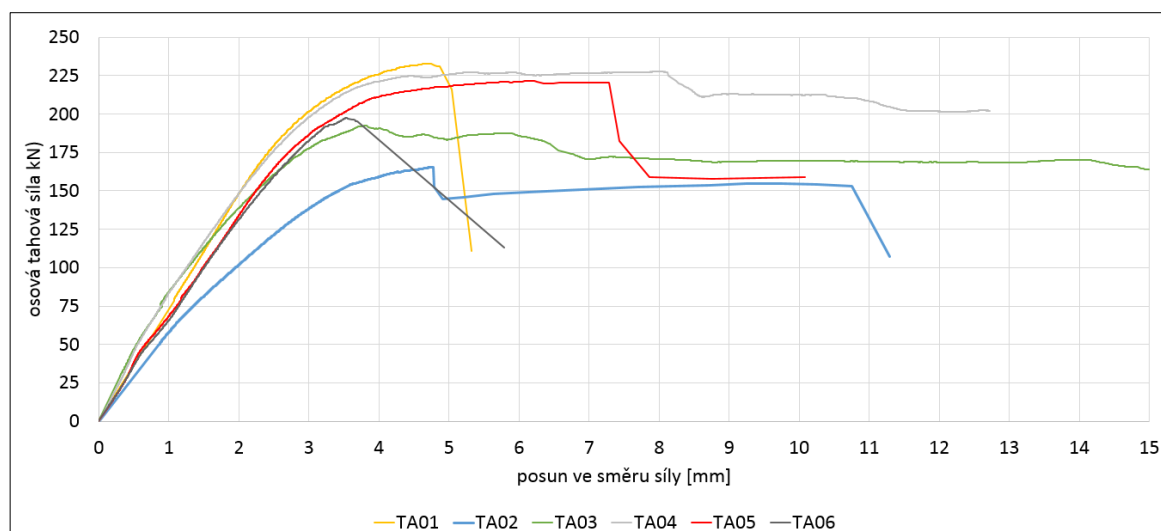
F_{Rd} je návrhová únosnost kolíkového spoje podle ČSN EN 1995-1-1;
 $u_z(F_{Rd})$ je protažení spoje na úrovni návrhové pevnosti;
 F_{max} je maximální síla přenesená spojem během experimentu.



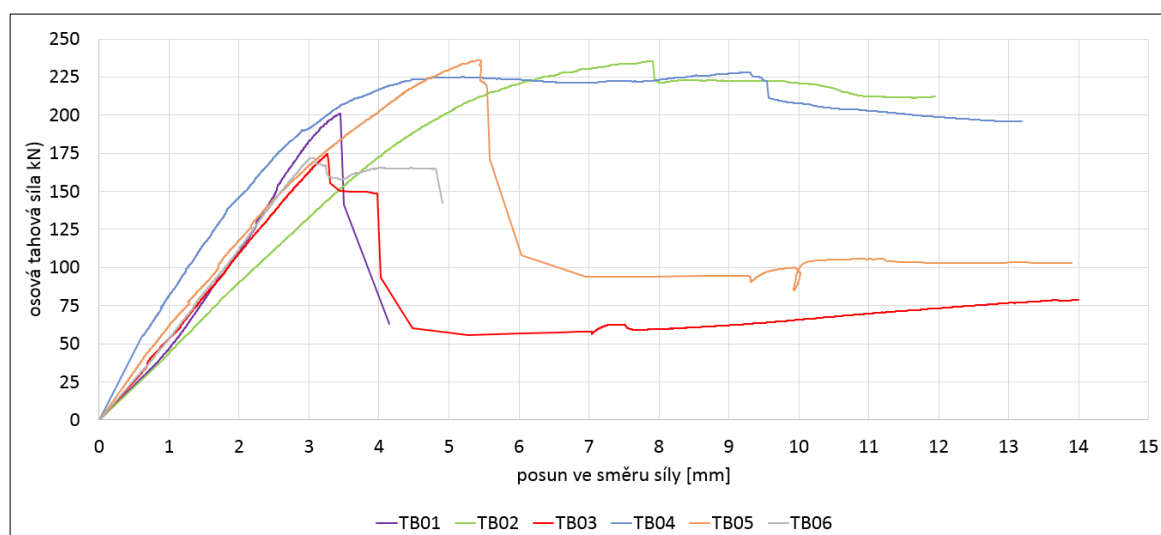
Obr. 2.33: Celkové uspořádání zatěžovací zkoušky (autor)



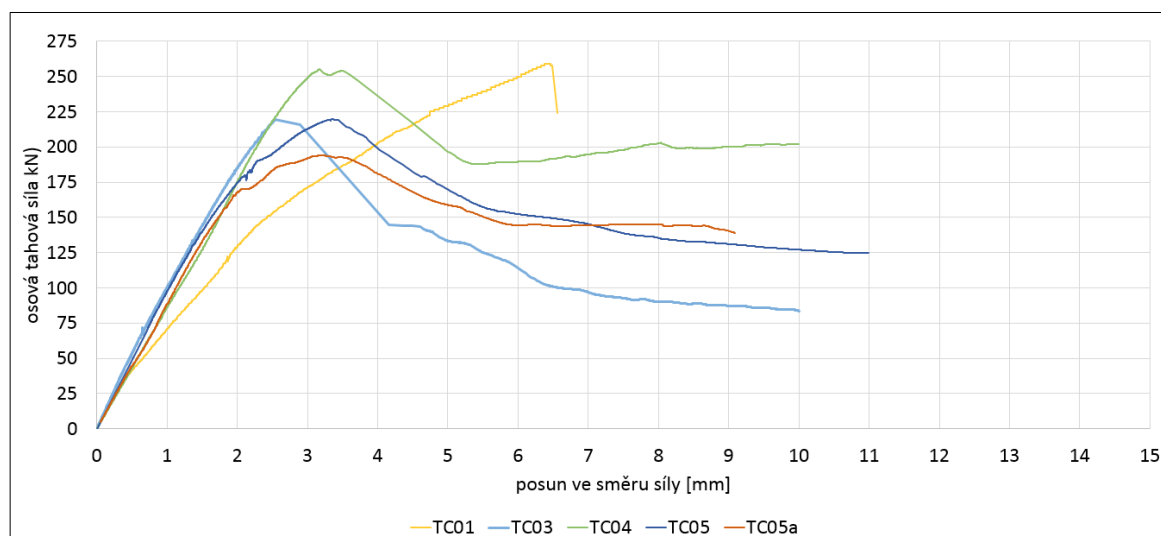
Obr. 2.34: Zatěžovací schéma opakovaného zatížení zkušebních těles tahovou silou (na obrázku závislost síla – čas pro T-Bx-02)



Obr. 2.35: Závislost síla – posun pro zkušební tělesa T-A (kolíky z oceli S355 a 5.8)



Obr. 2.36: Závislost síla – posun pro zkušební tělesa T-B (kolíky z oceli 1.3505 a 8.8)



Obr. 2.37: Závislost síla – posun pro zkušební tělesa T-C (kolíky z oceli 1.3505)

Tab. 2.6: Zatěžovací schéma opakovaného zatížení tahovou silou

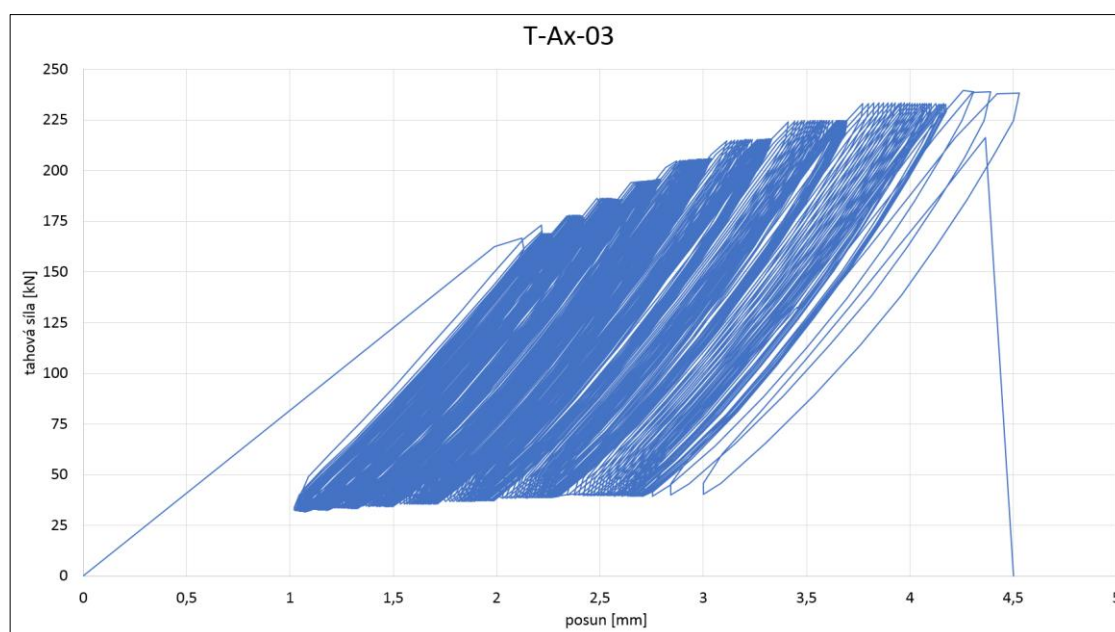
tělesa	úroveň	F_i [kN]	tělesa	úroveň	F_i [kN]
T-Ax	1	165	T-Bx	1	165
	2	175		2	175
	3	185		3	185
	4	195		4	195
	5	205		5	205
	6	215		6	215
	7	225			
	8	235			
	9	240			

Tab. 2.7: Výsledky zatěžovacích zkoušek opakovaným zatížením

označení	druh kolíku	zesílení spoje	počet cyklů	F_{max} [kN]
T-Ax-01	S355	-	178	215,74
T-Ax-03	S355	2x SFS-WT-T 6,5x160	244	239,68
T-Ax-04	S355	6x SFS-WT-T 6,5x160	180	215,26
T-Ax-05	S355	2x6 vrut 6x80	125	203,61
T-Ax-06	S355	vnější FRP tkanina 80 mm	77	188,05
T-Ax-07	S355	vnitřní FRP tkanina 80 mm	44	177,87
T-Bx-02	8.8	-	150	203,42

kde:

F_{max} je maximální síla přenesená spojem během experimentu.



Obr. 2.38: Závislost síla – posun pro opakované zatížení tahovou silou (na obrázku T-Ax-03)



Obr. 2.39: Typická porušení zkušebních těles. Vlevo nahoře: T-A-05, vpravo nahoře: T-VA-07, vlevo dole T-A-06, vpravo dole T-A-04 (autor)

2.5.6 Závěry k dosaženým výsledkům experimentálních zkoušek

Celkem bylo podrobena experimentálním testům 40 zkušebních těles, která se vzájemně odlišovala použitým druhem kolíkových prostředků (závitová tyč nebo hladký kolík, 4 druhy pevností oceli) a případným vyztužením spoje (5 variant vyztužení). Tělesa byla

podrobena zatěžování buď plynule rostoucí tahovou silou až do porušení nebo opakovaně tahovou silou proměnné intenzity.

Cílem experimentů bylo ověřit funkčnost a vliv různých forem vyztužení spoje na jeho únosnost a chování (zejména v okamžiku po dosažení únosnosti a porušení spoje), přibližně určit rezervu v únosnosti spoje oproti úrovni návrhové únosnosti a zjistit vliv opakovaného zatížení na únosnost spoje.

Podle Tab. 2.5 lze konstatovat, že maximální únosnost spoje, dosažená při zatěžovacích zkouškách, byla ve všech případech vyšší, než je návrhová únosnost spoje. Průměrně byla návrhová únosnost spoje na úrovni cca 45 % dosažené experimentální únosnosti – nejméně 36 %, nejvíce 57 %. Ve všech případech byla úroveň návrhové únosnosti bezpečně v oblasti pružného chování všech částí spoje. Lze konstatovat, že návrhová pravidla podle ČSN EN 1995-1-1 směřují k bezpečnému návrhu spoje.

Deformace (protažení) spoje na úrovni návrhové pevnosti (viz Tab. 2.5) dosáhly hodnot 0,92 mm až 1,93 mm oproti výchozímu stavu, což byla očekávaná hodnota. U závitových tyčí se jednalo o vyšší úroveň, danou rozdílem mezi průměrem otvoru pro kolíkový prostředek a průměrem jádra závitové tyče.

Při experimentálních zkouškách se alternativně uvažovaly spoje bez vyztužení, s vyztužením dlouhými (dvouzávitovými) vruty, krátkými celozávitovými vruty nebo FRP tkaninou přilepenou epoxidovým lepidlem k vnějšímu/vnitřnímu povrchu dřevěného profilu. Provedenými zkouškami se neprokázal vliv vyztužení na maximální únosnost spoje. Vyztužení má ovšem zásadní (příznivý) dopad na chování spoje v plastické oblasti a po porušení. Zatímco u spojů bez vyztužení došlo vzápětí po porušení ke ztrátě únosnosti, u vyztužených spojů k okamžitému kolapsu bezprostředně po porušení spoje nedošlo (viz Obr. 2.35, Obr. 2.36 a Obr. 2.37).

Jako nejúčinnější se ukázalo vyztužení spoje pomocí dlouhých dvouzávitových vrutů, kdy ve všech případech uspořádání kolíkových prostředků spoj vykazoval i po porušení nejvyšší schopnost přenosu dalšího zatížení.

Aplikace FRP tkaniny pro vyztužení spojů je výhodná, pokud by bylo možné tkaninu aplikovat kolem celého profilu (obepnout). Nosná schopnost vyztužení v použitém uspořádání je tak závislá na soudržnosti lepidla s dřevěným povrchem a tkaninou.

Při opakovaném zatížení tahovou silou (Obr. 2.34) nastalo porušení spoje vždy při nižší úrovni zatížení, než bylo dosaženo při zkoušce plynule rostoucí tahovou silou. I v případě opakovaného zatížení se jako nejúčinnější ukázalo vyztužení dvouzávitovými vruty.

Při experimentálních zkouškách se ukázalo, že vliv lokálních poškození menšího rozsahu nemá na únosnost a chování spoje v úrovni návrhové únosnosti významný vliv. Snížení únosnosti se projeví až při nejvyšších úrovních zatížení: při montáži kolíkového spoje u tělesa T-C-05a došlo vlivem nepřesného vrtání ke vzniku trhliny v oblasti kolíku. Při zatěžovací zkoušce bylo dosaženo pouze mírně vyšších deformací a nižší únosnosti spoje oproti tělesu bez poškození T-C-05 (viz Obr. 2.37). V případě zkušebního tělesa T-A-06 se v oblasti spoje nacházel rozměrný suk (viz Obr. 2.39). Z obrázku je patrné porušení

základního materiálu v této oblasti, což se projevilo na pracovním diagramu přípoje v jeho plastické oblasti (viz Obr. 2.35)

2.5.7 Modelování 3D metodou konečných prvků

V posledních desetiletích se metoda konečných prvků (FEM) stala převládající metodou používanou pro analýzu ve strukturální mechanice. Pro řešení úlohy byl použit programový systém ANSYS. Jedná se o technologii, která umožňuje řešit velice komplexní multifyzikální úlohy metodou konečných prvků.

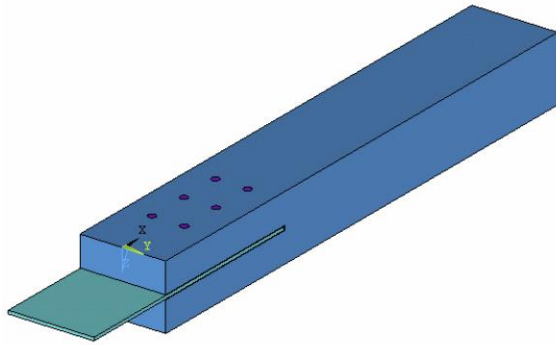
Studie nelineárních dřevěných modelů má široké uplatnění nejen při navrhování nových konstrukcí, ale také při posuzování stávajících konstrukcí. Zejména u dřevěných konstrukcí je možné pomocí MKP studovat různé typy strukturálních systémů. Spoje dřevěných prvků hrají klíčovou roli ve strukturálním chování a mechanismu poruch v jakémkoli druhu dřeva nebo smíšených struktur ocel-dřevo.

V průběhu posledních desetiletí byla provedena řada numerických modelových studií různých typů dřevěných spojů a kombinací materiálů. Studie modelování dřevěných spojů zahrnují od jednoduchých modelů založených na vztahu zatížení – deformace k sofistikovaným modelům, včetně podrobných nelineárních prvků pro každý upevňovací prvek. Při studiu spojů lze použít různé přístupy. Modelování FEM může zahrnovat deformovatelný kontakt včetně třecích účinků mezi kontaktními povrchy. Nejpokročilejší simulace dřevěných spojů se provádí pomocí trojrozměrných modelů, protože dvourozměrné poskytují výsledky s vyšší tuhostí. Kromě toho je třeba vzít v úvahu další faktory, jako jsou geometrické a materiálové nelinearity, kontakt, tření a lom dřeva. Kvalita výsledků získaných pomocí FEM závisí na typu použitého prvku, diskretizaci, konstitutivních rovnicích, velikosti kroku zatížení, přijatém kinematickém popisu a dalších faktorech.

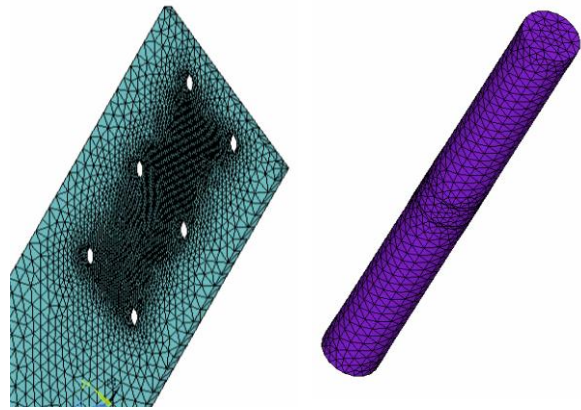
V rámci prezentované studie byl použit popis geometrie pomocí prostorových prvků s kvadratickou násadou SOLID 95. Pomocí těchto prostorových prvků byly popsány veškeré části spoje – kolíky, plech i základní materiál. Vyhodnocováno bylo pole posunutí a napětí. Řešení spojů systémem ANSYS bylo provedeno ve spolupráci s Ing. Miroslavou Hruzíkovou, Ph.D.

Vlastnosti materiálu byly převzaty (Milch, 2016) pro smrk norský s hustotou $462 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$. a jsou uvedeny v Tab. 2.8.

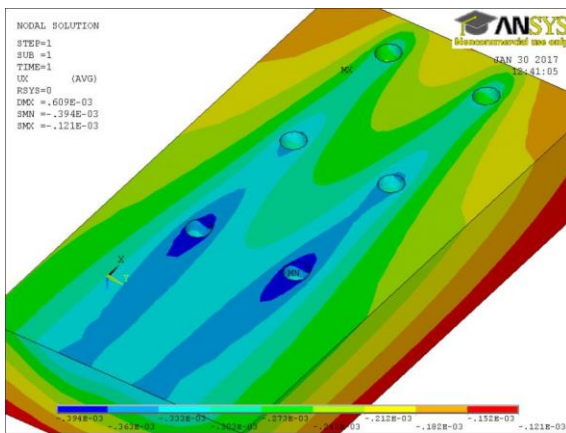
Modelování 3D metodou konečných prvků bylo provedeno jako ukázka možností využití metody v oblasti analýzy detailů dřevěných konstrukcí. Vybrané výsledky jsou uvedeny na Obr. 2.42 až Obr. 2.45.



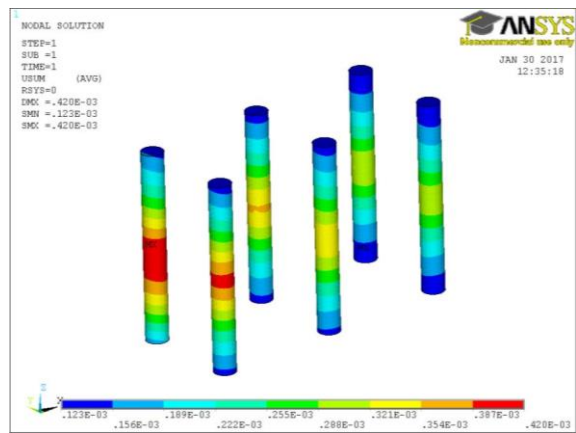
Obr. 2.40: MKP model analyzovaného spoje



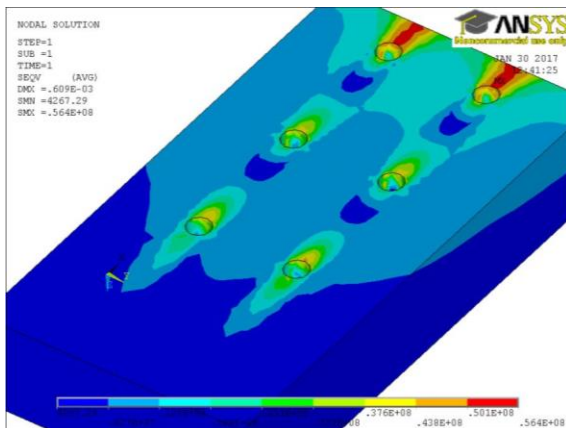
Obr. 2.41: Pokrytí vloženého ocelového plechu a kolíků prvky SOLID 95



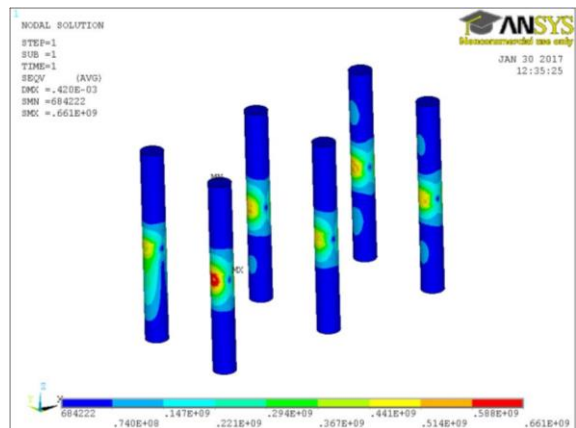
Obr. 2.42: Analýza MKP – deformace základního prvku a vloženého plechu (vnitřní povrch v místě vloženého plechu) při úrovni zatížení 285 kN



Obr. 2.43: Analýza MKP – deformace kolíkových prostředků při úrovni zatížení 285 kN



Obr. 2.44: Analýza MKP – srovnávací napětí v základním dřevěném prvku (vnitřní povrch v místě vloženého plechu) při úrovni zatížení 285 kN



Obr. 2.45: Analýza MKP – srovnávací napětí v ocelových kolících při úrovni zatížení 285 kN

Tab. 2.8: Materiálové charakteristiky smrkového dřeva (Milch, 2016)

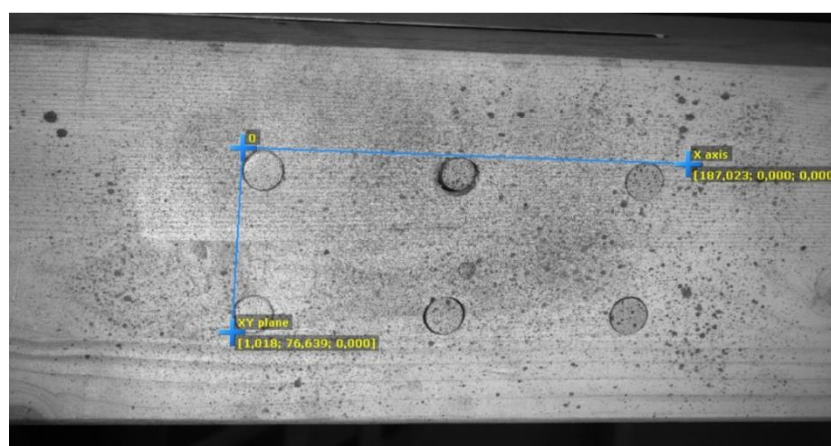
		L	R	T
Elastic	$E_{i,c}$ [MPa]	17 850	352	289
		LR	RT	LT
	G_{ij} [MPa]	573	53	474
	ν_{ij} [-]	0,023	0,557	0,014
		L	R	T
Plastic	$\sigma_{i,yield,ten}$ [MPa]	49,00	6,40	7,10
	$E_{i,tang,ten}$ [MPa]	140,00	1,80	2,30
	$\sigma_{i,yield,com}$ [MPa]	49,00	6,40	7,10
	$E_{i,tang,com}$ [MPa]	140,00	1,80	2,30
		LR	RT	LT
	$\sigma_{ij,yield,she}$ [MPa]	6,70	6,70	3,10
	$\sigma_{ij,tang,she}$ [MPa]	5,73	0,53	4,74

*Symbols i and ij characterize the anatomical directions (L - lateral, R - radial, T - tangential)

2.5.8 Metoda korelace digitálního obrazu

Při experimentu byl využit systém DIC pro měření výchylek a přetvoření na dřevěném prvku v oblasti analyzovaného spoje při zatížení osovou tahovou silou.

Byl použit 3D DIC systém s aplikací dvou monochromatických kamer Prosilica GT2000 s čipem CMOSIS CMV2000 o rozlišení 2 MPx (2048x1088 px) a snímkovací frekvenci 50 Hz. Kamery byly osazeny 35 mm objektivy nastavenými na clonu $f = 5,6$. Kamery byly mezi sebou synchronizovány pomocí metody MASTER-SLAVE, kdy MASTER kamera vytváří TTL signál, který odpaluje SLAVE kameru.

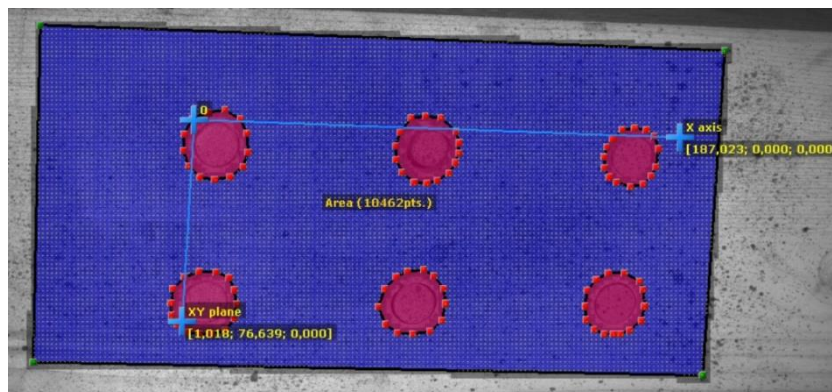


Obr. 2.46: Orientace souřadného systému

Kamery byly přichyceny na hliníkovém profilu, který umožňuje nastavit kamery ve dvou stupních volnosti. Měnit jejich vzájemnou vzdálenost a úhel, který mezi sebou svírají. Celek hliníkového ramena byl uchycen na studiový stativ.

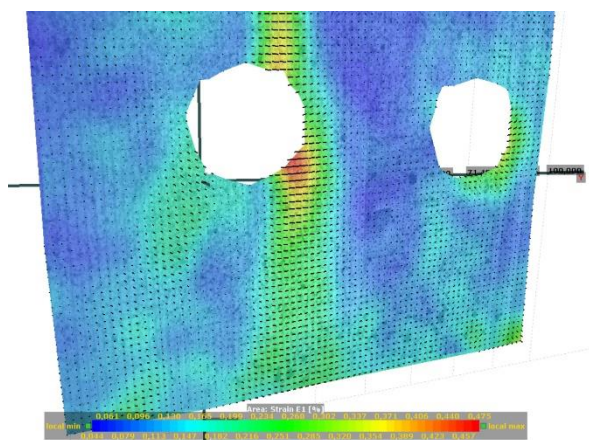
Souřadný systém byl nastaven tak, že osa X korespondovala s osou zatěžování a rovina XY leží na povrchu trámu (Obr. 2.46).

Na tuto plochu byla umístěna virtuální oblast s 10462 body, které byly použity pro vytvoření výpočetní sítě. Červená místa označují oblasti, které byly vyloučeny z výpočtu (Obr. 2.47).

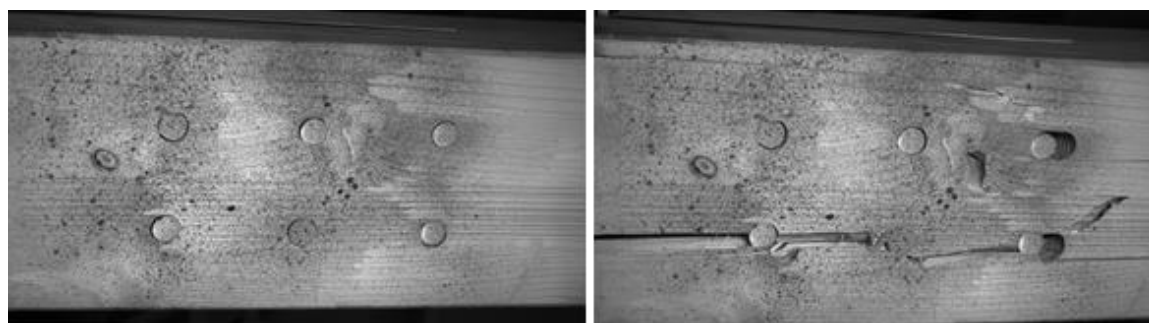


Obr. 2.47: Oblast pro výpočet map rozložení přetvoření a výchylek

Prostřednictvím výpočetní sítě lze ve všech bodech sítě při jakékoliv úrovni zatížení po zpracování naměřených dat vykreslit hodnoty výchylek a přetvoření na povrchu zkoumaného objektu, jak je uvedeno na Obr. 2.48.



Obr. 2.48: Vykreslení hlavního přetvoření se znázorněním směru

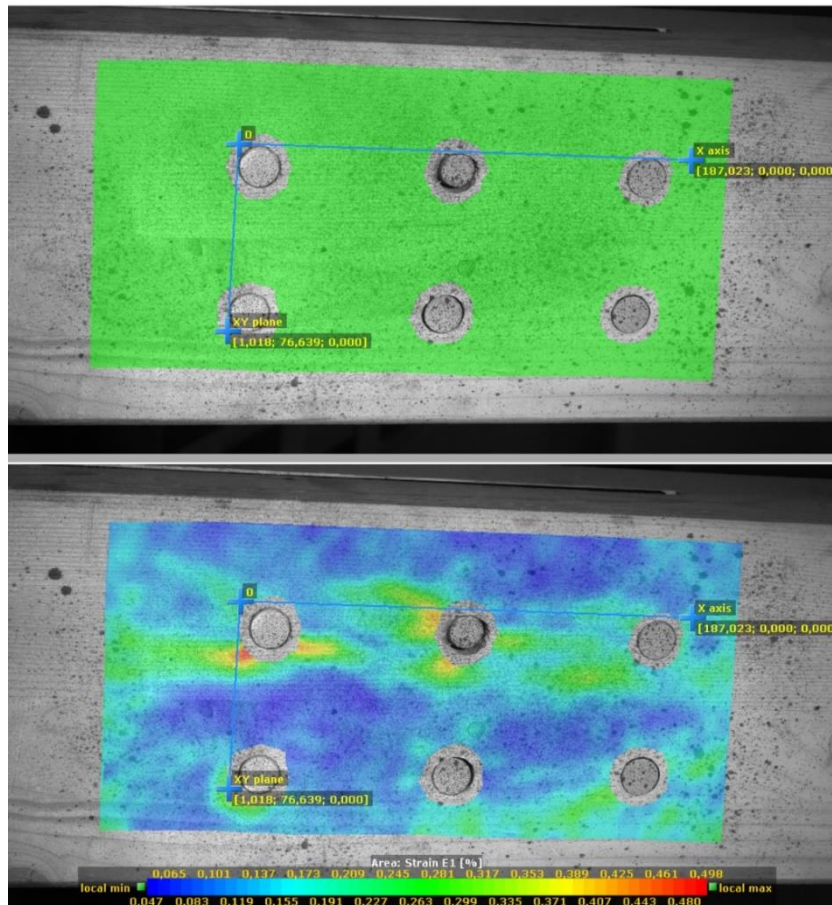


Obr. 2.49: Zkušební těleso před a po deformaci

Při prováděném experimentu je třeba synchronizovat zatěžování a měření deformací s řízením snímání obrazu. Pro každou úroveň zatížení pak lze získat obraz přetvoření povrchu.

Aplikace metody korelace digitálního obrazu byla provedena jako ukázka možností využití v oblasti predikce a popisu chování detailů dřevěných konstrukcí při zatížení.

Měření DIC bylo provedeno v centru AdMaS ve spolupráci s firmou Sobriety s.r.o.



Obr. 2.50: Rozložení přetvoření před a v průběhu zatěžování. Škála je variabilní a v počátku zelená barva odpovídala nulovému přetvoření

2.6 Shrnutí výsledků, závěry

V oblasti problematiky spojů dřevěných prutových prvků se práce zabývá spoji s kolíkovými spojovacími prostředky typu „dřevo – ocel“ s jedním ocelovým plechem vloženým v ose dřevěného prvku. Je zaměřena na rozbor chování přípoje při zatížení v závislosti na změnách některých parametrů spoje, zejména vlivu proměnné vlhkosti, změny mechanických vlastností a typu kolíkových prostředků, provedení vyztužení spoje a účinek opakovaného cyklického zatížení přípoje a porovnání takto získaných dat s navrhovanými parametry dle aktuálních platných normativních dokumentů. To vše při uvážení podmínek, které v co největší míře korespondují se standardní stavební praxí.

Cílem prováděných analýz bylo sledovat chování reálných konstrukčních detailů, tedy simulovat situaci, která se co nejvíce blíží skutečnému působení přípoje v nosné

konstrukci. Jedním z důležitých požadavků na zhotovení zkušebních těles tudíž bylo provedení jejich výroby ve standardní kvalitě, aby bylo možné sledovat chování nikoliv exaktně zhotovených vzorků speciálně pro laboratorní výzkum, ale konstrukčního detailu v obvyklé kvalitě běžně realizovaných stavebních konstrukcí. Ze stejného důvodu bylo uspořádání experimentálního měření – zatěžovací zkoušky – navrženo tak, aby bylo v co největší míře simulováno působení analyzovaného detailu v konstrukci, tedy i s případnými imperfekcemi v obvyklé míře.

Při prováděných rozborech byly využívány zejména analytické postupy popisu vlastností spojů v souladu s normativním dokumentem ČSN EN 1995-1-1 a metody experimentální, které byly doplněny o možnosti popisu chování zatíženého konstrukčního detailu matematickým modelováním MKP a metodu korelace digitálního obrazu.

Vliv proměnné vlhkosti na chování spoje byl zkoumán u dřevěných prutových prvků kruhového průřezu průměru 160 mm z rostlého dřeva třídy pevnosti C24. Spoj byl tvořen ocelovým plechem tloušťky 8 mm a svorníky \varnothing 12 mm ze závitové tyče jakosti 8.8. Alternativně bylo použito zesílení spoje proti rozštípnutí osazením desek s prolisovanými trny do čela dřevěného profilu. Vlhkost dřevěných prvků v době zkoušek byla nastavena na 12 %, 24 % a 32 %, což přibližně koresponduje například s reálnou vlhkostí dřeva při zahájení stavby srubových domů, jejich montáží a při užívání.

Při experimentálních testech bylo celkem odzkoušeno 6 zkušebních těles. Výsledky dosažených únosností při zatěžovacích zkouškách jsou uvedeny v Tab. 2.2 a závislost mezi silou a protažením spoje při zatížení na Obr. 2.18. Při zkouškách bylo ověřeno, že vysoká vlhkost negativně ovlivňuje pevnost dřeva a snižuje pevnost kolíkových spojů. Při zvýšení vlhkosti z 12 % na 24 % byl zaznamenán pokles únosnosti spoje o 31 %, při změně vlhkosti z 12 % na 32 % došlo ke snížení únosnosti o 41 %. Významný účinek na únosnost spoje má vyztužení dřeva proti rozštípnutí. Osazení desek s prolisovanými trny do čela dřevěného profilu vedlo k významnému zvýšení únosnosti spoje o 34 až 39 % oproti stavu bez vyztužení.

Provedené analýzy prokázaly, že i při vysoké vlhkosti dřeva vykazují kolíkové spoje dostatečnou únosnost a návrhová pravidla podle standardu ČSN EN 1995-1-1 vedou ve všech případech k bezpečnému návrhu spoje.

Cílem analýzy kolíkových spojů prutových prvků z lepeného lamelového dřeva s vloženým ocelovým plechem a ocelovými kolíky bylo vyšetřit vliv změny mechanických vlastností a typu kolíků, provedení vyztužení spoje a účinek opakovaného cyklického zatížení přípoje na jeho únosnost. Byl zpracován rozbor vlivu proměnných parametrů jednotlivých částí spoje na jeho celkovou únosnost: pevnosti základního materiálu, tloušťky a pevnosti oceli vloženého plechu, pevnosti oceli kolíkových prostředků a použitý typ a vlivu vyztužení spoje proti rozštípnutí a skupinovému porušení.

Ověřování chování spojů při zatížení bylo prováděno zejména experimentálními postupy – laboratorními zatěžovacími zkouškami. Kromě vlivu výše uvedených parametrů byl zkoumán účinek různých forem vyztužení na chování spoje při zatížení, a to jak plynule

rostoucí tahovou silou, tak i opakovaným cyklickým zatížením tahovou silou proměnné intenzity.

Základní dřevěný prvek byl jednotně proveden z lepeného lamelového dřeva BSH třídy pevnosti GL24h o rozměrech 120x160 mm. Ocelový plech byl zhotoven z oceli třídy pevnosti S355 tloušťky 6 mm. Kolíkové prostředky (kolíky) \varnothing 16 mm byly variantně použity jako hladké z oceli S355 a pevnostní 1.3505 (s hodnotou meze pevnosti 750 MPa) nebo závitové třídy pevnosti 5.8 a 8.8. Vyztužení spoje proti rozštípnutí a skupinovému porušení bylo alternativně provedeno pomocí celozávitových vrutů \varnothing 6x80 mm, osazených v příčném směru spoje u každého kolíkového prvku, pomocí dvouzávitových vrutů SFS-WT-T 6,5x160 mm, osazených v příčném směru spoje u každé řady kolíků nebo pouze na konci spoje za poslední řadou kolíků, pomocí FRP tkaniny šířky 80 mm, přilepené epoxidovým lepidlem na konci dřevěného prvku za poslední řadou kolíků na povrch dřevěného prvku, resp. do rozšířeného výřezu pro vložený ocelový plech na konci dřevěného prvku za poslední řadou kolíků.

Při experimentálních testech bylo celkem odzkoušeno 40 zkušebních těles, která se vzájemně odlišovala použitým druhem kolíkových prostředků a případným vyztužením spoje. Tělesa byla podrobena zatěžování buď plynule rostoucí tahovou silou až do porušení nebo opakovaně tahovou silou proměnné intenzity.

Výsledky dosažených únosností při zatěžovacích zkouškách jsou uvedeny v Tab. 2.5 a Tab. 2.7, závislost mezi silou a protažením spoje při zatížení na Obr. 2.35, Obr. 2.36 a Obr. 2.37.

Provedenými experimentálními zkouškami bylo ověřeno, že maximální únosnost spojů, zjištěná laboratorními zatěžovacími zkouškami, byla ve všech případech vyšší, než je návrhová únosnost spoje vypočtená podle standardu ČSN EN 1995-1-1. Návrhová únosnost spoje byla na úrovni od 36 %, do 57 %. Ve všech případech tedy byla bezpečně v oblasti pružného chování všech částí spoje. Protažení spoje na úrovni návrhové pevnosti (viz Tab. 2.5) dosáhly hodnot 0,92 mm až 1,93 mm oproti výchozímu stavu, což byla hodnota odpovídající předpokladům. U závitových tyčí se jednalo o vyšší úroveň, danou rozdílem mezi průměrem otvoru pro kolíkový prostředek a průměrem jádra závitové tyče.

Experimentální zkoušky rovněž prokázaly významný vliv vyztužení spoje na jeho chování v plastické oblasti a po porušení. Zatímco u spojů bez vyztužení došlo při porušení ihned ke ztrátě únosnosti, u vyztužených spojů ke kolapsu bezprostředně po porušení spoje nedošlo (viz Obr. 2.35, Obr. 2.36 a Obr. 2.37). Jako nejúčinnější se ukázalo vyztužení spoje pomocí dlouhých dvouzávitových vrutů. Provedenými zkouškami se v oblasti návrhové únosnosti neprokázal přímý vliv vyztužení na zvýšení únosnosti spoje.

Při opakovaném zatížení tahovou silou (Obr. 2.34) nastalo porušení spoje vždy při nižší úrovni zatížení, než bylo dosaženo při zkoušce plynule rostoucí tahovou silou. I v případě opakovaného zatížení se jako nejúčinnější ukázalo vyztužení dvouzávitovými vruty.

Provedené analýzy prokázaly dostatečnou únosnost kolíkových spojů i při opakovaném namáhání tahovou silou. Lze konstatovat, že návrhová pravidla podle standardu ČSN EN 1995-1-1 vedou ve všech případech k bezpečnému návrhu spoje.

3 Čepové spoje

3.1 Úvod, všeobecně

Čepové spoje patří do kategorie spojů mechanických. Navrhují se obvykle pro přenos statického i dynamického zatížení, a to především v konstrukcích strojů a mechanických zařízení, konstrukcí technologických, vojenských, ale i stavebních.

V kategorii konstrukcí strojních zařízení a konstrukcí patří čepové spoje mezi široce užívané detaily. Navrhují se jako jednoduše rozebíratelné kloubově působící spoje, u nichž je většinou požadována možnost vzájemně nezávislého (resp. volného) pootáčení spojovaných pohyblivých strojních součástí.

V oblasti konstrukcí stavebních patří čepové spoje, společně se spoji nýtovými, k historicky nejstarším typům spojů. V široké míře se uplatňovaly od 2. poloviny 19. stolní jako nosné spoje kovových prutů, u nichž bylo třeba zajistit kloubové spojení. Čepové spoje tak lze nalézt v detailech historických kovových konstrukcí mostů, lávek nebo zastřešení. Jejich funkčnost, mechanická odolnost i trvanlivost je tak prokázána u velkého množství realizovaných inženýrských konstrukcí i konstrukcí pozemních staveb, často sloužících dodnes.

Čepové spoje plní obvykle funkci kloubu, umožňují vzájemné pootáčení spojovaných částí a zásadním způsobem omezují přenášení ohybových momentů mezi prvky – moment od tření, který vzniká mezi vlastním čepem a spojovanými prvky (čepovými deskami) je úměrný ohybové tuhosti připojovaných prvků: čím je ohybová tuhost menší, tím je menší i moment vznikající vzájemným třením součástí spoje. V případě přenosu sil vysoké intenzity čepovým spojem lze vliv tření částečně redukovat úpravou povrchu čepu – například kalením, kdy tvrdý a hladký povrch lépe těmto vlivům odolává.

V současnosti se v oblasti ocelových stavebních konstrukcí čepové spoje navrhují, ve srovnání se spoji svařovanými nebo šroubovými, méně často. Přesto mají, s ohledem na své vlastnosti, v kategorii spojů nosných prvků důležité a nezastupitelné místo. Uplatnění nacházejí především tam, kde je požadována možnost volného pootáčení spojovaných prvků – trvalá nebo dočasná, například jen po dobu montáže konstrukce. Jedná se o přípoje prvků s malou ohybovou tuhostí (např. lanových nebo tyčových prutů) v nosných systémech mostů a lávek. Spoje s čepem se dále používají v podporových detailech střešních konstrukcí, kde omezují vnášení ohybových momentů do nosných prvků střeš. Dalším důležitým místem využití čepových spojů jsou připojení prvků, u nichž je požadováno časté a jednoduše proveditelné rozebírání a zpětná montáž, jako například u mobilních konstrukcí přístřešků, některých typů zastřešení, u dočasných nebo provizorních mostů a lávek. Čepové spoje se taktéž navrhují u ztužidlových a zavětrovacích prvků z ocelových tyčí a lan u jednopodlažních nebo vícepodlažních budov s nosnou ocelovou, železobetonovou i dřevěnou konstrukcí.

Důležitou oblastí aplikace čepových spojů jsou detaily konstrukcí dřevěných, kde se užívají především v kloubových podporových přípojích – místech uložení dřevěných prvků na

podpůrnou betonovou nebo ocelovou konstrukci. Důvodem je snížení namáhání nosných dřevěných prvků tahem kolmo k vláknům – kloub (resp. možnost volného pootočení ve spoji) v podporovém místě výrazně eliminuje vznik ohybových momentů, které vyvolávají nepříznivé namáhání dřeva.

Významnou předností čepových spojů je jednoduchá výroba a snadná a rychlá montáž. Klíčovou výhodou, jak již bylo zmíněno, je kloubové spojení prvků ve spoji bez vzniku významných ohybových momentů. Naopak jistým nedostatkem čepových spojů je riziko porušení/kolapsu nosné konstrukce nebo její části při selhání čepu (resp. spoje), neboť se jedná o spoj s jediným nosným prvkem, tedy bez možnosti přenosu zatížení na jiné prvky spoje. Dalším nepříznivým faktorem může být, zejména u konstrukcí v exteriéru, možnost vzniku a rozvoje koroze vnitřních částí čepového spoje včetně kontaktních ploch, u kterých nelze, s ohledem na možnost volného pootáčení, zajistit standardní stupeň protikorozní ochrany. Přítomnost korozivních produktů v těchto oblastech může zvyšovat tření mezi stykovanými částmi a tím i vznik a částečný přenos ohybových momentů mezi nimi – vůle mezi čepem a stykovanými součástmi tento vliv do značné míry eliminují.

Při zatížení čepových spojů vznikají v čepových deskách oblasti s vysokým namáháním, vyvolané koncentrací silových toků. Jako výhodné se tudíž jeví využití ocelí vysoké pevnosti, neboť vysoká pevnost materiálu vytváří rezervu pro přenos lokálních extrémů napětí v blízkosti otvorů pro čep. Některé druhy vysokopevnostních ocelí mohou, kromě vysoké pevnosti, vykazovat i vysokou míru tvrdosti, která se může příznivě projevit v místech kontaktu čepu a desky.

Problematika čepových spojů je v dalších kapitolách cílena na detaily používané v oblasti ocelových a dřevěných konstrukcí, vystavených působení statického zatížení.

3.2 Čepové spoje v konstrukcích staveb

Typický čepový spoj, navrhovaný v detailech nosných konstrukcí staveb, sestává z ocelového čepu válcového tvaru konstantního kruhového průřezu s hladkým povrchem a spojovaných prvků – ocelových čepových desek, případně upravených konců prutů. V návaznosti na intenzitu působícího zatížení a rozměry spojovaných prvků se většinou jedná o spoje dvojtřížné, případně čtyřtřížné, a to obvykle tvořené lichým počtem čepových desek, souměrně uspořádaných k těžišti spoje, resp. připojovaných prvků (Obr. 3.1). Zejména u historických konstrukcí jsou k vidění i spoje více-třížné, jak ukazuje Obr. 3.2 (Duggal, 2007).

Čepový spoj je charakteristický mezerou mezi stykovanými částmi a absencí jejich vzájemného sepnutí – na rozdíl od spoje šroubového, kdy jednotlivé spojované prvky jsou v přímém kontaktu a jsou vzájemně sepnuty (sevřeny) šroubem s maticí. Vzhledem k uspořádání spojovaných prvků s vůlí dochází k namáhání čepu ohybem. Obecně tedy nelze čepové spoje vždy posuzovat jako šroubové spoje. Absence sepnutí se může projevit u čepových spojů lokální deformací – rozevřením spoje, způsobenou ohnutím čepu.

Otvor v čepových deskách pro osazení čepu se obvykle provádí větší, než je průměr samotného čepu. Důvodem je usnadnění montáže a možnost vzájemného pootáčení

spojovaných částí. Důležitým faktorem je i riziko snížení schopnosti pootáčení zvýšením tření mezi čepem a stykovanými částmi vlivem koroze nebo omačkání kontaktních ploch. Na druhou stranu při zatížení vznikají v deskách čepového spoje lokální špičky napětí, které narůstají se zvětšující se vůlí v otvoru pro čep. Zvláště nepříznivě se jeví při namáhání na únavu.



Obr. 3.1: Čepový dvojitřizňý spoj – Bazénová hala v Brně – Kohoutovicích (autor)



Obr. 3.2: Čepový víceřizňý spoj – 7th Avenue Bridge, downtown Pittsburgh (www.flickr.com)

U čepových spojů je třeba uvážit následující návrhové situace:

- Nutnost zajištění trvalého volného pootáčení spojovaných částí: je třeba zabezpečit, aby vlivem zatížení spoje nedošlo k sevření čepu vlivem deformace otvoru čepové desky v příčném směru, která by možnost vzájemného pootáčení ztížila nebo mu bránila. Zásadním předpokladem je návrh namáháním materiálu spojovaných částí pouze v oblasti pružného chování bez vzniku významných plastických deformací. Do této návrhové situace lze zařadit i čepové spoje namáhané na únavu.
- Volné pootáčení spojovaných částí není vyžadováno. V tomto stavu lze připustit v oblasti otvoru pro čep v omezené míře lokální trvalé plastické deformace. Rozhodující je úroveň plastické únosnosti, resp. únosnosti při uvážení limitní přípustné deformace (protažení) spoje.

Pro návrh čepového spoje je důležitá vzájemná vyváženost průměru čepu, jeho vůle a tloušťky a rozměrů stykovaných prvků (čepových desek). Doporučení pro geometrické uspořádání spoje jsou uvedena v normativních dokumentech, vždy ovšem záleží na konkrétních podmínkách aplikace – typu konstrukce, rozměru a použitém materiálu spojovaných prvků, intenzitě jejich zatížení i podmínkách prostředí (Ballio, 1983).

Chování spojů s čepem při zatížení lze popsat zejména metodami teoretickými, analytickými, řešením 3D matematických modelů (metodou konečných prvků) nebo realizací experimentů (laboratorních zatěžovacích zkoušek) (Šmak, 2011).

3.2.1 Analytické vyjádření chování čepového spoje

3.2.1.1 Čep

Nejdůležitější součástí spoje je čep. Zajišťuje vlastní spojení stykovaných prvků a tím i přenos veškerého zatížení, které ve spoji působí. Jeho selháním dochází ke kolapsu spoje. Čep musí proto být zajištěn proti možnému axiálnímu posunu, tj. vysunutí z výchozí pozice ve spoji.

Samotný čep je namáhán na smyk, ohyb, ohyb se smykem a ve stykovaných prvcích (čepových deskách) vyvolává namáhání na otláčení. Na rozdíl od šroubu, který je opatřen maticí, nemá čep schopnost přenášet žádné axiální zatížení. Absence osové síly v čepu, která se příznivě projevuje při namáhání šroubu v příčném směru vlivem sepnutí, má za následek nižší únosnost čepu oproti šroubu.

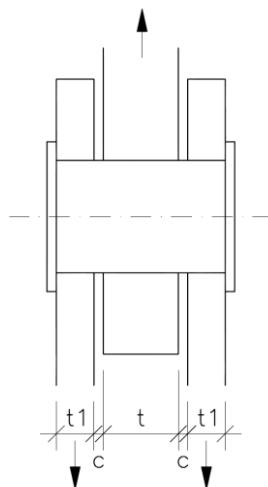
Namáhání čepu ohybem je ovlivněno velikostí mezer mezi stykovanými prvky. Ohybový moment M se stanovuje přibližně podle vztahu:

$$M = F \cdot \frac{(2 \cdot t_1 + t + 4 \cdot c)}{8} \quad (3.1)$$

kde: t_1, t, c jsou rozměry dílčích částí spoje, viz Obr. 3.3;

F je příčná síla působící ve spoji;

M je ohybový momentu v čepu od účinku příčného zatížení.



Obr. 3.3: Namáhání čepu ohybem – dvojstřížný čep

Namáhání čepu smykem (stříhem) od příčné síly F se uvažuje průměrnou hodnotou.

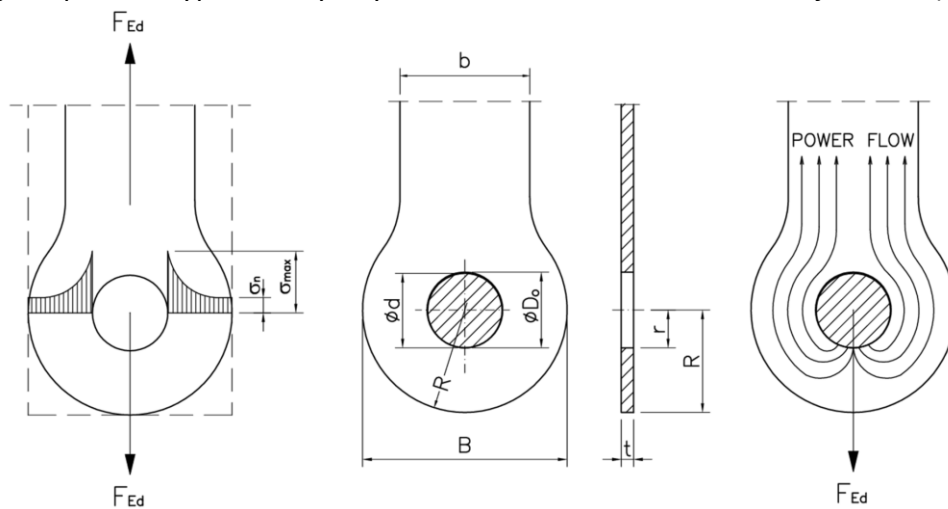
3.2.1.2 Deska čepového spoje

Teoretické řešení:

Popis stavu napjatosti desek čepových spojů vychází z teorie křivých prutů (Timošenko, 1951), neboť na desku čepového spoje s otvorem pro čep lze pohlížet jako na křivý prut (Němec, 1971).

Síla se do prutu (čepové desky) vnáší prostřednictvím čepu, vloženého do otvoru v desce. Nejvyšší namáhání desky nastává v hlavním průřezu, tj. v řezu procházejícím středem otvoru přibližně kolmo k působící síle (odklon od kolmého směru je ovlivněn velikostí vůle). Čepová deska se vlivem zatížení v místě hlavního průřezu zužuje a působením ohybového momentu M se příčně deformuje směrem do otvoru. Toto přetvoření závisí na rozměrech a tloušťce čepové desky a na velikosti vůle mezi čepem a otvorem v desce. Čím větší je vůle mezi čepem a otvorem v desce, tím výrazněji se projevuje vliv ohybového momentu.

Napětí je v hlavním průřezu rozděleno nerovnoměrně, s ohledem na zakřivení prutu je jeho průběh hyperbolický a rychle klesá z místa extrému na kraji otvoru (viz Obr. 3.4).



Obr. 3.4: Průběh napětí v hlavním řezu čepové desky

kde: σ_{max} je extrémní napětí v hlavním řezu čepové desky;
 σ_n je jmenovité napětí v hlavním řezu čepové desky.

Hodnotu extrémního tahového napětí v hlavním průřezu čepové desky je možno přibližně vypočítat ze vztahu:

$$\sigma_{max} = \left(\frac{F}{2} - \frac{M_H}{r_s} \right) \cdot \frac{1}{A} + \frac{M_H \cdot r_s}{I} \cdot \frac{\frac{c}{2}}{r_s - \frac{c}{2}} \quad (3.2)$$

kde:

- c je šířka boční části čepové desky;
- r_s je střední průměr kružnice vepsané a opsané do hlavy čepové desky;
- A je plocha hlavního průřezu čepové desky;
- F je návrhová hodnota síly působící ve spoji;
- I je moment setrvačnosti hlavního průřezu;
- M_H je ohybový moment v hlavním řezu čepové desky.

Pokud je mezi čepem a otvorem v desce vůle (tj. nedochází k vzájemnému kontaktu – opření desky v otvoru o čep v příčném směru), lze ohybový moment v hlavním řezu vyjádřit vztahem:

$$M_H = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{\pi}{2} - 1 \right) \cdot F \cdot r_s \quad (3.3)$$

Jestliže příčná deformace čepové desky v místě otvoru dosáhne úrovně, kdy dojde ke kontaktu desky s čepem (tzn. opření desky v otvoru o čep v příčném směru), ohybový moment M_H se redukuje vlivem síly Q , působící radiálním směrem z čepu na desku:

$$M_H = \frac{1}{\pi} \cdot \left(\frac{\pi}{2} - 1 \right) \cdot F \cdot r_s - \frac{1}{\pi} \cdot Q \cdot r_s \quad (3.4)$$

kde:

Q je radiální síla, působící v hlavním řezu čepové desky směrem od čepu.

Výpočet vztahu (3.2) lze zjednodušit zavedením součinitele koncentrace napětí α :

$$\sigma_{max} = \alpha \cdot \sigma_n \quad (3.5)$$

kde:

σ_{max} je extrémní napětí, působící v hlavním řezu čepové desky;

σ_n je jmenovité napětí, působící v hlavním řezu čepové desky:

$$\sigma_n = \frac{F}{2 \cdot c \cdot t} \quad (3.6)$$

t je tloušťka čepové desky;

α je součinitel koncentrace napětí:

Podle O. Němce (Němec, 1971) lze součinitel koncentrace napětí α stanovit vztahem:

$$\alpha \approx \frac{2}{3} + \frac{1}{6} \cdot \frac{\lambda - 1}{\frac{\lambda + 1}{2 \cdot (\lambda - 1)} \cdot \ln \lambda - 1} \quad (3.7)$$

λ je parametr:

$$\lambda = \frac{R}{r} \quad (3.8)$$

r je poloměr otvoru pro čep v čepové desce;

R je poloměr kružnice vepsané do hlavy čepové desky.

Podle J. Puchnera (Šmak, 2010a) je zpřesněná hodnota součinitele koncentrace napětí α daná vztahem:

$$\alpha = \frac{2}{3} + \frac{1}{5,55} \cdot \frac{\lambda - 1}{\frac{\lambda + 1}{2 \cdot (\lambda - 1)} \cdot \ln \lambda - 1} \quad (3.9)$$

Extrémní tahové napětí, stanovené pomocí vztahů (3.5), (3.6) a (3.9) koresponduje s extrémním napětím podle (3.2).

Ohybový moment M_K v místě kontaktu čepu a čepové desky ve směru působící síly (tj. v ose prutu) lze stanovit podle vztahu:

$$M_K = \frac{1}{\pi} \cdot F \cdot r_s \quad (3.10)$$

Velikost ohybového momentu M_K je přibližně 1,75krát větší, než ohybový moment M_H v hlavním průřezu – viz (3.3), současně s ním však nepůsobí normálová síla. V kontaktní ploše mezi čepem a hranou otvoru v čepové desce vzniká velké tlakové napětí. Přestože jsou tlaková napětí v tomto řezu větší než tahová napětí v hlavním řezu, jsou méně nebezpečná a k porušení proto dochází v hlavním řezu, neboť zde vzniká pouze jednoosá napjatost (Němec, 1971).

Podstatnou výhodou výše uvedené teoretické analýzy křivých prutů je získaný přehled o stavu napjatosti v průřezu čepových desek a jejich deformací, umožňující optimalizaci návrhu spoje.

Čepové spoje se často vyskytují v ocelových konstrukcích s dynamickým namáháním, kde je aktuální problematika únavové pevnosti. Únavová pevnost spoje s čepem při dynamickém namáhání konstrukce (spoje) závisí zejména na hodnotě vrubového napětí v oblasti líce čepové desky a dílčím způsobem i na stupni zasažení spoje tzv. třecí koroze v oblasti otvoru pro čep, kdy třením mezi čepem a povrchem otvoru v desce je materiál otírán a ulpívá na povrchu ve formě oxidu – nepříznivým důsledkem je zvětšení tření mezi spojovanými prvky a z toho plynoucí zvýšené namáhání prvků.

V případě návrhu čepového spoje v dynamicky namáhaných konstrukcích (mosty, lávky, větrem zatížené konstrukce) je možné stanovit extrémní napětí v hlavním řezu čepové desky σ_{max} (3.5) pomocí součinitele koncentrace napětí α podle autorů M. M. Frocht a H. N. Hill (Frocht, 1940; Petersen, 1990):

$$\alpha = 3,4 \cdot \left(\frac{c}{a}\right)^{0,2} \cdot \left(\frac{c}{d_0}\right)^{0,5} \quad (3.11)$$

Vztah (3.11) platí za podmínek:

$$0,8 < \frac{c}{a} \leq 1,1; \quad 0,6 < \frac{c}{d_0} \leq 1,3 \quad (3.12)$$

Úpravou lze získat doporučené geometrické parametry – rozměry čepových desek pro spoje s čepy dynamicky namáhaných konstrukcí:

$$\frac{c}{d_0} = 0,73; \quad \frac{a}{d_0} = 1,06; \quad \frac{c}{a} = 0,67 \quad (3.13)$$

kde:

- a je světlá vzdálenost mezi otvorem pro čep a okrajem čepové desky ve směru působícího zatížení;
- c je světlá vzdálenost mezi otvorem pro čep a okrajem čepové desky kolmo na směr působícího zatížení;
- d_0 je průměr otvoru pro čep v desce;
- α je součinitel koncentrace napětí.

Analytické metody:

Analytické metody pro návrh čepových spojů byly sestavovány od konce 19. století v souvislosti s tvorbou a zaváděním normativních předpisů, zejména standardů pro navrhování kovových mostů. U čepových spojů prvků stavebních i inženýrských konstrukcí je vždy navržena vůle (mezera) mezi čepem a otvorem v desce. Vůle umožňuje jednoduchou montáž, zabezpečuje funkčnost spoje v daném prostředí a je nezbytná pro zajištění požadovaného charakteru spoje – kloubově působící detail bez přenosu ohybových momentů mezi spojovanými prvky s možností pootočení ve spoji. Při zatížení spoje dochází k deformaci čepové desky v oblasti otvoru s vloženým čepem. Účinkem zatížení vnášeného čepem nastává protažení desky v oblasti otvoru a současně dochází k jejímu zúžení, které vyvolá kontakt (sevření) desky s čepem v příčném směru. Je tedy obtížné určit velikost plochy kontaktu desky a čepu, neboť ta se mění podle intenzity zatížení a z něj plynoucího přetvoření. Tím, že čep nevyplňuje celý otvor v čepové desce, vyvolává ohybové zatížení – čím je mezera větší, tím více bodově zatížení působí. Průběh napětí je nelineární, a to i při namáhání v pružné oblasti. Pokusy o výpočet stavu napjatosti v čepové desce analyticky nevedly, z výše uvedených důvodů, k uspokojivým výsledkům.

Návrhové postupy, resp. doporučení pro návrh geometrických parametrů čepových spojů publikovala celá řada autorů; jejich cílem bylo dosažení bezpečného a ekonomicky výhodného návrhu spoje. Z dnešního pohledu jsou nejvýznamnější postupy, které navrhl Emil Winkler (1835–1888) – viz (Petersen, 1990). Sestavil geometrické podmínky pro návrh rozměrů oka a , c (viz Obr. 3.5) pro provlečení čepu tak, aby únosnost této části spoje odpovídala únosnosti základního prutu o rozměrech průřezu $b \cdot t$, namáhaného osovou silou:

$$a = \frac{b}{2} + \frac{2}{3} \cdot d \quad (3.14)$$

$$c = \frac{b}{2} + \frac{1}{3} \cdot d \quad (3.15)$$

Vztahy jsou určeny pro čepový spoj s možností volného pootáčení. Bylo uvažováno s namáháním materiálu pouze v pružné oblasti bez možnosti vzniku trvalých (plastických) deformací, které by pootáčení bránily. Mezní síla v prutu o tloušťce t a šířce b při dosažení úrovně meze kluzu:

$$F = f_y \cdot b \cdot t \rightarrow b = \frac{F}{f_y \cdot t} \quad (3.16)$$

Po dosazení (3.16) do vztahů (3.14) a (3.15) lze získat doporučení pro návrh rozměrů oka podle síly F_d působící na spoj:

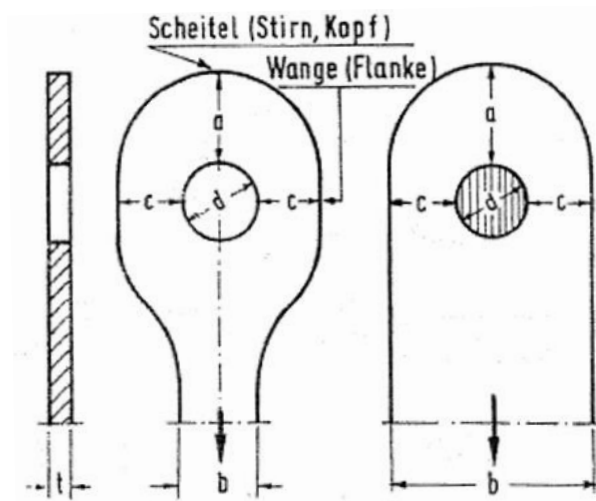
$$a \geq \frac{F_d}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{2}{3} \cdot d; \quad c \geq \frac{F_d}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{1}{3} \cdot d \quad (3.17)$$

kde:

- a je světlá vzdálenost mezi otvorem pro čep a okrajem čepové desky ve směru působícího zatížení;
- b je šířka průřezu připojovaného prutu;

- c je světlá vzdálenost mezi otvorem pro čep a okrajem čepové desky kolmo na směr působícího zatížení;
- d je průměr otvoru v desce pro čep;
- t je tloušťka čepové desky (prutu);
- f_y mez kluzu oceli;
- F_d je (návrhová) síla ve spoji.

Spoje navržené podle těchto doporučení se osvědčily bezpečným rovnoměrným návrhem jednotlivých částí. Doporučení od E. Winklera tak byla později použita ve formě návrhových pravidel v normách, například německých DIN 4131 a 4133 (návrh věží, stožárů a komínů) nebo v československých a později českých standardech pro navrhování ocelových konstrukcí ČSN 73 1401. Ve stejné podobě jsou implementována i do aktuálních normativních dokumentů ČSN EN 1993-1-8.



Obr. 3.5: Rozměry čepové desky (Petersen, 1990)

3.2.2 Návrh čepového spoje ve smyslu normativních dokumentů

Čepový spoj je tvořen ocelovým čepem kruhového průřezu a stykovanými prvky – čepovými deskami. Pro návrh prvků čepového spoje jsou v normativním dokumentu ČSN EN 1993-1-8 definována návrhová pravidla, a to:

- Pro návrh spoje čepového: za předpokladu, že je požadováno volné pootáčení stykovaných prvků – ČSN EN 1993-1-8 (odst. 3.12);
- Pro návrh spoje s jedním šroubem: pokud není požadováno volné pootáčení stykovaných prvků – ČSN EN 1993-1-8 (odst. 3.6).

Oba návrhové postupy lze použít, pokud jsou dodržena požadovaná geometrická kritéria – minimální vzdálenosti otvorů pro čep ve směru působící síly a i kolmo na tento směr c . Pokud nelze tato kritéria respektovat, je třeba provést podrobné ověření některou z vhodných metod – například analytické řešení desky se zatíženým otvorem, modelování metodou konečných prvků nebo realizovat experiment (laboratorní zatěžovací zkoušku).

3.2.2.1 Čepový spoj podle ČSN EN 1993-1-8 (odst. 3.12)

Rozměry prutu – čepové desky (viz. Obr. 3.6):

- Daná tloušťka desky t :

$$a \geq \frac{F_{Ed} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{2 \cdot d_0}{3} \quad (3.18)$$

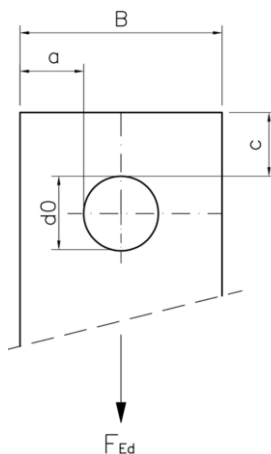
$$c \geq \frac{F_{Ed} \cdot \gamma_{M0}}{2 \cdot t \cdot f_y} + \frac{d_0}{3} \quad (3.19)$$

- Daná geometrie:

$$t \geq 0,7 \cdot \sqrt{\frac{F_{Ed} \cdot \gamma_{M0}}{f_y}} \quad (3.20)$$

$$d_0 \leq 2,5 \cdot t \quad (3.21)$$

- kde: a je světlá vzdálenost mezi otvorem pro čep a okrajem čepové desky ve směru působícího zatížení;
 c je světlá vzdálenost mezi otvorem pro čep a okrajem čepové desky kolmo na směr působícího zatížení;
 d je průměr čepu;
 d_0 je průměr otvoru v desce pro čep;
 f_y je mez kluzu materiálu čepové desky;
 t je tloušťka průřezu čepové desky (prutu);
 F_{Ed} je návrhová síla působící na čepový spoj;
 γ_{M0} je dílčí součinitel spolehlivosti materiálu; $\gamma_{M0} = 1,0$.



Obr. 3.6: Geometrie čepové desky – čepový spoj

Průměr otvoru pro čep:

Požadavky na velikost otvoru v desce pro čep, resp. vůli čepu nejsou předepsány.

Posouzení:

Čep je namáhán smykem (střihem), ohybem a kombinací smyku a ohybu od zatížení – síly F_{Ed} , působící v příčném směru (tzn. kolmo k ose dřívku), čepová deska je namáhána na otláčení.

- Únosnost čepu ve stříhu:

$$F_{v,Rd} = \frac{0,6 \cdot A \cdot f_{up}}{\gamma_{M2}} \geq F_{v,Ed} \quad (3.22)$$

- Únosnost čepu v ohybu:

$$M_{Rd} = \frac{1,5 \cdot W_{el} \cdot f_{yp}}{\gamma_{M0}} \geq M_{Ed} \quad (3.23)$$

- Únosnost čepu při kombinaci stříhu a ohybu:

$$\left[\frac{M_{Ed}}{M_{Rd}} \right]^2 + \left[\frac{F_{v,Ed}}{F_{v,Rd}} \right]^2 \leq 1 \quad (3.24)$$

- Únosnost čepu a čepové desky v otláčení:

$$F_{b,Rd} = \frac{1,5 \cdot t \cdot d \cdot f_y}{\gamma_{M0}} \geq F_{v,Ed} \quad (3.25)$$

kde:

- f_{up} je mez pevnosti čepu;
- f_y je mez kluzu materiálu prutu;
- A je průřezová plocha čepu;
- $F_{v,Ed}$ je návrhová síla působící na čepový spoj;
- $F_{b,Rd}$ je návrhová únosnost čepu a čepové desky v otláčení;
- $F_{v,Rd}$ je návrhová únosnost čepu ve stříhu;
- M_{Ed} je návrhová hodnota ohybového momentu v čepu;
- M_{Rd} je návrhová únosnost čepu a plechu v ohybu;
- W_{el} je elastický průřezový modul čepu;
- γ_{M0} je dílčí součinitel spolehlivosti materiálu; $\gamma_{M0} = 1,0$;
- γ_{M2} je dílčí součinitel spolehlivosti materiálu; $\gamma_{M2} = 1,25$.

Faktické ověření únosnosti čepové desky (prutu) se neprovádí. Při respektování minimálních rozměrů desky, resp. vzdáleností a , c – viz vztahy (3.18), (3.19) – je zajištěna její dostatečná únosnost a použitelnost.

3.2.2.2 Spoj s jedním šroubem podle ČSN EN 1993-1-8 (odst. 3.6)

Návrhový postup lze použít, pokud není požadována možnost volného pootáčení spojovaných prvků. Lze tudíž připustit lokálně vznik plastických deformací v oblasti otvoru pro vložení čepu. Čep je pokládán za šroub a platí pro něj stejná pravidla, jako pro příčně namáhané šrouby.

Minimální rozměry čepové desky:

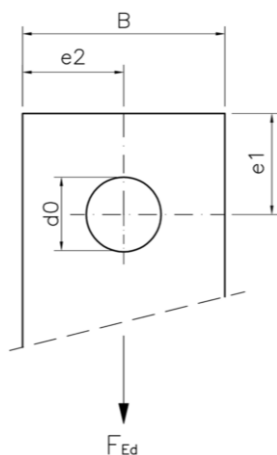
Pro vzdálenosti otvorů pro čep od okrajů desky ve směru působící síly i kolmo na směr působící síly platí následující podmínky:

$$e_1 \geq 1,2 \cdot d_0 \quad (3.26)$$

$$e_2 \geq 1,2 \cdot d_0 \quad (3.27)$$

kde:

- d_0 je průměr otvoru pro čep;
- e_1 je osová vzdálenost otvoru pro čep od okraje čepové desky ve směru působícího zatížení podle Obr. 3.7;
- e_2 je osová vzdálenost otvoru pro čep od okraje čepové desky kolmo na směr působícího zatížení podle Obr. 3.7.



Obr. 3.7: Geometrie čepové desky – spoj s jedním šroubem

Průměr otvoru pro čep:

Průměr otvoru v desce pro čep (resp. šroub) d_0 je předepsán v ČSN EN 1090-2, část 6.6.1 v závislosti na průměru čepu (šroubu). Zvláštní podmínky pro čepový spoj nejsou určeny:

- Přesné otvory:

$$d_0 = d \quad (3.28)$$

- Normální kruhové díry (obvykle navrhované):

- Průměr šroubu/čepu 16 až 24 mm:

$$d_0 = d + 2 \text{ mm} \quad (3.29)$$

- Průměr šroubu/čepu 27 mm a více:

$$d_0 = d + 3 \text{ mm} \quad (3.30)$$

- Zvětšené kruhové díry:

- Průměr šroubu/čepu 16 a 20 mm:

$$d_0 = d + 4 \text{ mm} \quad (3.31)$$

- Průměr šroubu/čepu 24 mm:

$$d_0 = d + 6 \text{ mm} \quad (3.32)$$

- Průměr šroubu/čepu 27 mm a více:

$$d_0 = d + 8 \text{ mm} \quad (3.33)$$

Posouzení:

- Posouzení čepu ve stříhu, v ohybu a na kombinaci stříhu a ohybu se provádí podle shodných pravidel jako v případě analýzy spoje čepového – viz (3.22), (3.23), (3.24).
- Únosnost čepu a čepové desky v otláčení:

$$F_{b,Rd} = \frac{k_1 \cdot \alpha_b \cdot f_u \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}} \quad (3.34)$$

kde:

$F_{b,Rd}$ je návrhová únosnost čepové desky v otláčení;

k_1 je součinitel:

$$k_1 = 2,8 \cdot \frac{e_2}{d_0} - 1,7 \leq 2,5 \quad (3.35)$$

α_b je součinitel:

$$\alpha_b = \frac{e_1}{3 \cdot d_0} \leq \frac{f_{up}}{f_u} \leq 1,0 \quad (3.36)$$

d je průměr čepu;

d_0 je průměr díry v desce pro čep;

e_1 je vzdálenost středu otvoru pro čep od okraje ve směru působící síly;

e_2 je vzdálenost středu otvoru pro čep od okraje v příčném směru k působící síle;

f_u je mez pevnosti materiálu čepové desky;

f_{up} je mez pevnosti materiálu čepu;

t je tloušťka čepové desky;

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

Protože u čepového spoje, na rozdíl od spoje šroubového, nepůsobí předpětí, některé normativní dokumenty (např. německé standardy DIN) doporučují snížit návrhové únosnosti v ohybu, stříhu a otláčení o přibližně 25 %.

3.3 Analýza čepového spoje

3.3.1 Předmět analýzy, metody řešení

V oblasti spojů s čepem je práce zaměřena na rozbor chování čepových spojů při zatížení v závislosti na použité metodě řešení a změnách dílčích parametrů spoje, a to:

- Rozměrů čepových desek – vzdáleností otvoru pro čep od okraje desky ve směru působící síly i kolmo na něj;
- Velikosti vůle mezi čepem a otvorem v desce;
- Mechanických vlastností materiálu čepových desek.

Rozbor chování čepového spoje byl cílen na často užívané dvojtřížné spoje s čepem, hlavní důraz byl kladen na chování čepové desky při zatížení.

Ve smyslu platných normativních dokumentů lze spoj s čepem, u něhož není požadováno volné pootáčení spojovaných částí, navrhnout/ověřit dvěma alternativními postupy: jako spoj s jedním šroubem nebo jako spoj čepový. Jedinou podmínkou volby metody je, kromě již uvedeného požadavku na volné pootáčení prvků v místě spoje, respektování konstrukčních zásad – minimálních vzdáleností otvoru pro čep od okraje desky, které jsou pro obě metody odlišné. Spoj je možné alternativně navrhnout/ověřit analyticky na základě teoretického řešení prutů se zatíženými otvory – přesný postup ovšem není v platných normativních dokumentech obsažen. Všechny výše uvedené návrhové metody jsou založeny na pružném chování všech částí spoje. Každá z nich zavádí individuální předpoklady a dílčí zjednodušení, což vede, zejména v mezních případech, k značně odlišným výsledkům. Návrhové postupy podle ČSN EN 1993-1-8 přitom neposkytují přehled o stavu napjatosti v jednotlivých součástech detailu. Pro konkrétní typ konstrukce a způsob jejího zatížení (statické, opakované, dynamické) je ovšem úroveň napětí v jednotlivých částech spoje a s tím související druh deformací (pružné nebo plastické) významná jak z hlediska použitelnosti (míra deformací), tak i případného vzniku trhlin vlivem opakovaného zatížení.

Velikost mezery mezi otvorem v čepové desce a čepem má zřejmý dopad na únosnost spoje i úroveň jeho deformací. Vliv vůle mezi otvorem v čepové desce a čepem je uvážen v jednotlivých návrhových postupech rozdílně. Není přitom zřejmé, zda vliv vůle čepu je v návrhových vztazích zahrnut v dostatečné míře.

Při zatížení spoje dochází v místě kontaktu čepu s deskou lokálně v blízkosti otvoru k výrazné koncentraci napětí, kdy špičky napětí dosahují několikanásobně vyšší úrovně oproti méně namáhanému okolí. Výhodným řešením by tudíž mohla být aplikace oceli s vysokou pevností, kdy vysoká pevnost materiálu eliminuje vznik a rozvoj plastických deformací v nejvíce namáhaných zónách.

Návrh rozměrů vyšetřovaných spojů byl proveden s ohledem na jeden z dílčích cílů analýzy spoje – porovnání únosnosti spoje při využití alternativních návrhových postupů. Rozměry čepových desek, resp. světlá vzdálenost otvoru pro čep od okrajů desky ve směru působící síly i kolmo na směr působící síly pokrývají i případy, kdy nelze – vzhledem k nesplnění požadavků minimálních rozměrů dílčích částí spoje – návrhové vztahy podle ČSN EN 1993-1-8 aplikovat a je třeba použít alternativní postupy.

Rozbor chování spoje s čepem byl cílen na vyšetřování vlastností čepové desky při zatížení. Dimenze čepu i jeho materiálové vlastnosti byly proto navrženy tak, aby čep vykazoval, ve všech analyzovaných případech uspořádání a zatížení spoje, vyšší únosnost než čepová deska, a deformace čepu neovlivňovala celkovou deformaci spoje.

Cílem provedených analýz bylo ověření chování spojů s čepem (při změnách geometrického uspořádání, změnách mechanických vlastností materiálu a způsobu zatížení) a porovnání souladu užívaných návrhových postupů s reálným chováním detailu při zatížení a případně stanovit výši předpokládané rezervy v únosnosti spoje. Důležitou

otázkou je, jak bezpečné a hospodárné jsou jednotlivé návrhové postupy. Jako výchozí řešení pro srovnání byly využity výsledky experimentálního měření (laboratorní zatěžovacích zkoušek) čepových spojů.

Chování čepových spojů v daných konfiguracích při zatížení bylo ověřováno následujícími postupy:

- Analytické řešení – prut se zatíženým otvorem, součinitel koncentrace napětí stanoven s použitím vztahu (3.7), alternativně (3.9) a (3.11);
- Čepový spoj podle ČSN EN 1993-1-8 (odst. 3.12) – podle 3.2.2.1;
- Spoj s jedním šroubem podle ČSN EN 1993-1-8 (odst. 3.6) – podle 3.2.2.2.
- 3D FEM model systémem ANSYS (pro vybrané varianty);
- Experimentální řešení – zatěžovací zkoušky.

3.3.2 Přehled analyzovaných variant čepového spoje

Čepové spoje byly uváženy v následujících konfiguracích:

Materiál:

- Čep: ocel S355 (11523);
- Čepová deska: S235 (11375), S355 (11523), S690 (Weldox700).

Při stanovení únosnosti byly uváženy reálné pevnosti materiálů, stanovené na základě provedených zkoušek materiálů (podle ČSN EN ISO 6892-1). Hodnoty f_y a f_u jsou průměrné hodnoty ze 3 provedených zkušebních měření. Pevnosti ocelí jsou uvedeny v Tab. 3.1.

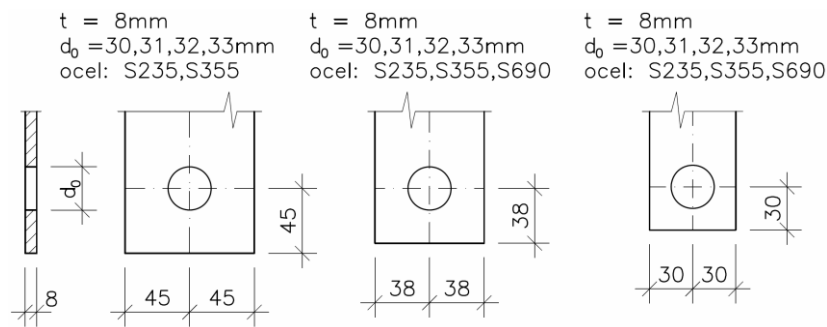
Tab. 3.1: Pevnosti ocelí podle ČSN EN 1993-1-1 (12) a podle provedených materiálových zkoušek

ocel	pevnost podle ČSN EN 1993-1-1 (12)		pevnost podle materiálových zkoušek	
	mez kluzu f_y [MPa]	mez pevnosti f_u [MPa]	mez kluzu f_y [MPa]	mez pevnosti f_u [MPa]
S235 (11375)	235	360	283	380
S355 (11523)	355	490	442	557
S690 (Weldox700)	690	770	771	834

Geometrie:

- Uspořádání spoje: dvojstřížný;
- Průměr čepu: 29,9 mm;
- Tloušťka čepové desky: 8 mm;
- Vrtání otvorů pro čep: proměnné – 30 mm; 31 mm; 32 mm; 33 mm;
- Šířka čepové desky: proměnná – 60 mm; 76 mm; 90 mm (pouze pro S235 a S355);
- Osová vzdálenost otvoru pro čep ve směru působící síly: proměnná – 30 mm; 38 mm; 45 mm (pouze pro S235 a S355);
- Osová vzdálenost otvoru pro čep ve směru kolmo na působící sílu: proměnná – 30 mm; 38 mm; 45 mm (pouze pro S235 a S355).

Geometrie analyzovaných variant čepových desek je patrná z Obr. 3.8.

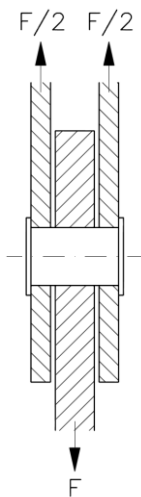


Obr. 3.8: Geometrické uspořádání čepových desek analyzovaných variant spoje

Zatížení:

- Statické – tahovou silou;

Způsob zatížení zkušebních těles při experimentech je znázorněn na Obr. 3.9.



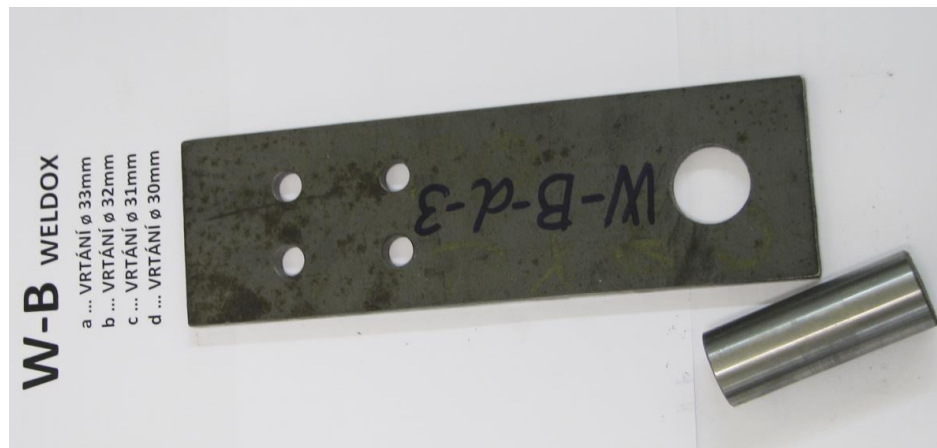
Obr. 3.9: Schéma zatížení čepového spoje

3.3.3 Experimentální zkoušky

Cílem experimentálních zkoušek bylo určit únosnost čepového spoje pro různé varianty geometrického uspořádání (tj. šířku čepové desky a průměr otvoru pro čep) a třídu pevnosti oceli S235, S355 a S690. Na základě výsledků experimentálních zkoušek bude možné provést srovnání takto získaných reálných únosností čepového spoje s únosnostmi získanými vybranými metodami analytického a numerického řešení.

3.3.3.1 Zkušební tělesa

Zkušební tělesa pro experimentální měření sestávala z výměnného čepu kruhového průřezu průměru 30 mm (z montážních důvodů 29,9 mm) z oceli S355 (11523) a z čepové desky tloušťky 8 mm, proměnné šířky 60 až 90 mm s provedeným otvorem pro čep průměru 30 až 33 mm v definované pozici. Čepové desky byly zhotoveny alternativně z oceli S235 (11375), S355 (11523) a S690 (Weldox700). Vybraná zkušební tělesa jsou zachycena na Obr. 3.10 a Obr. 3.11.



Obr. 3.10: Zkušební tělesa – čepová deska a čep před provedením zkoušky. Na obrázku je zachycena deska šířky 76 mm z oceli S690 s průměrem otvoru 30 mm a čep průměru 29,9 mm (autor)



Obr. 3.11: Zkušební tělesa před provedením experimentu. Na obrázku jsou zachyceny čepové desky šířky 76 mm z oceli S355 a průměrem otvoru pro čep 30, 31 a 32 mm (autor)

Obr. 3.12: Zkušební tělesa z Obr. 3.11 po provedené zatěžovací zkoušce (autor)

Výroba zkušebních těles z plechu byla provedena řezáním laserovým paprskem na CNC zařízení, čímž byla zajištěna vysoká tvarová i rozměrová přesnost. U vysokopevnostní oceli S690 byla použitím této technologie minimalizována šířka teplotně ovlivněné zóny v místě otvoru pro vložení čepu.

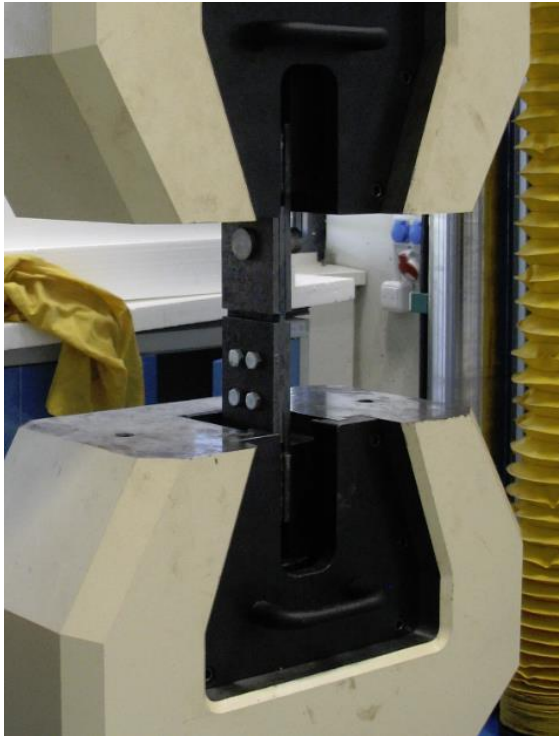
U každé materiálové a geometrické varianty spoje byla zkoušena nejméně 3 identická zkušební tělesa. Experimentálně bylo ověřeno 36 sad zkušebních těles, celkem 36 x 3 = 108 těles pro zkoušky klidovým tahem.

3.3.3.2 Uspořádání a průběh zatěžovacích zkoušek

Cílem zatěžovacích zkoušek bylo ověření chování konkrétních uspořádání spojů s čepem s danými geometrickými a materiálovými vlastnostmi při zatížení.

Zkušební tělesa byla připojena do zkušebního zařízení prostřednictvím ocelových přípravků, navržených pro potřeby zkoušek. Přípravky plní funkci spojovacího článku mezi zkušebním tělesem a zkušebním zařízením. Byly navrženy s potřebnou únosností a tuhostí

tak, aby jejich deformace při zatížení neovlivňovaly nepříznivě výsledky měření. Osazení zkušebních těles s přípravky je patrné z Obr. 3.14.



Obr. 3.13: Osazení zkušebních těles ve zkušebním stroji LabTest 6.1000 (autor)

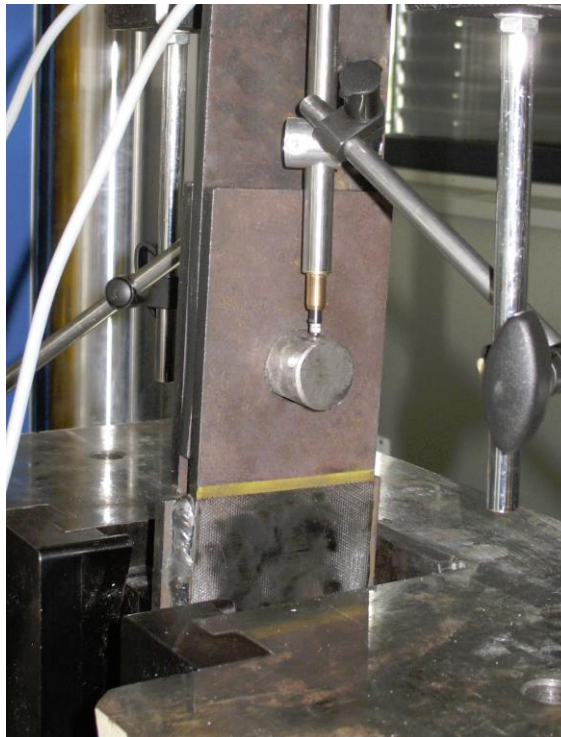


Obr. 3.14: Zkušební těleso připravené k zatěžovací zkoušce před osazením snímání polohy (autor)

Zatěžovací zkoušky probíhaly na laboratorním zkušebním zařízení výzkumného centra AdMaS na elektromechanickém univerzálním zkušebním stroji LabTest 6.1000 (výrobce LaborTech s.r.o.) s kapacitou 1000 kN. Osazení je zachyceno na Obr. 3.13.

Měřicí a řídicí elektronika EDC220 (samplerová frekvence 1 kHz, rozlišení AD převodníku 24 bit).

Snímání síly bylo prováděno snímačem GTM, deformace byly měřeny úchylkoměry HBM WA. Použitý software: Test&Motion 4.6.0.39.



Obr. 3.15: Osazení sestavy snímači polohy – úchylkoměry HBM WA (autor)

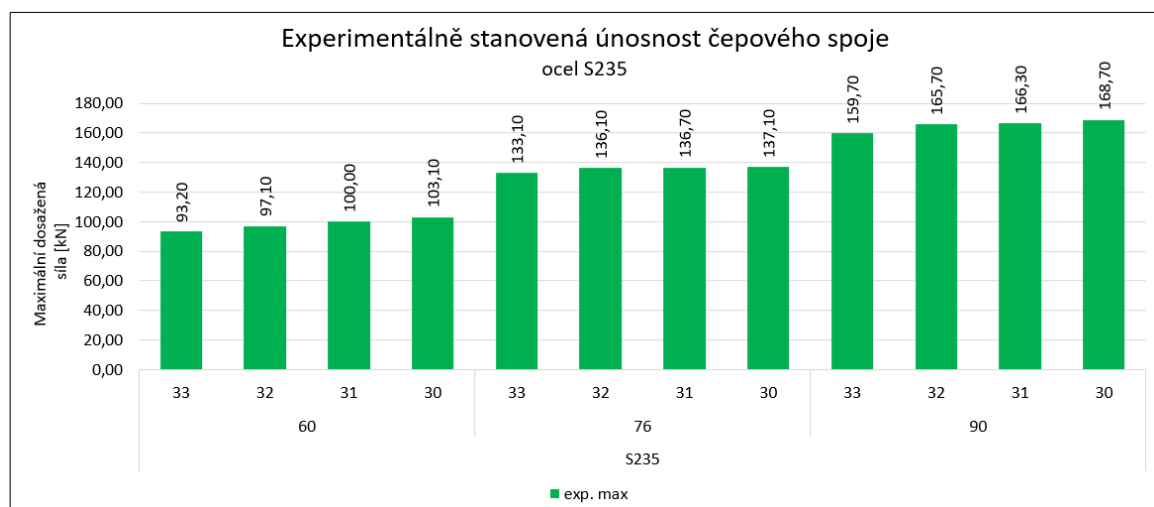


Obr. 3.16: Deformované čepové desky šířky 76 mm po provedené zatěžovací zkoušce. Na horním obrázku desky s otvorem pro čep průměru 30 mm, na spodním obrázku s otvorem 32 mm (autor)

Během zkoušek bylo prováděno kontinuální zaznamenávání času, velikosti síly, posunu příčnicku a deformace spoje v podélném směru.

3.3.3.3 Výsledky experimentálního měření

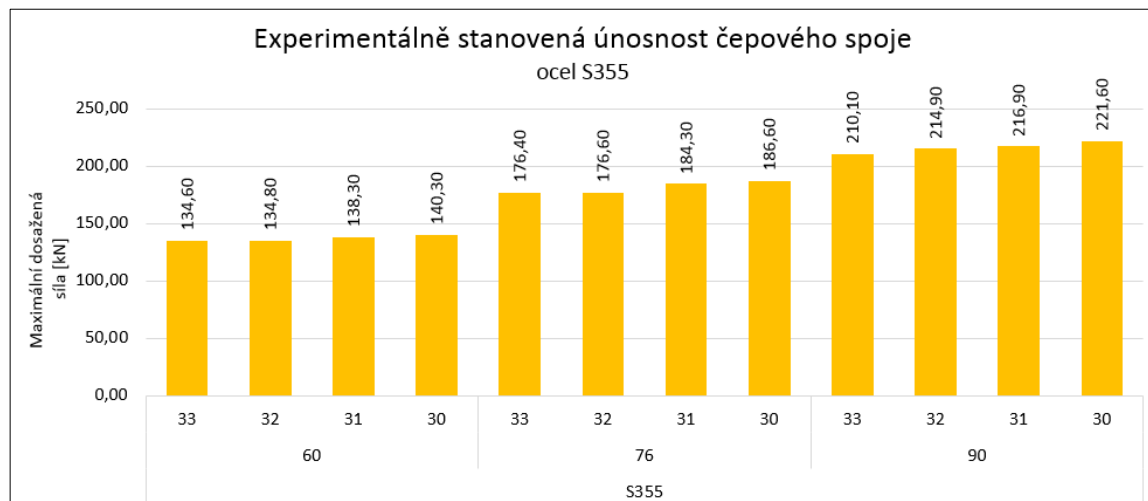
Výsledky experimentálního měření jsou uvedeny v Tab. 3.2. Uvedené hodnoty „dosažená únosnost“ jsou průměrné hodnoty maximální dosažené síly tří shodných zkušebních těles.



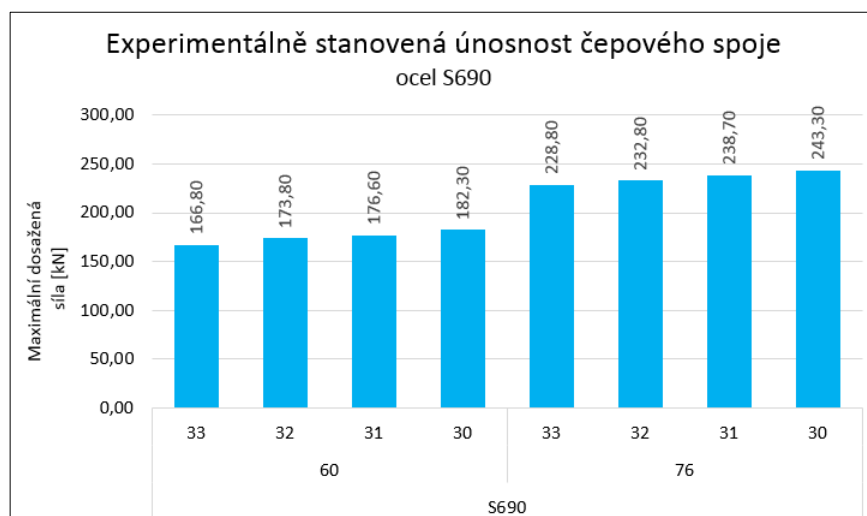
Obr. 3.17: Experimentálně dosažená únosnost čepového spoje (ocel S235)

Uvedené hodnoty „únosnost f_y “ udávají nejvyšší dosaženou sílu při namáhání spoje v pružné oblasti (viz dále).

Na Obr. 3.17 až Obr. 3.19 jsou graficky znázorněny experimentálně dosažené únosnosti čepových spojů. Uvedené hodnoty únosnosti jsou průměrné hodnoty maximální dosažené síly tří shodných zkušebních těles.

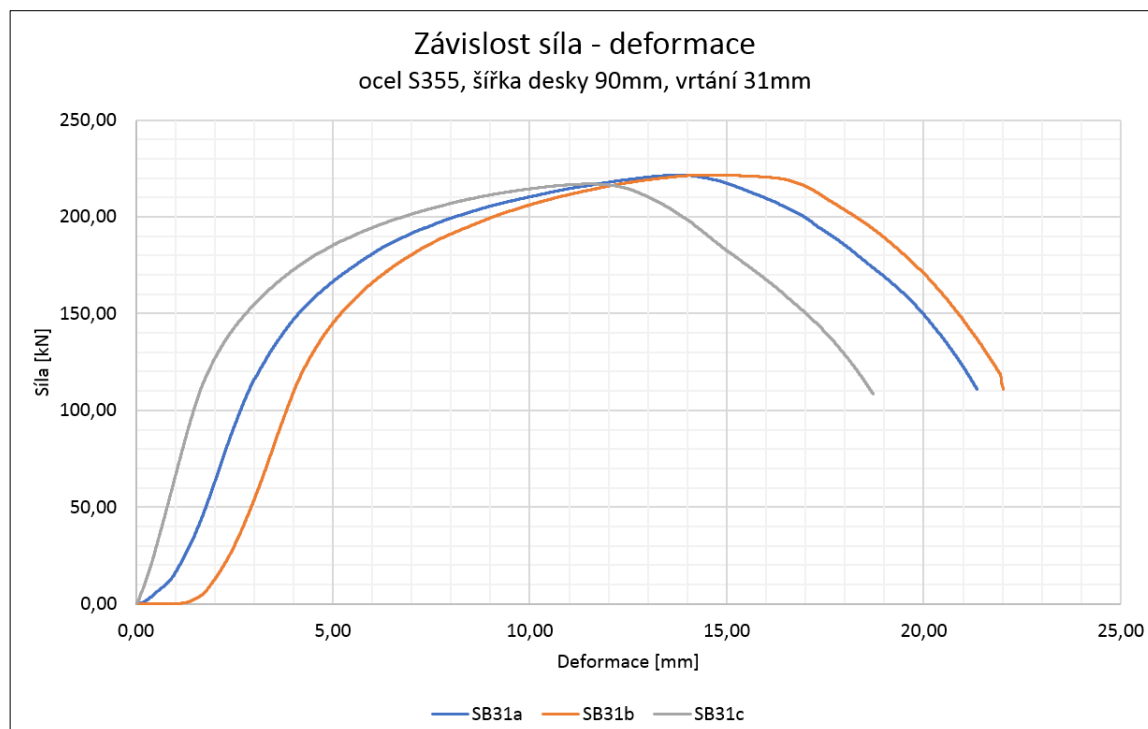


Obr. 3.18: Experimentálně dosažená únosnost čepového spoje (ocel S355)



Obr. 3.19: Experimentálně dosažená únosnost čepového spoje (ocel S690)

Příklad naměřených dat ze zkoušky klidovým tahem je znázorněn na Obr. 3.20 pro čepovou desku šířky 90 mm, velikost otvoru pro čep 31 mm, materiál ocel S355. Na obrázku jsou uvedeny pracovní diagramy pro 3 shodná zkušební tělesa SB31a, SB31b, SB31c.



Obr. 3.20: Pracovní diagram (závislost síla – deformace) pro vybraný čepový spoj. Na obrázku je znázorněna konfigurace: ocel S355, šířka desky 90 mm, vrtání 31 mm, závislost pro 3 geometricky i materiálově shodná zkušební tělesa SB31a, SB31b, SB31c. Diagram obsahuje i počáteční prokluz.

Tab. 3.2: Výsledky zatěžovacích zkoušek klidovým tahem

ocel	šířka b [mm]	vrtání d_o [mm]	dosažená únosnost [kN]	únosnost f_y [kN]
S235	60	33	93,20	42,70
		32	97,10	44,50
		31	100,00	45,90
		30	103,10	47,30
	76	33	133,10	61,00
		32	136,10	62,40
		31	136,70	62,67
		30	137,10	62,90
	90	33	159,70	73,20
		32	165,70	75,90
		31	166,30	76,20
		30	168,30	77,30

Tab. 3.2: Výsledky zatěžovacích zkoušek klidovým tahem (pokračování)

ocel	šířka b [mm]	vrtání d_o [mm]	dosažená únosnost [kN]	únosnost f_y [kN]
S355	60	33	134,60	62,30
		32	134,80	64,50
		31	138,30	66,50
		30	140,30	76,00
	76	33	176,40	85,20
		32	176,80	86,50
		31	184,30	91,50
		30	186,60	104,20
	90	33	210,10	99,00
		32	214,90	102,00
		31	216,90	114,50
		30	221,60	127,50
S690	60	33	166,80	94,20
		32	173,80	98,20
		31	176,60	99,80
		30	182,30	103,00
	76	33	228,80	129,30
		32	232,80	131,80
		31	238,70	134,90
		30	243,30	138,50

3.3.4 Teoretické řešení, návrh podle ČSN EN 1993-1-8

Pro možnost reálného srovnání únosností čepového spoje, stanovených alternativními návrhovými metodami, byly uváženy mechanické vlastnosti ocelí jednotně na základě zjištěných pevností zkouškami materiálu – viz Tab. 3.1 „pevnost podle materiálových zkoušek“. Pro zjištění bezpečné únosnosti a stanovení výše předpokládané rezervy v únosnosti spoje byly využity pevnosti ocelí podle ČSN EN 1993-1-1 – viz Tab. 3.1 „pevnost podle ČSN EN 1993-1-1(12)“.

Výsledky únosností analyzovaných čepových spojů, stanovených výše uvedenými metodami, jsou souhrnně uspořádány v Tab. 3.3 a Tab. 3.4.

V Tab. 3.3 jsou uvedeny návrhové únosnosti spojů v souladu se standardem ČSN EN 1993-1-1, 1993-1-8 a 1993-1-12.

V Tab. 3.4 jsou uvedeny únosnosti spojů s uvážením skutečných pevností materiálu (f_y , resp. f_u), získaných z materiálových zkoušek. Výsledky slouží pro porovnání výsledků získaných výše uvedenými postupy s výsledky experimentálních zkoušek.

Legenda k Tab. 3.3 a Tab. 3.4 a k Obr. 3.21 až Obr. 3.28:

Uspořádání spoje – viz Obr. 3.8;

průměr čepu: $d = 30$ mm; tloušťka plechu: $t = 8$ mm;

ocel: materiál čepové desky;

šířka b ... šířka čepové desky;

vrtání d_0 ... průměr otvoru pro čep;

N ... únosnost nelze stanovit (nejsou splněna kritéria pro použití metody);

model N&P ... únosnost [kN] stanovená s využitím vztahu (3.7);

model P&Š ... únosnost [kN] stanovená s využitím vztahu (3.9);

model F&H ... únosnost [kN] stanovená s využitím vztahu (3.11);

model čep ... únosnost [kN] stanovená pro čepový spoj podle kapitoly 3.2.2.1;

model šroub ... únosnost [kN] stanovená pro spoj s jedním šroubem podle kapitoly 3.2.2.2.

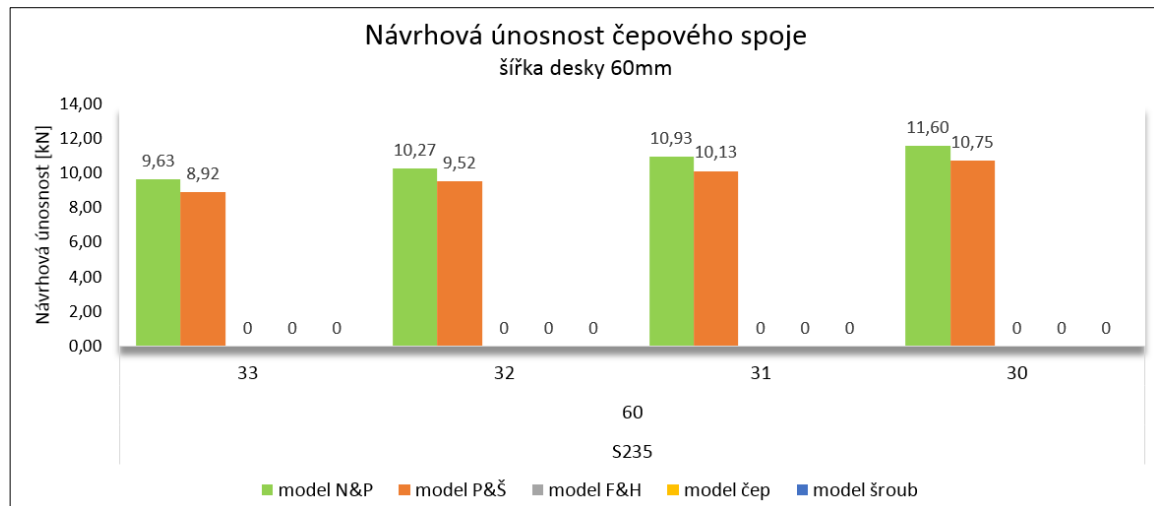
Na Obr. 3.21 až Obr. 3.28 jsou zobrazeny návrhové únosnosti čepového spoje (desky) pro ocel třídy pevnosti S235, S355 a S690, šířku čepové desky 60 mm, 76 mm a 90 mm (S355 a S235) a průměr otvoru pro čep 30 mm, 31 mm, 32 mm a 33 mm.

Tab. 3.3: Návrhová únosnost spoje (analytické řešení) [kN]

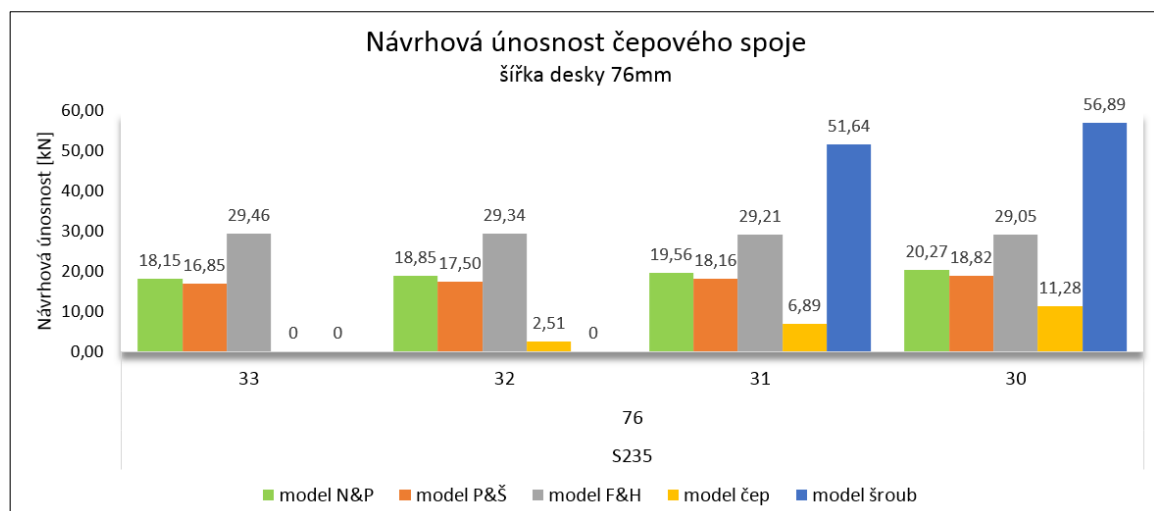
ocel	šířka b [mm]	vrtání d_o [mm]	model N&P	model P&Š	model F&H	model čep	model šroub
S235	60	33	9,63	8,92	N	N	N
		32	10,27	9,52	N	N	N
		31	10,93	10,13	N	N	N
		30	11,60	10,75	N	N	N
	76	33	18,15	16,85	29,46	N	N
		32	18,85	17,50	29,34	2,51	N
		31	19,56	18,16	29,21	6,89	48,92
		30	20,27	18,82	29,05	11,28	53,89
	90	33	25,79	23,96	33,91	24,44	66,55
		32	26,49	24,61	33,69	28,83	72,50
		31	27,16	25,26	33,44	33,21	79,088
		30	27,87	25,91	33,18	37,60	86,40
S355	60	33	14,54	13,47	N	N	N
		32	15,52	14,38	N	N	N
		31	16,51	15,31	N	N	N
		30	17,52	16,25	N	N	N
	76	33	27,41	25,45	44,50	N	N
		32	28,48	26,44	44,23	3,79	N
		31	29,55	27,44	44,12	10,41	66,59
		30	30,62	28,44	43,88	17,04	53,35
	90	33	38,95	36,19	51,23	36,92	90,58
		32	40,01	37,18	50,89	43,55	68,67
		31	41,06	38,16	50,52	50,17	107,64
		30	42,11	39,13	50,12	56,80	117,60
S690	60	33	28,27	26,19	N	N	N
		32	30,16	27,95	N	N	N
		31	32,09	29,75	N	N	N
		30	34,06	31,58	N	N	N
	76	33	53,28	49,46	86,49	N	N
		32	55,36	51,39	86,15	7,36	N
		31	57,43	53,33	85,76	20,24	104,64
		30	59,51	55,27	85,29	33,12	115,27

Tab. 3.4: Únosnost spoje s uvážením skutečných pevností materiálu (analytické řešení) [kN]

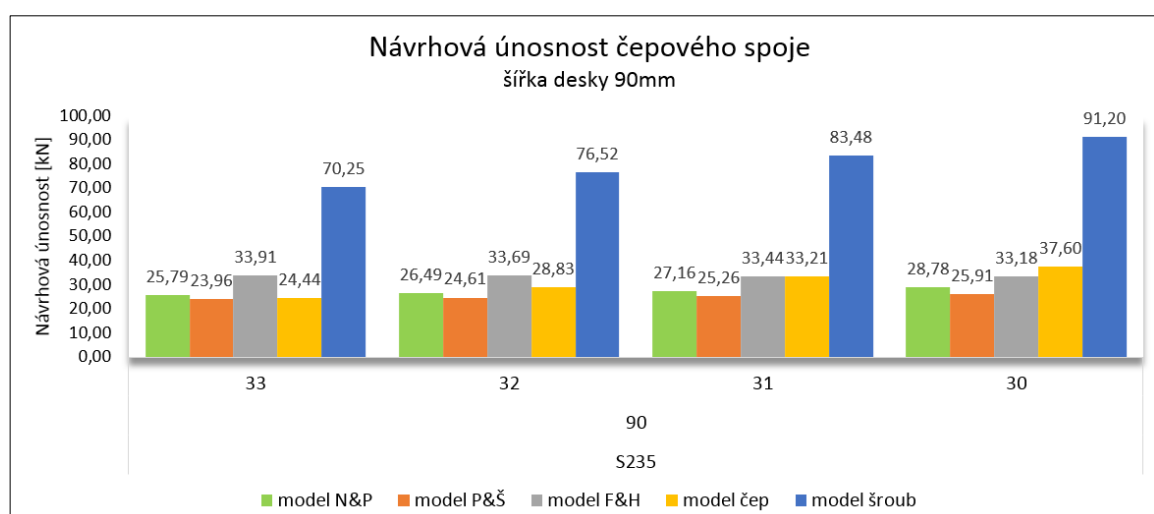
ocel	šířka b [mm]	vrtání d_o [mm]	model N&P	model P&Š	model F&H	model čep	model šroub
S235	60	33	11,59	10,74	N	N	N
		32	12,37	11,46	N	N	N
		31	13,16	12,20	N	N	N
		30	13,97	12,95	N	N	N
	76	33	21,85	20,29	35,47	N	N
		32	22,70	21,08	35,34	3,02	N
		31	23,56	21,87	35,17	8,30	64,55
		30	24,41	22,67	34,98	13,58	71,11
	90	33	31,05	28,85	40,84	29,43	87,81
		32	31,90	29,64	40,57	34,71	95,65
		31	32,74	30,42	40,27	40,00	104,34
		30	33,57	31,20	39,95	45,28	114,00
S355	60	33	18,11	16,78	N	N	N
		32	19,32	17,90	N	N	N
		31	20,56	19,06	N	N	N
		30	21,82	20,23	N	N	N
	76	33	34,13	31,68	55,40	N	N
		32	35,46	32,92	55,19	4,71	N
		31	36,79	34,16	54,93	12,98	75,70
		30	38,12	35,41	54,64	21,28	83,38
	90	33	48,50	45,06	63,79	45,97	102,97
		32	49,82	46,29	63,36	54,22	112,17
		31	51,13	47,51	62,90	62,47	152,95
		30	52,43	48,73	62,40	70,72	167,10
S690	60	33	31,59	29,26	N	N	N
		32	33,70	31,23	N	N	N
		31	35,86	33,24	N	N	N
		30	38,05	35,29	N	N	N
	76	33	59,34	55,27	96,64	N	N
		32	61,85	57,43	96,27	8,22	N
		31	64,17	59,59	95,82	22,62	141,67
		30	66,50	61,76	95,31	37,01	156,07



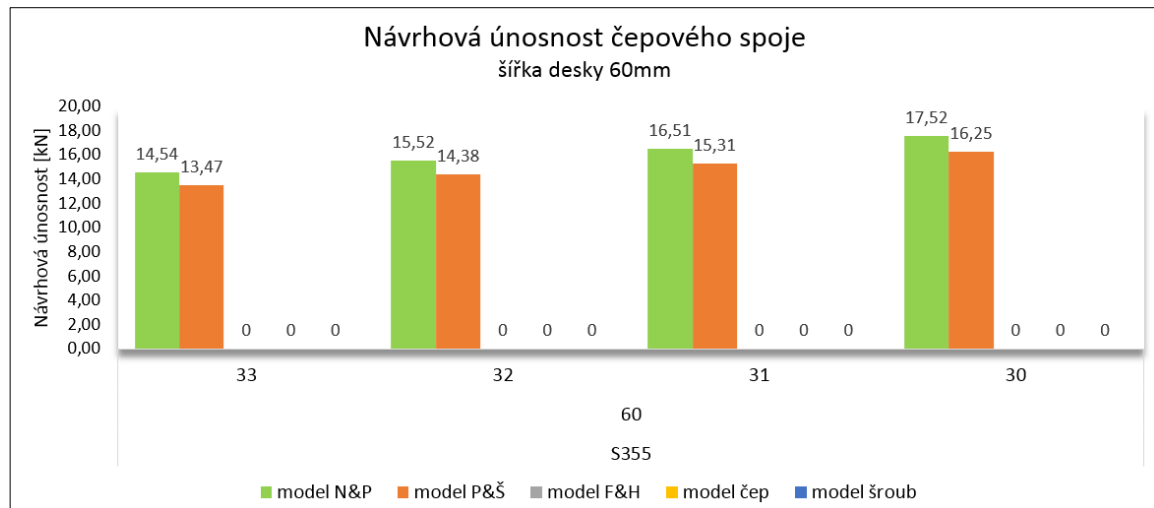
Obr. 3.21: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S235, šířka desky 60 mm)



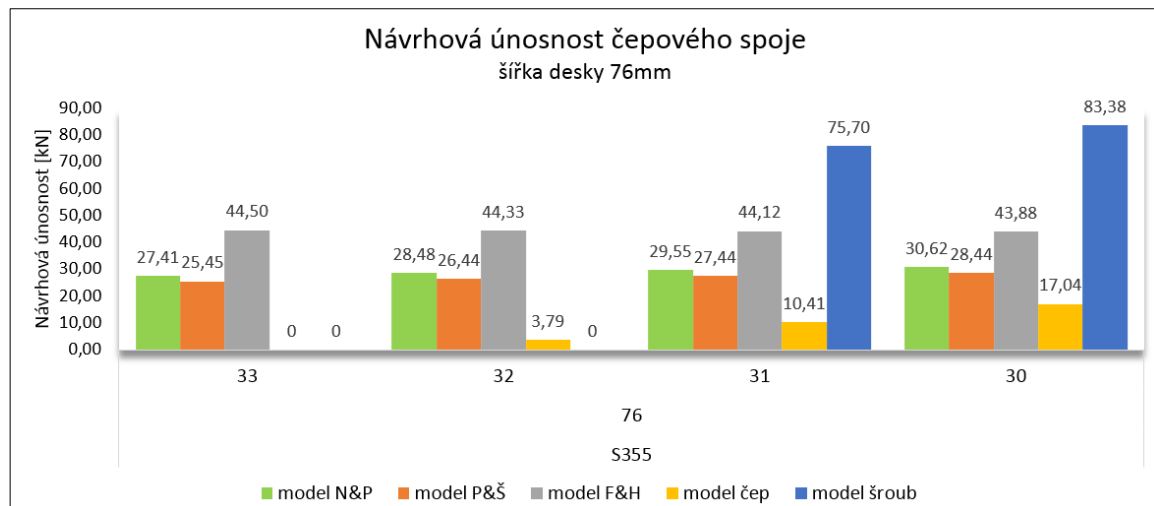
Obr. 3.22: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S235, šířka desky 76 mm)



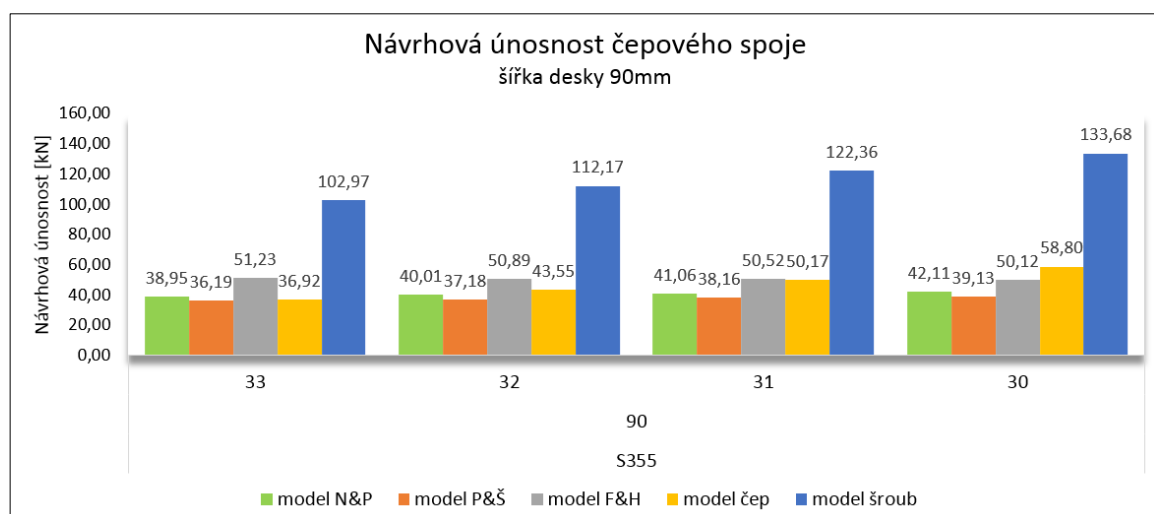
Obr. 3.23: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S235, šířka desky 90 mm)



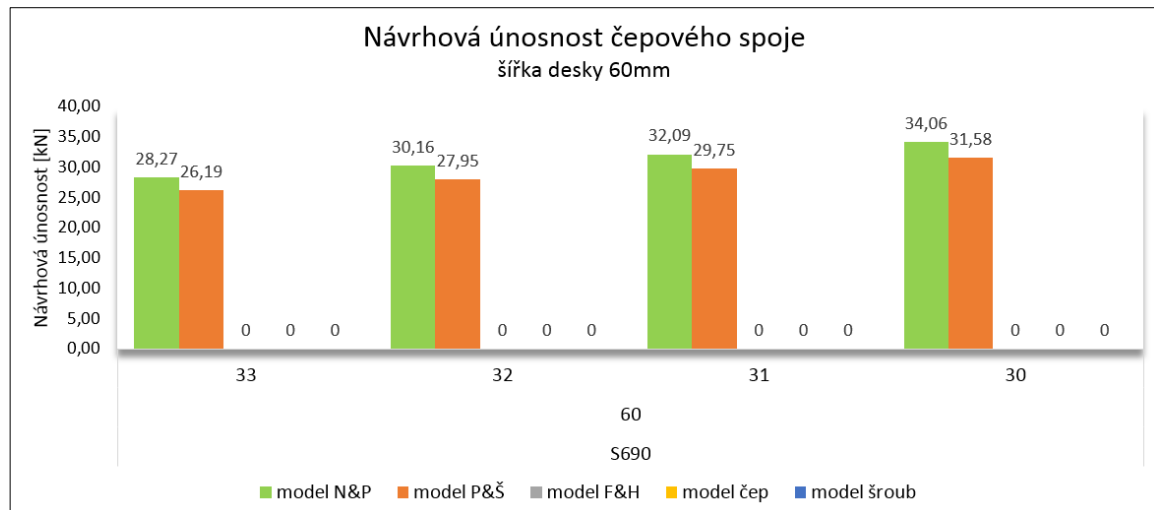
Obr. 3.24: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S355, šířka desky 60 mm)



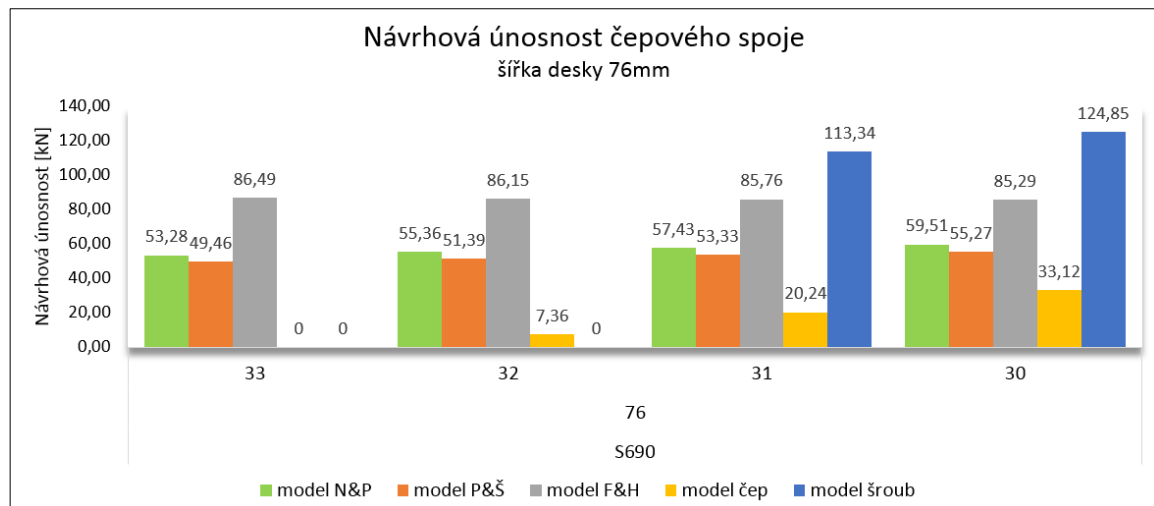
Obr. 3.25: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S355, šířka desky 76 mm)



Obr. 3.26: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S355, šířka desky 90 mm)



Obr. 3.27: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S690, šířka desky 60 mm)



Obr. 3.28: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S690, šířka desky 76 mm)

3.3.5 Modelování 3D metodou konečných prvků

Cílem numerické studie metodou konečných prvků bylo prozkoumat vliv šířky čepového plechu a velikosti vrtání otvoru pro čep na únosnost celého spoje a použít získané výsledky k ověření metod pro návrh a ověření čepového spoje.

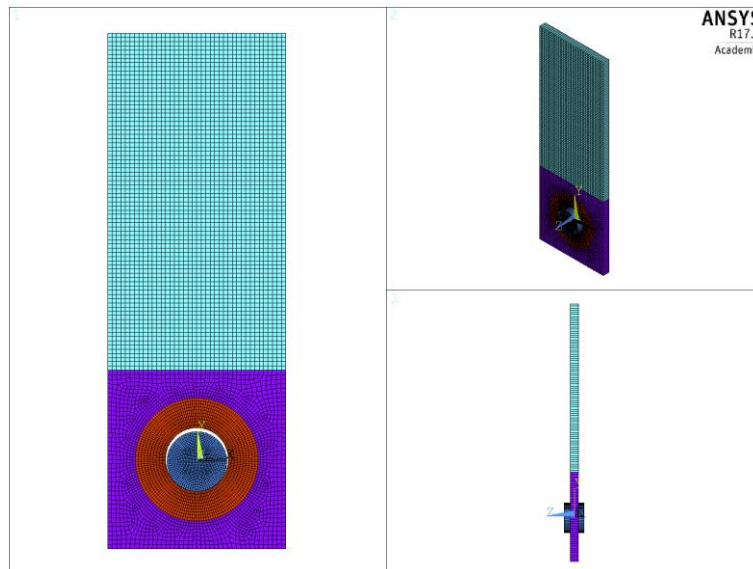
Výpočty byly provedeny metodou konečných prvků v systému ANSYS 17.1 (ANSYS, 2016), přičemž pro postižení odezvy spoje na statické deformační zatížení bylo využito geometricky a materiálově nelineární formulace úlohy.

V rámci studie byly provedeny simulace pro čepové plechy šířky 60, 76 a 90 mm s odstupňovaným vrtáním otvoru o velikosti 30, 31, 32 a 33 mm z oceli S355. Každá varianta byla navíc řešena pro dva odlišné nelineární materiálové modely. Celkem tedy bylo provedeno 24 nelineárních numerických simulací.

Sestavení výpočtového modelu a řešení úloh bylo provedeno ve spolupráci s Ing. Filipem Hokešem (Šmak, 2017a).

3.3.5.1 Výpočtový model

Výpočtové modely spoje byly, s ohledem na jejich počet a časovou náročnost nelineární simulace, řešeny jako rovinná napjatost s předem definovanou tloušťkou elementu odpovídající tloušťce plechu o velikosti 8 mm. Geometrie každého modelu v předepsaných rozměrech byla pokryta sítí čtyřuzlových rovinných prvků PLANE182, které disponují třemi translačními stupni volnosti v uzlech. Podoba popisované geometrie výpočtového modelu je vidět na Obr. 3.29.



Obr. 3.29: Výpočtový model čepového spoje (deska a čep) - geometrické uspořádání

Z obrázku je patrné, že spoj byl modelován včetně vloženého čepu, což si vyžádalo umístění liniových prvků kontaktního páru CONTA171 a TARGE169. Kontakt využívající Lagrangeova kontaktního algoritmu mezi čepem a deskou byl modelován oboustranně. Znamená to tedy, že jak na vnější linii otvoru v čepovém plechu, tak na vnější linii čepu byly modelovány kontaktní (CONTA171) i cílové (TARGE169) prvky. Popisovaný kontakt byl uvažován s koeficientem tření na dotkových hranách o velikosti $f = 0,15$.

Zásadním předpokladem pro zachycení nelineární odezvy byla volba správného materiálového modelu. V rámci provedených numerických studií byl pro popis nelineární odezvy nejprve využit bilineární materiálový model s kinematickým zpevněním, který je dostupný přímo z prostředí systému ANSYS. Pro nastavení uvedeného materiálového modelu bylo třeba zadat materiálové parametry, které byly převzaty ze zkoušek materiálů, resp. na základě pracovních diagramů analyzovaných spojů:

modul pružnosti $E = 206 \text{ GPa}$;

Poissonův součinitel $\nu = 0,3$;

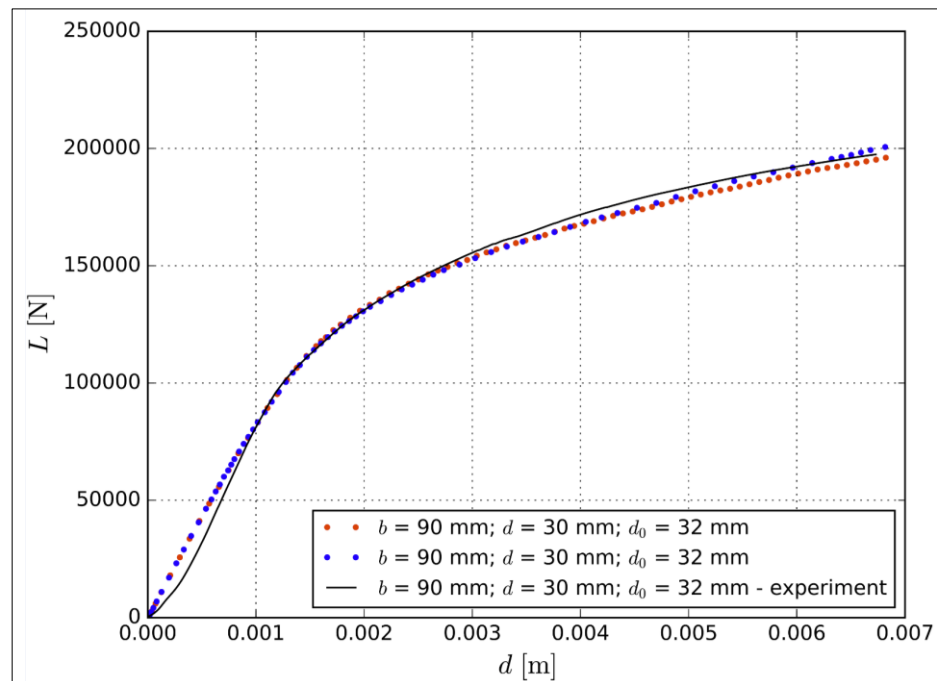
mez kluzu $f_y = 442 \text{ MPa}$;

směrnici sklonu vzestupné plastické větve bilineárního diagramu $E_{hard} = 1,69 \text{ GPa}$.

Pro druhou sadu výpočtů bylo využito nelineárního materiálového modelu z externí databáze multiPlas (DYNARDO, 2016). V rámci numerické studie byla řešena pouze odezva na statické zatížení a byly použity obdobné vstupní parametry E , ν , f_y , jak je uvedeno výše.

Směrnice sklonu vzestupné plastické větve bilineárního diagramu byla, vzhledem k odlišné formulaci zpevnění, stanovena z pracovního diagramu spoje: $E_{hard} = 1,15GPa$.

Porovnání numerických kalibračních výpočtů a experimentálního měření – viz Obr. 3.30.



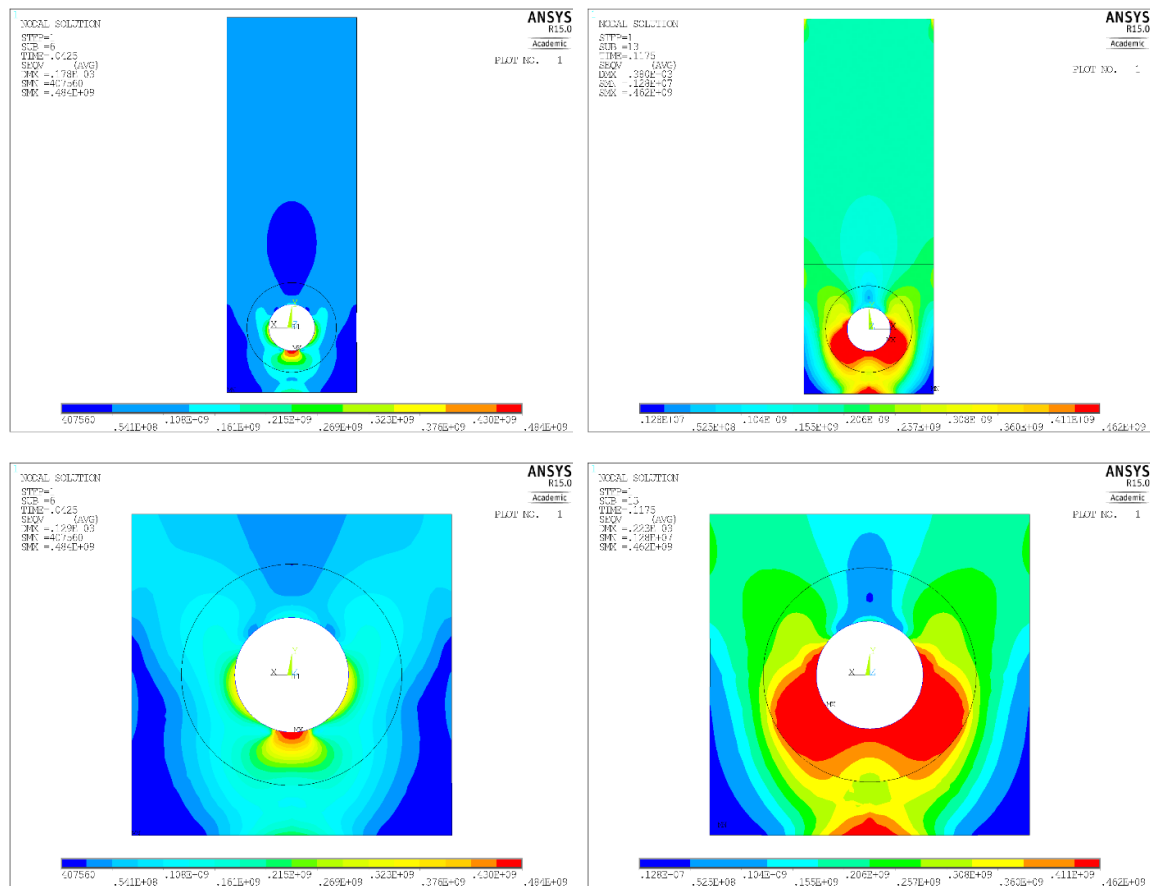
Obr. 3.30: Závislost síla – deformace: porovnání numerických kalibračních výpočtů s experimentálně získanými výsledky (Šmak, 2017a)

3.3.5.2 Výsledky analýzy FEM softwarem ANSYS

Vybrané výsledky analýzy FEM systémem ANSYS jsou uvedeny v Tab. 3.5 a na Obr. 3.31 a Obr. 3.32.

Tab. 3.5: Výsledky analýzy systémem ANSYS

ocel	šířka b [mm]	vrtání d_0 [mm]	únosnost f_y [kN]	maximální únosnost [kN]
S355	60	33	48,75	132,17
		32	56,72	148,95
		31	59,98	153,62
		30	62,65	155,58
	76	33	95,98	201,83
		32	104,53	205,08
		31	107,62	209,65
		30	109,48	214,38
	90	33	122,05	234,44
		32	128,25	239,53
		31	140,01	244,64
		30	144,63	248,45



Obr. 3.31: Srovnávací napětí na čepové desce na úrovni meze kluzu. Obrázky vlevo zobrazují čepovou desku s otvorem pro čep průměru 32 mm, obrázky vpravo zobrazují čepovou desku s otvorem pro čep 30 mm

3.3.6 Využití vysokopevnostní oceli v čepových spojkách

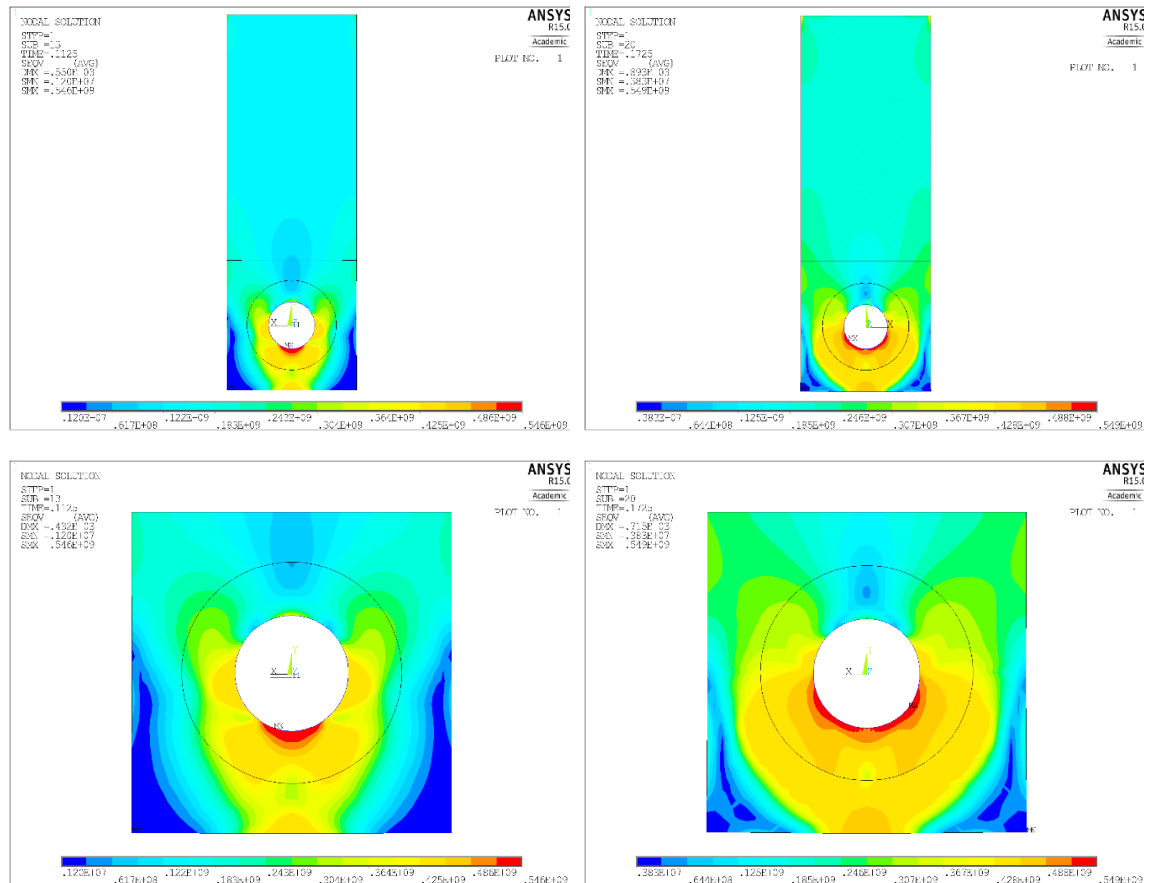
Moderní vysokopevnostní oceli disponují výhodnými mechanickými vlastnostmi, zejména vysokou pevností, které je předurčují pro využití v oblasti stavebních a inženýrských konstrukcí.

U čepových spojů s možností volného pootáčení je vyžadován, s ohledem na vyloučení trvalých plastických deformací, „pracovní režim“ v elastické oblasti. Jako vhodné se tak jeví právě použití ocelí s vysokou úrovní meze kluzu; jejich nižší míra tažnosti není na závadu.

Různé druhy vyráběných moderních ocelí mohou vykazovat, kromě vysoké pevnosti, rovněž vysokou tvrdost, otěruvzdornost nebo odolnost proti opotřebení, což jsou vlastnosti výhodné i pro prvky čepových spojů – lze například trvale snížit nebo podstatně eliminovat „znečištění“ kontaktní plochy čepu od otláčení a udržet tak nízké tření mezi čepem a čepovými deskou.

Kombinace čepových desek z vysokopevnostní oceli s pevnostním čepem s hladkým, případně kaleným povrchem se tak může jevit jako vhodná kombinace pro čepové spoje prvků stavebních a inženýrských konstrukcí, kde nedochází k namáhání vysokocyklovou únavou, které není pro tyto oceli příznivé. Lze tak dosáhnout vyšší únosnosti spoje nebo

vyšší úroveň jeho bezpečnosti, anebo dosáhnout menších dimenzí prvků spoje. Jak ukazují analýzy čepových desek provedené i z vysokopevnostní oceli Weldox700 (ocel S690), experimentální únosnost čepové desky šířky 60 mm z této oceli odpovídá, při stejné tloušťce prvků, přibližně únosnosti čepové desky šířky 90 mm z oceli S355.



Obr. 3.32: Srovnávací napětí na čepové desce na úrovni meze pevnosti. Obrázky vlevo zobrazují čepovou desku s otvorem pro čep průměru 32 mm, obrázky vpravo zobrazují čepovou desku s otvorem pro čep 30 mm

Použití vysokopevnostních ocelí v čepových spojkách na druhou stranu přináší zvýšené požadavky na výrobu součástí spojů a provedení jejich návaznosti na ocelové části spojovaných prvků dřevěných nebo ocelových konstrukcí. Jedná se o problematiku dělení vysokopevnostních ocelí, kdy je reálné riziko ovlivnění tepelně ovlivněné oblasti v místě otvoru pro čep, tzn. v nejvíce exponovaném místě spoje. V oblasti návaznosti čepových desek z vysokopevnostní oceli na ocelové prvky, zhotovené z tradičních konstrukčních ocelí obvyklé pevnosti, je třeba uvážit vzájemné svařování prvků z odlišných ocelí; právě touto problematikou se zabývá kapitola 5 této práce.

Lze tedy konstatovat, že využití vysokopevnostních ocelí zejména pro staticky namáhané spoje ocelových a dřevěných konstrukcí se jeví jako velmi perspektivní.

3.4 Shrnutí výsledků, závěry

Základním cílem provedených analýz čepových spojů bylo ověřit, zda použití různých návrhových metod poskytuje – při změnách geometrického uspořádání a změnách mechanických vlastností materiálu – přiměřený (bezpečný a hospodárný) návrh detailu; dále porovnat soulad užívaných návrhových postupů s reálným chováním spoje při zatížení a zjistit výši rezervy v únosnosti pro konkrétní uspořádání čepového spoje a použitou metodu.

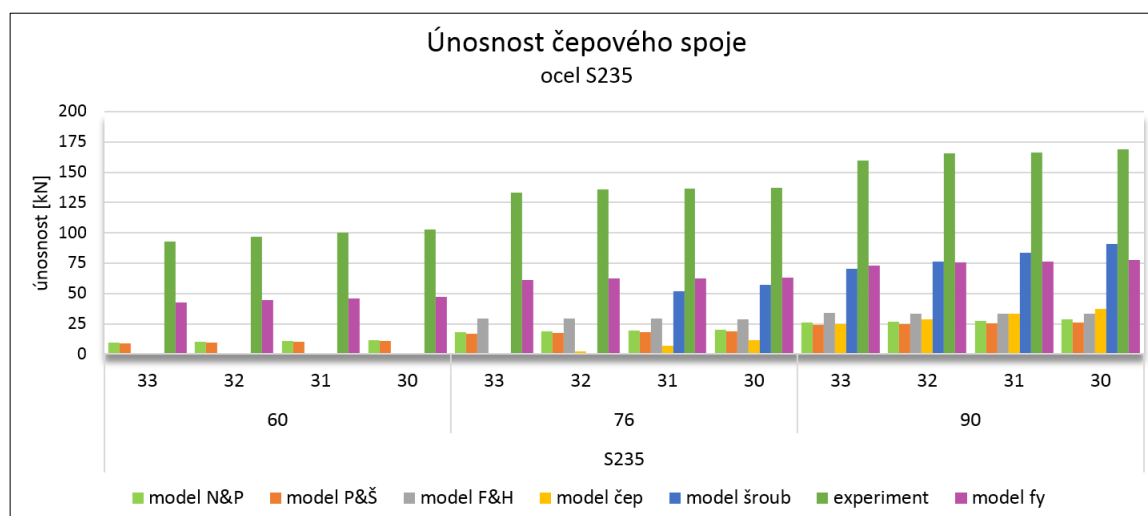
Pro návrh/ověření čepových spojů lze použít metody analytické, numerické i experimentální. Prováděné analýzy byly zaměřeny na čepové desky – parametry čepu byly voleny tak, aby „nejslabší“ částí spoje byla vždy čepová deska.

Návrh čepového spoje podle normativního dokumentu ČSN EN 1993-1-8, může být prováděn buď jako spoj čepový (odst. 3.13 normy) nebo jako spoj šroubový s jedním šroubem (odst. 3.6 normy). Obě metody lze použít pro spoje s čepem, u nichž není nutné zajistit volné pootáčení, postup podle odst. 3.6 normy zajistí požadované vlastnosti i u spojů s požadavkem volného pootáčení. Předpokladem pro užití obou metod je splnění předepsaných geometrických podmínek, tzn. dodržení minimálních rozměrů dílčích částí čepové desky (v závislosti na velikosti přenášené síly), které jsou pro obě varianty různé. Pokud nelze podmínky splnit, použití návrhových postupů není vhodné, a to ani pro zatížení nízké intenzity, neboť z návrhových vztahů není zřejmý stav napjatosti pro požadovanou úroveň zatížení. Často velmi rozdílné výsledky při aplikaci obou metod – pro shodná uspořádání a zatížení spoje – plynou z odlišných principů a předpokladů: u spoje, který se navrhuje jako čep s možností volného pootáčení, není možné připustit nejen vznik plastických deformací, ale ani významných deformací pružných, které by způsobily sevření čepu čepovou deskou a volné pootáčení by nebylo – trvale při vzniku plastických deformací nebo přechodně při vzniku nadměrných pružných deformací – možné. U čepového spoje bez nutnosti volného pootáčení, který lze navrhnout jako spoj šroubový s jedním šroubem, je možné trvalé plastické deformace v omezené míře a rozsahu připustit.

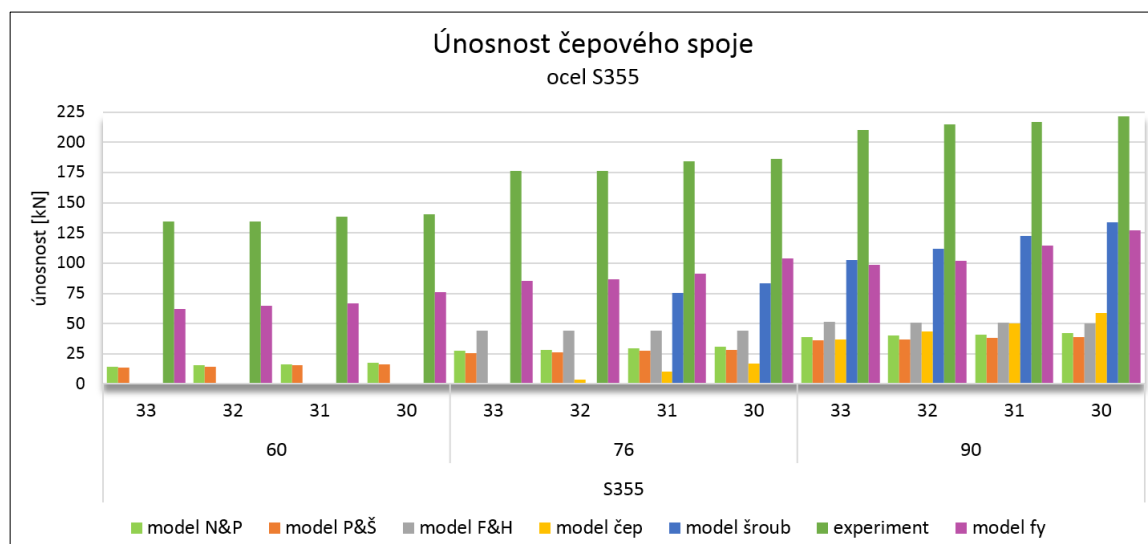
Obecně lze tedy očekávat, že z výše uvedených důvodů bude únosnost spoje navrhovaného jako šroubový s jedním šroubem vyšší než únosnost spoje navrhovaného jako čepový. Dále je možné (ve všech případech geometrického uspořádání) předpokládat, že čím větší bude vůle čepu (rozdíl mezi průměrem otvoru v čepové desce a průměrem čepu) a čím menší budou vzdálenosti vrtání pro čep od okrajů ve směru působící síly i kolmo na tento směr, tím bude únosnost spoje nižší. Všechny výše zmíněné předpoklady byly potvrzeny provedenými rozbory: čepový spoj, navrhovaný jako šroubový s jedním šroubem, ve všech analyzovaných případech vykázal vyšší únosnost; velikost vůle čepu a poměr vzdáleností otvoru pro čep od okraje desky a průměru čepu jsou nepřímo úměrné únosnosti spoje.

Uvedenými metodami byly vypočteny návrhové únosnosti pro všechny analyzované materiálové i rozměrové varianty čepových spojů, a to s charakteristickou hodnotou meze kluzu (pro porovnání návrhové únosnosti s únosností skutečnou) i s hodnotou meze kluzu podle zkoušek materiálů (pro určení rezervy v únosnosti spoje).

Srovnání návrhových únosností dle použitých metod je uvedeno na Obr. 3.33 až Obr. 3.35.



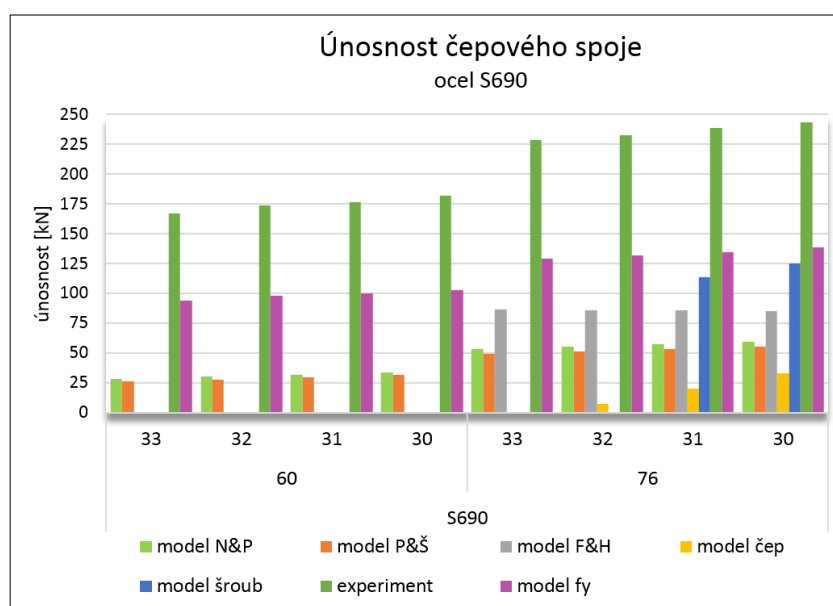
Obr. 3.33: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou únosností (ocel S235)



Obr. 3.34: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou únosností (ocel S355)

V situacích, kdy nelze splnit geometrická kritéria pro aplikaci výše uvedených postupů v souladu s ČSN EN 1993-1-8 (a samozřejmě ve všech ostatních případech), lze pro návrh/ověření čepového spoje použít analytické (teoretické) postupy, kdy čepová deska je pokládána za křivý prut. Jedná se o poměrně jednoduchou metodu, kdy na základě konkrétního geometrického uspořádání a daného zatížení lze stanovit součinitel koncentrace napětí a pomocí něj vypočítat extrémní napětí v hlavním řezu čepové desky od zatížení vneseného čepem. Hodnota součinitele koncentrace napětí zvyšuje jmenovité napětí v hlavním řezu čepové desky v prutu od působícího zatížení v závislosti na konkrétním geometrickém uspořádání. Pro jakoukoliv úroveň zatížení spoje je tudíž známé rozložení napětí v rozhodujících oblastech čepové desky. Součinitel koncentrace napětí lze stanovit různými postupy. Při provedených analýzách byly využity vztahy

sestavené O. Němcem (Němec, 1971) J. Puchnerem (Šmak, 2010a) nebo M. M. Frochtem a H. N. Hillem (Petersen, 1990), využívaný zejména v oblasti strojních konstrukcí, strojů a zařízení včetně čepových spojů dynamicky namáhaných. Zatímco vztahy pro výpočet součinitele koncentrace napětí autorů O. Němce a J. Puchnera mají obecnou platnost bez omezení, postup M. M. Frochta a H. N. Hilla má omezující podmínky podle konkrétní geometrie. Lze tudíž usuzovat, že tento méně „univerzální“ vztah bude směřovat k přesnějším (reálnějším) výsledkům. Součinitele koncentrace napětí pro analyzované konfigurace dosahují maximálních hodnot 5,69 (J. Puchner), 5,27 (O. Němec) a 3,40 (Frocht & Hill). Pokud omezíme vypočtená maximální napětí úrovní meze kluzu, je zajištěno působení spoje pouze v pružné oblasti materiálu, tzn. bez vzniku deformací plastických. Návrhové postupy tedy lze použít i pro návrh čepového spoje s požadavkem na volné pootáčení.



Obr. 3.35: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou únosností (ocel S690)

Výše uvedenými metodami byly vypočteny návrhové únosnosti pro všechny materiálové i rozměrové varianty čepových spojů, a to s použitím charakteristické hodnoty meze kluzu podle ČSN EN 1993-1-1(12) (pro porovnání návrhové únosnosti s únosností skutečnou) i s hodnotami meze kluzu podle zkoušek materiálů (pro určení „rezervy“ v únosnosti spoje). Srovnání návrhových únosností použitých metod je uvedeno na Obr. 3.33 až Obr. 3.35.

Numerický model FEM systémem ANSYS umožňuje získat komplexní přehled o stavu napjatosti a deformací v čepové desce pro libovolnou intenzitu zatížení spoje. Lze tak odvodit zatížení pro mezní namáhání spoje v pružné oblasti (resp. při dosažení meze kluzu materiálu), zatížení odpovídající dosažení meze pevnosti i maximální zatížení, které spoj přeneše. Výpočtové modely byly řešeny jako geometricky i materiálově nelineární. Klíčovou částí sestavení výpočtového modelu byla kalibrace s exaktním experimentálním řešením (zatěžovací zkouškou spoje) – viz Obr. 3.30.

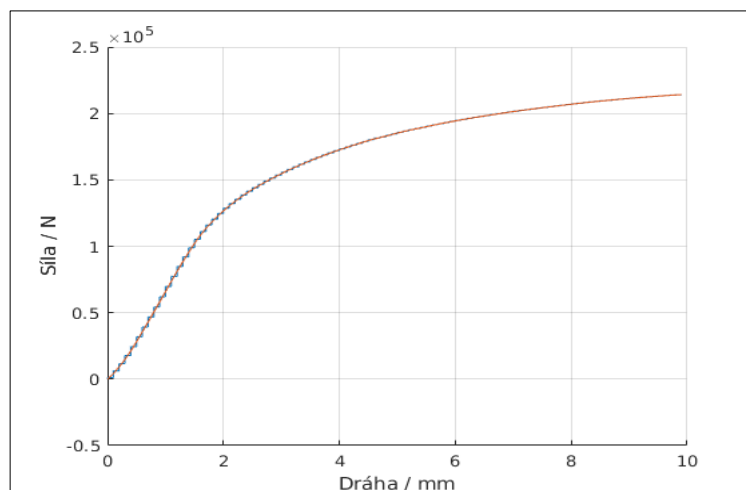
Z uvedených porovnání numerických a experimentálních modelů je patrná dobrá shoda výsledků chování spoje v pružné i plastické oblasti. Výsledky numerického řešení systémem FEM jsou důležité pro porovnání výstižnosti návrhových postupů čepových spojů analytickými metodami při namáhání v pružné oblasti materiálu čepových desek.

Numerické modely byly sestaveny a řešeny pro spoje z oceli S355 pro šířky čepových desek 60 mm, 76 mm a 90 mm a průměr otvoru pro čep 30 mm, 31 mm, 32 mm a 33 mm. S ohledem na provedenou kalibraci s experimentálním řešením byla získána velmi dobrá shoda s výsledky získanými experimentálními zkouškami.

Hlavním cílem experimentálního řešení – laboratorních zatěžovacích zkoušek – bylo získat skutečnou (reálnou) odezvu spoje na účinky zatížení a stanovit mezní únosnosti spoje v pružné oblasti (v případě požadavku na volné pootáčení) i plastické oblasti. Experimentálně byly řešeny spoje všech materiálových i rozměrových variant čepových spojů. Byly tak získány závislosti mezi působící silou a prodloužením – deformací ve směru působící síly.

Stanovení elastické únosnosti spoje z experimentálních zkoušek:

Pružné deformaci v pracovním diagramu odpovídá oblast lineární závislosti síly na dráze. Ideální chování prvku v pružné (lineární) oblasti lze popsat pomocí Hookova zákona.



Obr. 3.36: Pracovní diagram spoje (výšek) a jeho proložení funkcí spline (na obrázku šířka desky 90 mm, vrtání 30 mm)

Prodloužení prvku v důsledku působení tahové síly dané velikosti lze sledovat derivací závislosti prodloužení ve směru působící síly na působící tahové síle. Z Hookova zákona vyplývá, že pro ideálně pružný prvek je tato funkce v oblasti elastické deformace prvku konstantní. Této části v experimentu předchází oblast vymezení vůlí v přípojích zkušební tělesa, které je spojené s větším prodloužením při působení tahové síly. Po překročení meze pružnosti prvku začne docházet k plastické deformaci, která je spojena se stoupajícím charakterem závislosti prodloužení na působící tahové síle. U reálného prvku dále dochází k odchýlkám od ideálního chování a prodloužení v lineární oblasti pracovního diagramu kolísá kolem konstantní hodnoty. Při řešení byl použit software MatLab.

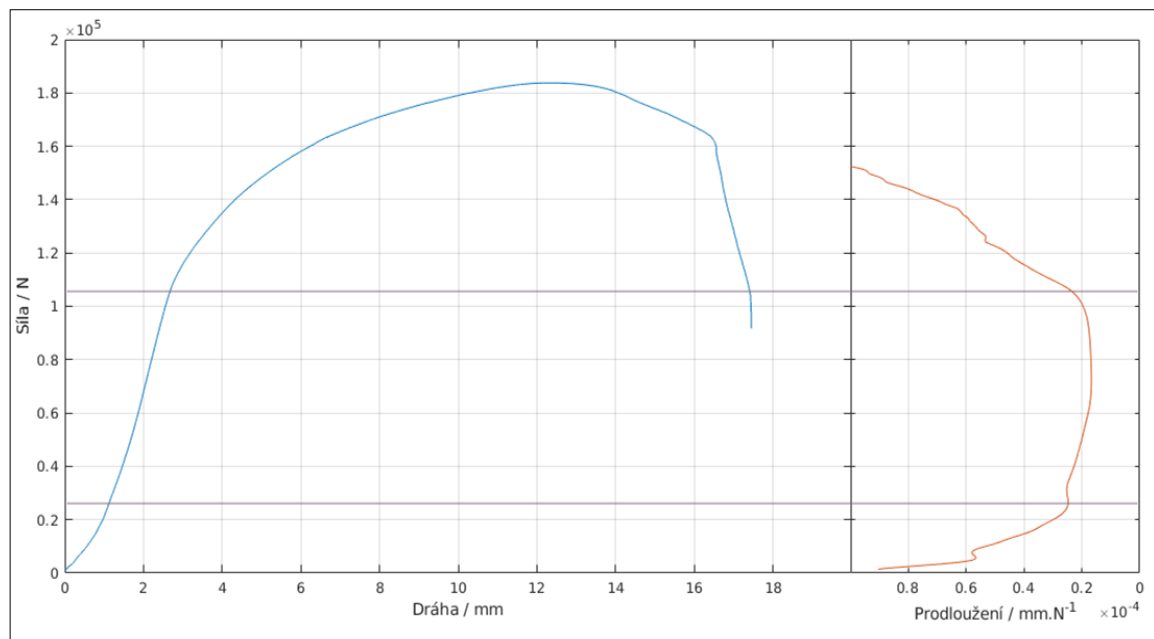
Závěry:

Vhodnost (bezpečnost) návrhu čepového spoje, provedenou vybranými analytickými postupy, lze stanovit porovnáním reálné (skutečné) elastické experimentální únosnosti s návrhovými únosnostmi spojů, vypočtenými těmito metodami. Srovnání únosností čepových spojů je zobrazeno na Obr. 3.33 až Obr. 3.35.

Z porovnání je zřejmé, že skutečná elastická únosnost je ve všech hodnocených případech vždy vyšší, než návrhová únosnost stanovená všemi analytickými a teoretickými postupy. Konstatování se netýká návrhu čepového spoje jako spoje s jedním šroubem, který není pro čepový spoj s možností volného pootáčení určen; u čepových desek, kde je čep vzdálen více od okraje, nedochází k redukci únosnosti vlivem otláčení v takové míře.

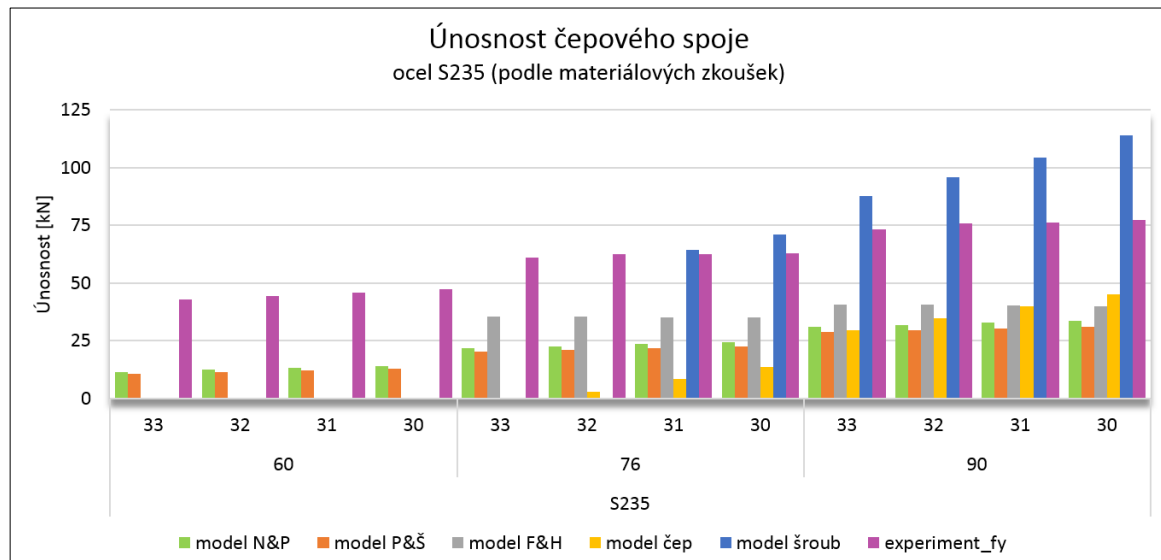
Výstižnost (přesnost) návrhových postupů a jejich „rezerva“ v únosnosti je hodnocena porovnáním reálné (skutečné) elastické experimentální únosnosti s únosnostmi spojů, vypočtenými analytickými metodami. Aby bylo srovnání výstižné, byly porovnávány únosnosti vypočtené s využitím reálných mechanických vlastností ocelí, získané ze zkoušek materiálů.

Výsledky srovnání jsou zachyceny na Obr. 3.38 až Obr. 3.40.

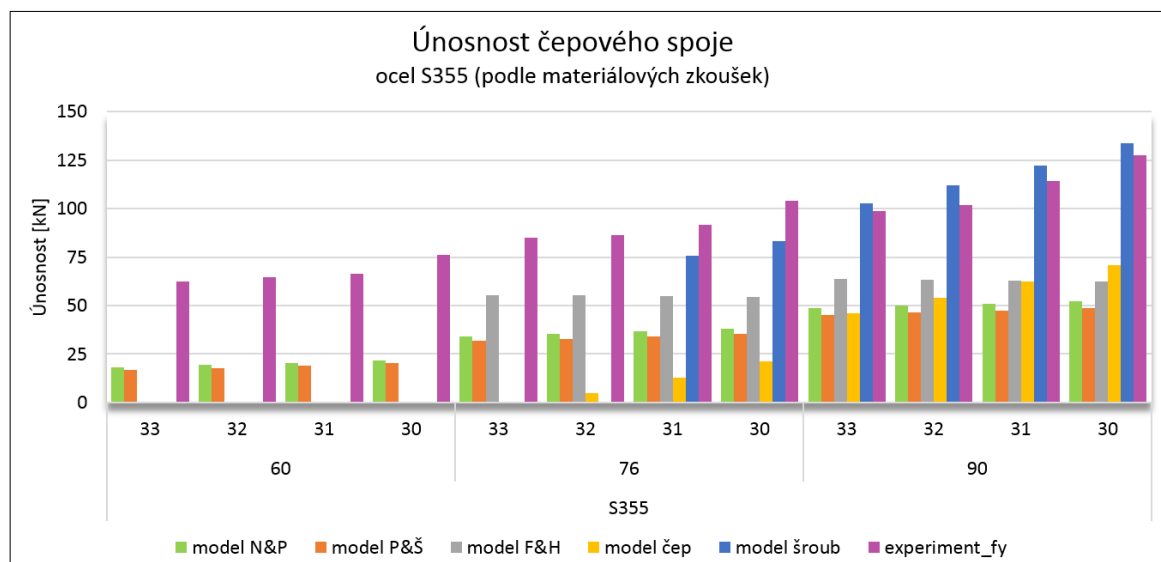


Obr. 3.37: Naměřená závislost tahové síly na dráze (vlevo) a odpovídající závislost prodloužení na působící tahové síle (derivace funkce – vpravo). Fialové čáry přibližně ohraničují oblast platnosti Hookova zákona, tzn. pružného chování zkušební tělesa.

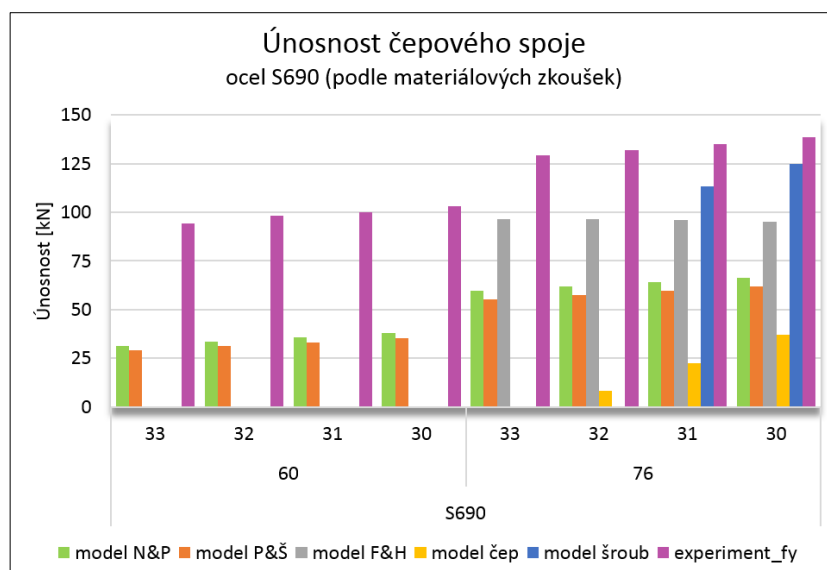
Z porovnání je zřejmé, že i v tomto případě poskytují analytické metody přiměřený návrh čepových desek. Reálné „rezervy“ v únosnostech dosahují různých úrovní a jsou závislé na míře výstižnosti analytických postupů a konkrétním geometrickém uspořádání. Nejvýstižnější je návrhová metoda M. M. Frochta a H. N. Hilla, kde „rezerva“, tzn. rozdíl mezi únosností stanovenou příslušnou analytickou metodou a elastickou únosností podle provedených experimentálních zkoušek, dosahuje v analyzovaných případech 25 až 51 %.



Obr. 3.38: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou elastickou únosností (ocel S235 podle materiálových zkoušek)



Obr. 3.39: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou elastickou únosností (ocel S355 podle materiálových zkoušek)



Obr. 3.40: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou elastickou únosností (ocel S690 podle materiálových zkoušek)

4 Svarové spoje konstrukčních prvků z vysokopevnostní oceli a oceli obvyklé jakosti

4.1 Úvod k problematice vysokopevnostních ocelí

Využívání kovových materiálů – slitin na bázi železa – například pro konstrukce mostů, lávek nebo velkorozponová zastřešení je datováno od konce 19. století; původně používaná litina byla postupně nahrazena ocelmi. Klíčovým faktorem pro užití ocelí v konstrukcích jsou zejména její výhodné vlastnosti – vysoká pevnost, příznivý poměr pevnosti k hmotnosti, snadná spojovatelnost prvků a přijatelná trvanlivost a životnost, které umožňují použití oceli i pro konstrukce intenzivně a nepříznivě namáhané nebo pro konstrukce na velká rozpětí – tedy i tam, kde není použití ostatních materiálů výhodné nebo možné. Rozvoj hutního průmyslu a výroby ocelí ve 20. století vedl k dokonalejším výrobním technologiím a k výrobě mnoha různých druhů ocelí s mechanickými i technologickými vlastnostmi „na míru“ jejich konkrétnímu využití.

Pro nosné stavební konstrukce se dlouhodobě používají především „tradiční“ konstrukční oceli „obvyklé“ jakosti (pevnosti), tedy materiály s úrovní meze kluzu v rozmezí cca 200 až 350 MPa. Jedná se o oceli vyráběné tradičními technologickými postupy a charakteristické výhodným poměrem pevnost/hmotnost/cena. Základní problematika materiálu – výroba, chování prvků při různých formách zatížení a jejich působení v proměnných i nepříznivých prostředích, spojovatelnost, stabilitní problémy, chování při požáru, ochrana před vnějšími vlivy apod. prošla v uplynulých desetiletích komplexním výzkumem a vývojem a je úspěšně vyřešena.

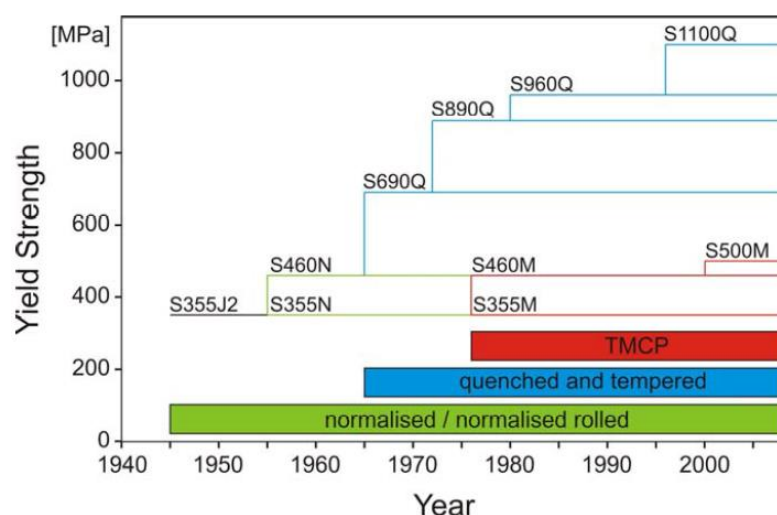
Rozvoj oboru ocelových konstrukcí staveb na jedné straně směřuje k architektonicky atraktivním a konstrukčně odvážným stavbám s nosnými konstrukcemi na velká rozpětí (mosty, lávky, zastřešení), velkých výšek (stožáry, věže, rozhledny) i nepříznivě namáhaným (např. účinky zemětřesení), na druhé straně cílí na úspory přírodních zdrojů, energií a příznivý vztah k životnímu prostředí. Společným průnikem se tak ukazuje aplikace materiálů – ocelí s vysokou pevností – neboť pevnost oceli zásadně ovlivňuje kromě nosnosti i hmotnost konstrukce, tj. úsporu zdrojů. Za vysokopevnostní jsou pokládány oceli s úrovní meze kluzu nad 460 MPa.

Výroba konvenčních ocelí s pevností vyšší, než mají oceli „obvyklé“ jakosti, je známá, tyto materiály se dlouhodobě úspěšně využívají v řadě průmyslových odvětví. Vyšší pevnosti těchto materiálů je docíleno legováním. Dochází tím ke zlepšení některých mechanických vlastností – především meze kluzu a meze pevnosti, ovšem i k modifikaci některých vlastností technologických, zejména ke snížení tažnosti, vrubové houževnatosti a zhoršení svařitelnosti. Přidávání legujících prvků zvyšuje cenu materiálu a rovněž je třeba dodržet předepsané technologické podmínky při svařování – předehřívání, svařovací postupy apod. Ve spojení s vyššími výrobními náklady není – s výjimkou zvláštních případů, například ocelí se zvýšenou odolností proti atmosférické vlhkosti – jejich využití pro stavební konstrukce výhodné.

Ve 2. polovině minulého století došlo k významnému pokroku v oblasti výzkumu a vývoje svařitelných konstrukčních ocelí. Objev mikrolegování a rozvoj nových forem mechanismů zpevňování umožnil vznik moderních vysokopevnostních ocelí, dále rozšiřující možnosti využití tradičních ocelí.

V oblasti mikrostruktury byla analyzována závislost mezi velikostí feritického zrna a pevností materiálu – výzkum prokázal, že zjemňování zrn zvyšuje pevnost i houževnatost oceli, a pro zvýšení pevnosti oceli není tedy nezbytné zvyšovat obsah uhlíku. Zkoumání v oblasti mechanismů zpevňování materiálu vyústilo v poznání, že mechanické vlastnosti ocelí lze významně měnit jejich tepelným zpracováním. Obě oblasti výzkumu společně vyústily ve vznik moderních vysokopevnostních ocelí s výhodnými mechanickými i technologickými vlastnostmi, kterých bylo dosaženo jemnozrnnou strukturou a tepelným zpracováním jako součástí jejich výroby. Chemické složení ocelí přestalo být jediným parametrem, který určuje její vlastnosti (Zrník, 2007).

Historický vývoj moderních vysokopevnostních ocelí je zachycen na Obr. 4.1.



Obr. 4.1: Historický vývoj moderních vysokopevnostních ocelí (Dubina, 2008)

Moderní vysokopevnostní oceli aktuálně nacházejí uplatnění v celé řadě odvětví, a to především v oblasti strojírenských a technologických konstrukcí, široké spektrum využití mají i v oblasti vojenství. V oboru strojírenských a technologických konstrukcí a výrobků se jedná zejména o stroje a dopravní prostředky (karoserie vozidel a komponenty podvozků, lodě, části letadel, jeřáby, korby nákladních vozidel, ramena vysokozdvíhových plošin, míchačky, nakladače apod.), konstrukce v těžebním průmyslu (pro těžbu, drcení, nakládání a přepravu materiálů), technologické výrobky (nádrže, zásobníky, potrubí). Tedy všude tam, kde je třeba zajistit vysokou pevnost, tuhost, houževnatost a mechanickou odolnost prvků a konstrukcí a současně dosáhnout jejich nízké hmotnosti.

Ve výrobním programu lze tyto materiály nalézt u všech významných evropských a světových oceláren. Jednotlivé druhy ocelí se odlišují přidanými vlastnostmi dle jejich specifického využití. Patří sem – kromě ocelí vysokopevnostních konstrukčních, včetně ocelí určených pro tvářením za studena – také oceli otěruvzdorné, odolné proti opotřebení,

pancéřové nebo určené pro nástroje pro tváření za studena. Konkrétně lze uvést například oceli STRENX – dříve WELDOX, DOMEX, HARDOX, ARMOX, TOOLOX (SSAB Oxelösund), IMEX/Dillimax (Dillinger Hütte), OPTIM (Ruukki), HISTAR (Arcelor Mittal) nebo XABO (ThyssenKrupp), alform (voestalpine) a řada dalších.

Sortiment výrobků z vysokopevnostních ocelí je tvořen především hladkým plechem různých tloušťek, a to ve všech pevnostních třídách až do S1100. Ostatní kategorie výrobků jsou zastoupeny tenkostěnnými otevřenými profily za studena tvarovanými tvaru U, C, Z, Ω i uzavřenými svařovanými profily – trubkami kruhového, čtvercového nebo obdélníkového průřezu. Technologie výroby vysokopevnostního materiálu neumožňuje zhotovení výrobků z ocelí vysokých pevností s proměnnou tloušťkou, tedy například tvarových tyčí I nebo H, které jsou proto dostupné pouze z ocelí tříd pevnosti do S460 ve vybraných rozměrových řadách.

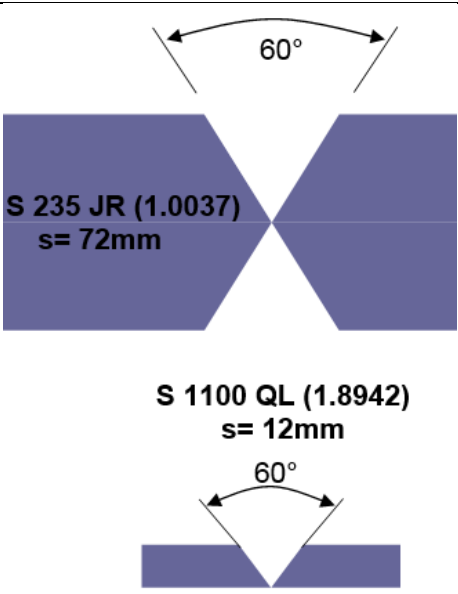
Vysokopevnostní oceli mají své místo i v oboru nosných konstrukcí staveb. Běžnou praxí je použití systémových táhel z ocelí S460 a S520 v nosných soustavách konstrukcí pozemních staveb i konstrukcí inženýrských. Vysokopevnostní oceli byly použity jako hlavní materiál na řadě konstrukcí inženýrských i pozemních staveb. V oblasti konstrukcí stavebních lze výhodně vysokopevnostní oceli použít na technologické konstrukce, jako jsou sila, nádrže, zásobníky, věže a stožáry nebo jako nosné konstrukce ve výrobních provozech. Zde se příznivě projevuje především vysoká pevnost materiálu, umožňující přenos zatížení vysoké intenzity a současně použití hospodárnějších dimenzí prvků. Dále jsou to konstrukce mostů a lávek. Uzavřené i otevřené průřezy jsou obvykle svařované z plechů, kde je k dispozici kompletní sortiment ocelí všech pevností s požadovanou úrovní vrubové houževnatosti. Výhodná je aplikace tohoto materiálu u spřažených ocelo-betonových prvků, kdy betonová část průřezu působí v tlačené zóně a ocelové prvky jsou v zóně tažené, kde není třeba zohledňovat možnou ztrátu stability. V oblasti konstrukcí pozemních staveb lze uplatnění vysokopevnostních ocelí spatřovat zejména u nosných konstrukcí výškových budov (a to i jako spřažené) a velkorozponových konstrukcí, například hangárů pro letadla, patrových garáží, zastřešení sportovních objektů apod. Obecně je použití vysokopevnostních ocelí vhodné všude tam, kde významně nerozhoduje průhyb konstrukčních prvků nebo kde nejsou konstrukční prvky a dílce zásadně vystaveny problémům se ztrátou stability. (Šmak, 2010b; Sedlacek, 2001)

K velmi aktivním zemím v oblasti vývoje a aplikace moderních vysokopevnostních ocelí patří Japonsko, které se významně zasadilo o rozvoj technologií výroby vysokopevnostních ocelí. Důvodem jsou náročné návrhové podmínky – uvážení vlivu zemětřesení, návrh/realizace architektonicky i konstrukčně odvážných a náročných staveb a v neposlední řadě i požadavek na hospodárnost výroby oceli a s tím související snížení negativního vlivu celého odvětví hutnictví na životní prostředí – Japonsko je i proto zemí s nejnižšími výrobními náklady oceli. V uplynulých 20 letech tak zde byla realizována řada stavebních a inženýrských konstrukcí z VP ocelí s pevností nad 780 MPa. V oblasti konstrukcí pozemních staveb například Tokyo Sky (2012) – s výškou 634 m patří k nejvyšším konstrukcím na světě, nebo z mostů Tokyo Gate Bridge (2012) – délka 2,6 km, rozpětí pole 440 m (Nishioka, 2016).

Z konstrukcí realizovaných v evropských zemích lze uvést například Sony Centrum v Berlíně s příhradovými vazníky z oceli S690 nebo železniční most v Ingolstadtu z materiálu stejné pevnosti (Schröter, 2010).

Aplikace vysokopevnostních ocelí v oblasti stavebních konstrukcí může přinášet řadu benefitů: vysoká pevnost oceli umožňuje použití nosných konstrukčních prvků na velká rozpětí, do velkých výšek i na extrémně vysoká a/nebo nepříznivá namáhání. Nosné prvky mohou mít menší dimenze, což se příznivě projeví na nižší hmotnosti. Nízká hmotnost konstrukce znamená možnost menší spotřeby materiálu v konstrukci a méně oceli představuje nižší produkci materiálu, tedy menší zátěž pro životní prostředí. Lehčí konstrukční dílce jsou snadněji přepravitelné a jednodušeji manipulovatelné, celkově nižší hmotnost konstrukce může vést k úspornějšímu podpůrnému systému a například menší tloušťky plechů mohou znamenat významnou úsporu při svařování. Ilustrativní příklad porovnání nákladů na zhotovení svařovaného výrobku z oceli obvyklé jakosti (S235) a oceli vysokopevnostní (S1100) se shodnými výslednými vlastnostmi (únosností) je zachycen na Obr. 4.2 (Herman, 2014). Jak je patrné z provedeného rozboru, ekonomickou výhodnost použití VP oceli nelze hledat v samotné úspoře hmotnosti materiálu, neboť nižší hmotnost konstrukčních prvků je vyvážena vyšší jednotkovou cenou materiálu. Rozhodující jsou náklady na provedení svarového spoje, tzn. na opracování základního materiálu před svařováním, objem svaru, počet vrstev svarových housenek a doba provádění.

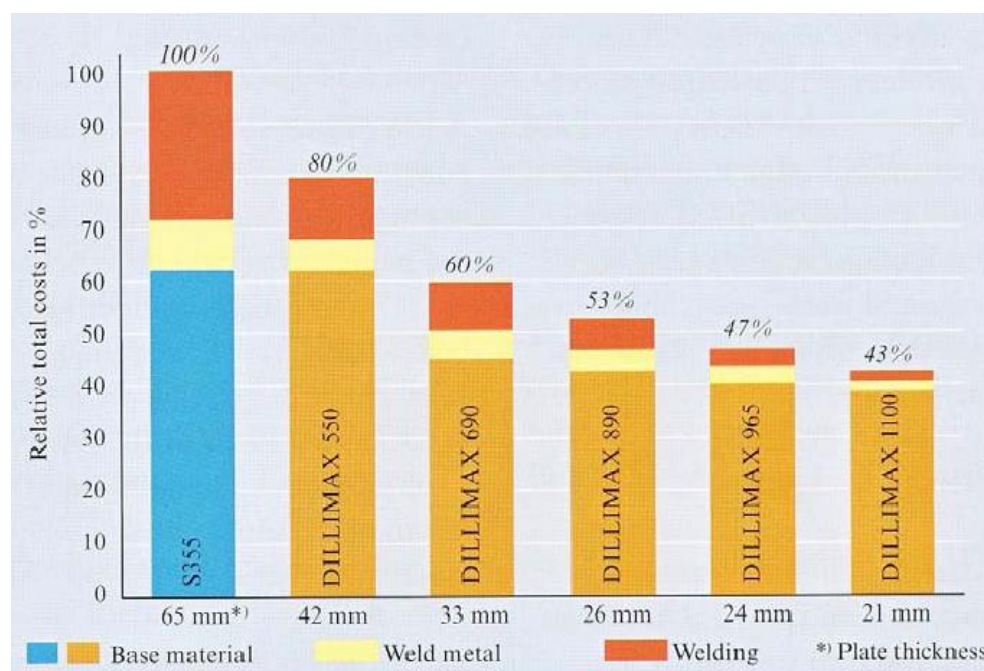
S 235 JR		S 1100 QL
235	mez kluzu [N/mm ²]	1100
72	tloušťka plechu [mm]	12
6	poměr tlouštěk	1
2	otupení hrany [mm]	2
10,2	spotřeba příd. mat. [kg/m]	0,86
40	fakturační náklady [€/h]	40
320	svař. proud [A]	220
6,5	uložení svar. kovu [kg/h]	4
70	doba svařování [%]	70
plný drát	typ drátu v Ø 1,2mm	trubičkový drát
1,0	cena drátu [€/kg]	7,5
95	výtěžnost drátu [%]	95
0,01	cena plynu [€/l]	0,01
15	průtok plynu [l/min]	15
98,08	náklady na svar [€/m]	16,63
5,9	koeficient nákladů	1



Obr. 4.2: Porovnání nákladů na svařování ocelí S235JR a S1100QL (Herman, 2014)

Jiné ilustrativní porovnání nákladů na zhotovení svařované konstrukce podle pevnosti základního materiálu je provedeno na Obr. 4.3 (Dubina, 2008). Jako základ srovnání je

zvolena ocel S355 (100 %). Je zřejmé, že v případech, kdy pro dimenzi nosných prvků nejsou rozhodující stabilitní jevy (vzpěr, klopení, boulení), je použití vysokopevnostní oceli ekonomicky příznivější, a to i bez uvážení dalších možných úspor, spojených s nižší hmotností konstrukce (doprava, montáž, účinky na spodní stavbu).



Obr. 4.3: Porovnání celkových nákladů (základní materiál, přídavný materiál pro svařování a provedení svarů) oceli S355 a vybraných vysokopevnostních ocelí (Dubina, 2008)

Jistými překážkami – a současně výzvami – pro praktické aplikace vysokopevnostních ocelí jsou dílčí problémy materiálu, a to především v oblastech elastických deformací, vysokocyklové únavy a svařování.

Problematika elastických deformací: při návrhu konstrukce je třeba uvážit fakt, že přestože pevnost vysokopevnostních ocelí dosahuje násobků pevnosti ocelí obvyklé jakosti, modul pružnosti zůstává u obou materiálů na stejné úrovni. S uvedenou skutečností je třeba kalkulovat jak při ověřování mezního stavu použitelnosti, tak i při stabilitní analýze konstrukce.

Vysokocyklová únava u stavebních konstrukcí, na rozdíl od značné části konstrukcí strojírenských a technologických, nepředstavuje většinou zásadní problém. Při návrhu konstrukčních detailů je nutné, v případě časově proměnného zatížení, důsledně uvážit i faktor únavové pevnosti. Pro ilustraci: u oceli s mezí kluzu 700 MPa dochází při počtu cyklů 2×10^6 ke snížení únosnosti osově namáhaného konstrukčního prvku ze 100 % (základní průřez) na 56 až 72 % vlivem dělení (řezu) materiálu, na 56 % v oblastech tupých svarů a na 32 % v místech svarů koutových (Míka, 2016).

O problematice svařování vysokopevnostních ocelí je podrobněji pojednáno v kapitole 4.3.

Praktické využití vysokopevnostních ocelí pro nosné svařované konstrukce je podmíněno začleněním těchto materiálů do soustavy standardů pro navrhování ocelových konstrukcí

i technologie provádění, včetně zhotovení svarových spojů. V případě navrhování prvků konstrukcí je v platnosti dokument ČSN EN 1993-1-12 Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-12: Doplnující pravidla pro oceli vysoké pevnosti do třídy S700. Dokument upřesňuje a doplňuje pravidla pro navrhování ocelových konstrukcí (podle ČSN EN 1993-1-1 až 1993-1-11) pro aplikaci vysokopevnostních ocelí s mezí kluzu nad 460 MPa až do 700 MPa, což umožňuje návrh i realizaci nosných konstrukcí s prvky z ocelí do pevnosti materiálu 700 MPa.

Základní pravidla pro svařování prvků z vysokopevnostních ocelí definuje ČSN EN 1011-2 (2002) Svařování – Doporučení pro svařování kovových materiálů – Část 2: Obloukové svařování feritických ocelí.

Pro provádění ocelových konstrukcí je k dispozici normativní dokument ČSN EN 1090-2, který obsahuje pravidla pro oceli pevnostních tříd S235 až S700.

Přestože je aktuálně k dispozici široká škála vysokopevnostních ocelí, vhodných i pro stavební a inženýrské konstrukce, jsou vyřešeny zásadní problémy jejich navrhování a posuzování, je známé chování při různých formách zatěžování i podmínkách provozování, jejich praktické využití bylo ověřeno na realizovaných konstrukcích a jsou k dispozici standardy pro navrhování, posuzování a realizaci konstrukcí z vysokopevnostních ocelí, nedošlo v oblasti stavebních a inženýrských konstrukcí zatím k jejich širšímu používání. Výraznějšímu rozšíření vysokopevnostních ocelí v oblasti stavebních a inženýrských konstrukcí dosud brání řada faktorů. K těm nejdůležitějším patří:

- Absence nových „standardizovaných“ konstrukčních systémů, využívajících příznivých mechanických vlastností vysokopevnostních ocelí a současně potlačujících některé jejich nevýhody, systémů použitelných i pro běžné typy konstrukcí a staveb. Pouhá náhrada prvků z ocelí obvyklé jakosti prvky z ocelí vysokopevnostních může přinést dílčí úspory, potenciál vysokopevnostních ocelí ale zůstane nevyužitý;
- Vyšší cena materiálu v porovnání s oceli obvyklé jakosti;
- Přípravenost projekční i výrobní složky;
- (Zatím) nulový „benefit“ za příznivý dopad na životní prostředí, daný menší spotřebou oceli.

Jako výhodné se tak může aktuálně jevit použití vysokopevnostních ocelí na vybrané (exponované) části nosných systémů staveb, kde lze využít vysokou pevnost materiálu pro snížení rozměrů konstrukčních prvků a/nebo zjednodušení uspořádání konstrukčních detailů. Jedná se například o kombinaci vysokopevnostních ocelí s oceli obvyklé jakosti ve svařovaných průřezech prutů (pásnice/stěna), čelní nebo patní desky u šroubových přípojů, styčnickové plechy, prvky kotvení apod. Vysokopevnostní oceli mají velmi podobné chemické složení k oceli obvyklé jakosti, jsou tedy obecně velmi dobře svařitelné. Nicméně podmínky pro svařování vysokopevnostních ocelí jsou, oproti svařování tradičních konstrukčních ocelí obvyklých jakostí a pevností, přísnější – každá z těchto skupin ocelí vyžaduje specifickou volbu přídavných materiálů, parametrů i technologického postupu svařování. Pokud je třeba vzájemně svařit prvky z oceli obvyklé

jakosti a oceli vysokopevnostní, je třeba uvážit konkrétní podmínky svařování, které budou splňovat kritéria pro oba druhy ocelí. Zejména se jedná o volbu přídavného materiálu a množství vneseného tepla; spoj musí vykazovat požadované mechanické vlastnosti a současně nesmí dojít k degradaci materiálu spojovaných prvků v oblasti svaru. (Šefčíková, 2015; Toppila, 2011)

Problematika vzájemného svařování tradičních ocelí obvyklé jakosti a moderních vysokopevnostních ocelí není v normativních dokumentech, jak pro navrhování konstrukcí, tak pro svařování, podrobněji řešena. V dalších částech práce je pojednáno o některých problémech vzájemného svařování ocelí obvyklých pevností a moderních ocelí vysokopevnostních.

4.2 Vysokopevnostní oceli

4.2.1 Oceli pro stavební a inženýrské konstrukce

Stavební a inženýrské konstrukce lze navrhovat v souladu s ČSN EN 1993-1-1 až 1993-1-11, které umožňují použít oceli tříd pevnosti S235, S275, S355, S420 a S460 a dle ČSN EN 1993-1-12, kde jsou upřesněné podmínky pro využití oceli vysokopevnostních tříd pevnosti S500, S550, S620 a S690. V odůvodněných případech lze navrhovat i z ocelí vysokých pevností S890 a S960 (Rotter, 2016). Všechny výše uvedené materiály jsou specifikovány v normativních dokumentech ČSN EN 10025-2 až 10025-6. Výrobky válcované za tepla z konstrukčních ocelí, kde je definováno chemické složení jednotlivých druhů ocelí a jejich vlastnosti. Jedná se o materiály:

- válcované za tepla nelegované konstrukční oceli podle EN 10025-2 (S235 a S355 třídy JR, J0, J2, K2) – oceli jsou vhodné pro běžné stavební konstrukce,
- normalizačně válcované, nebo po válcování normalizačně žíhané jemnozrnné konstrukční oceli podle EN 10025-3 (S355, S420, S460 třídy N, NL) – oceli jsou vhodné pro únavově a dynamicky namáhané svařované konstrukce,
- termomechanicky válcované, svařitelné jemnozrnné konstrukční oceli podle EN 10025-4 (S355, S420, S460 třídy M, ML) – oceli jsou vhodné pro únavově a dynamicky namáhané svařované konstrukce,
- legované ušlechtilé oceli podle EN 10025-6 (S460, S500, S550, S620, S690 třídy Q, QL, QL1).

V Tab. 4.1 (Rotter, 2016) je uveden přehled ocelí, vhodných pro stavební a inženýrské ocelové konstrukce podle normativních dokumentů ČSN EN 10025-2 až 6.

Aktuálně se v České republice nosné ocelové konstrukce nejčastěji navrhují především z ocelí tříd pevnosti S235 a případně S355, zatímco v zahraničí je již řadu let patrný trend ústupu od oceli S235 a příklon k ocelím tříd pevnosti S355, S420 a S460. Důvodem využití ocelí vyšších pevností je zejména úspora materiálu a s tím související nižší hmotnost ocelové konstrukce se všemi příznivými dopady, jak je uvedeno výše (Richter, 2005).

Tab. 4.1: Přehled ocelí podle ČSN EN 10025-2 až 10025-6 (Rotter, 2016)

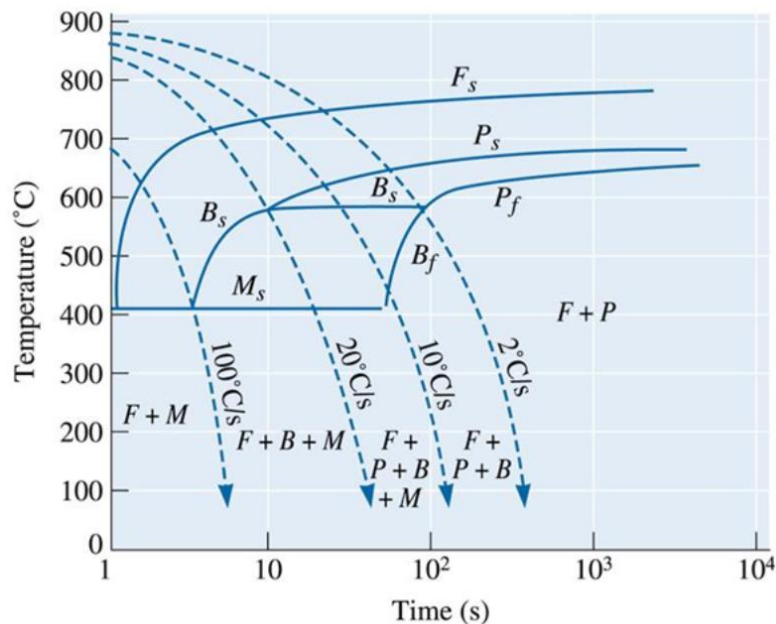
ČSN EN 10025-2 Nelegované konstrukční oceli	ČSN EN 10025-3 Normalizačně žíhané/válcované jemnozrnné oceli	ČSN EN 10025-4 Termomechanicky válcované jemnozrnné oceli	ČSN EN 10025-5 Konstrukční oceli se zvýšenou odolností proti atmosférické korozi	ČSN EN 10025-6 Ploché výrobky s vyšší mezí kluzu po zušlechťování
S235JR	S275N	S275M	S235JOW	S460Q
S235J0	S275NL	S275ML	S235J2W	S460QL
S235J2	S355N	S355M	S355J0WP	S460QL1
S275JR	S355NL	S355ML	S355J2WP	S500Q
S275J0	S420N	S420M	S355J0W	S500QL
S275J2	S420NL	S420ML	S355J2W	S500QL1
S355JR	S460N	S460M	S355K2W	S550Q
S355J0	S460NL	S460ML		S550QL
S355J2				S550QL1
S355K2				S620Q
S450J0				S620QL
				S620QL1
				S690Q
				S690QL
				S690QL1
				S890Q
				S890QL
				S890QL1
				S960Q
				S960QL
				S960QL1

4.2.2 Výroba vysokopevnostních ocelí, transformační diagramy

Vlastnosti oceli závisí, kromě chemického složení, i na její struktuře. Požadovanou strukturu oceli je možné docílit tepelným zpracováním, při kterém probíhají fázové přeměny a současně vznikají struktury nové. Základní fází procesu překrytizačního tepelného zpracování je ohřev materiálu nad úroveň kritické teploty a přeměna feriticko-perlitické struktury na strukturu austenitickou.

Podle rychlosti ochlazování oceli v průběhu tepelného zpracování lze obecně zachovat rovnovážný stav, tzn. rychlost ochlazování materiálu je nižší než rychlost kritická, a tudíž

dochází k přeměně austenitické struktury na strukturu feriticko-perlitickou. Anebo je možné potlačit strukturní změny materiálu, ke kterým by došlo v rovnovážném stavu rychlým ochlazením, a tím umožnit vznik nových nerovnovážných struktur: při vyšších rychlostech ochlazení se začátek a konec přeměny posouvá k nižším teplotám a kratším časům a lze tak dosáhnout i jiných fázových struktur bainitické nebo martenzitické. Materiály s uvedenými strukturami se vzájemně liší zejména tvrdostí a pevností. Pro popis strukturních změn se užívají transformační diagramy anizotermického rozpadu austenitu ARA a s jejich pomocí je možné optimalizovat postupy tepelného zpracování, volit druh oceli pro dané podmínky provozního namáhání a dokonaleji využít vlastností oceli (Laudien, 1979). Diagramy ARA (Continuous Cooling Transformation – CCT) se sestavují na základě termodynamického výpočtu nebo z experimentálně navržených hodnot a jsou tudíž jedinečné pro každý materiál v závislosti na chemickém složení. Grafickou formou znázorňují průběh anizotermického rozpad austenitu – počátky a konce jednotlivých přeměn – při plynulém ochlazení euktoidní oceli různou rychlostí z teplot nad A_{c3} na definovanou teplotu. Příklad diagramu ARA (CCT) je zachycen na Obr. 4.4.



Obr. 4.4: Diagram ARA (CCT). F... ferit; P... perlit; B... bainit; M... martenzit (www.quora.com)

Zvýšení meze kluzu a meze pevnosti nelegovaných konstrukčních ocelí, při zachování jejich dobré houževnatosti, plastických vlastností a současně potlačení vlivu uhlíku na jejich svařitelnost, lze dosáhnout zjemňováním zrn. Byla prokázána závislost mezi velikostí zrn a zpevněním materiálu – se zmenšením velikosti zrn roste tvrdost a pevnost až do oblasti nanokrystalických materiálů. Od velikosti zrna 50 až 30 nm je pevnost oceli již na velikosti zrna nezávislá. Z hlediska termodynamiky je hraniční hodnota velikosti zrna 1 μm , optimální dosahovaná velikost zrn je 4 až 5 μm (Zrník, 2007).

Dolegování oceli malými obsahy prvků jako Al, Ti, Nb a V podporuje vznik jemnozrnné struktury, a navíc svou vazbou na uhlík a dusík formou precipitačního zpevnění zvyšují pevnostní vlastnosti materiálů. S ohledem na velmi malá množství těchto legujících prvků, běžně jsou limitovány hodnotami – Al min 0,015 hm. %, Ti max 0,15 hm. %, V max

0,1 hm. % a Nb max 0,04 hm. % (celkové množství legur se pohybuje v rozmezí 0,15 až 0,25 hm. %), jsou tyto materiály označovány jako mikrolegované jemnozrné oceli. Jemnozrná struktura rovněž snižuje citlivost oceli ke křehkému lomu.

Další mechanismy zpevnění působí v různé míře souběžně a přispívají k dosažení vyšší pevnosti, ale zároveň snižují houževnatost materiálu; je tedy nezbytné stanovit určitou „rovnováhu“ tak, aby výsledné vlastnosti materiálu co nejvíce odpovídaly požadavkům na jejich aplikace (Zrník, 2007).

Důležitým faktorem při výrobě vysokopevnostních konstrukčních ocelí je množství nečistot; předpokladem dosažení požadované mikrostruktury je extrémně nízké množství doprovodných prvků (především P, S, H, N a O). Podmínkou je tedy výroba oceli z čisté železné rudy bez přidávání železného šrotu, neboť obsažené nečistoty nelze přijatelnými náklady metalurgicky odstranit. Pro odstranění nežádoucích doprovodných prvků se aplikuje sekundární metalurgie a vakuové odplynění. Oceli jsou uklidněny Al, který váže rozpuštěný N a brání tím růstu zrn.

Vysokopevnostní oceli vycházejí z normalizačně žíhaných jemnozrných ocelí (N), kde je řízené válcování ukončeno za teploty $A_{r3} + 50$ °C a po válcování jsou oceli ochlazeny na vzduchu.

Z hlediska zpracování při výrobě je jedná o oceli:

- Termomechanicky zpracované, válcované za řízeného ochlazování (M);
- Zušlechtěné – kalené a popouštěné (Q), zušlechtěné – kalené a popouštěné a precipitačně zpevněné (QA).

Termomechanicky zpracované jemnozrné oceli (M):

Termomechanické zpracování mikrolegovaných ocelí (Thermomechanical processing TMP) je sled moderních metalurgických technologických procesů, které kombinují řízené deformační a tepelné zpracování ocelí. U ocelí lze tímto postupem dosáhnout vyšší pevnosti bez ztráty houževnatosti. TMP se používá k výrobě vysoce pevných nebo vysoce houževnatých ocelí. Základní technologií TMP je zpracování s řízeným chlazením vodou. Cílem TMP je řízení mikrostrukturních změn během deformace za tepla při ochlazování. TMP se obvykle provádí řízeným vícenásobným válcováním ocelí při řízené teplotě v teplotních oblastech, ve kterých se využívá fázové transformace a řízené ochlazování po doválcování. První průmyslový výrobní proces s řízeným on-line kalením byl představen v Japonsku v roce 1956. Od počátku 90. let 20. století se využívají aplikace TMP i v oblasti stavebních konstrukcí (Ouchi, 2001; KHLESTOV, 1998).

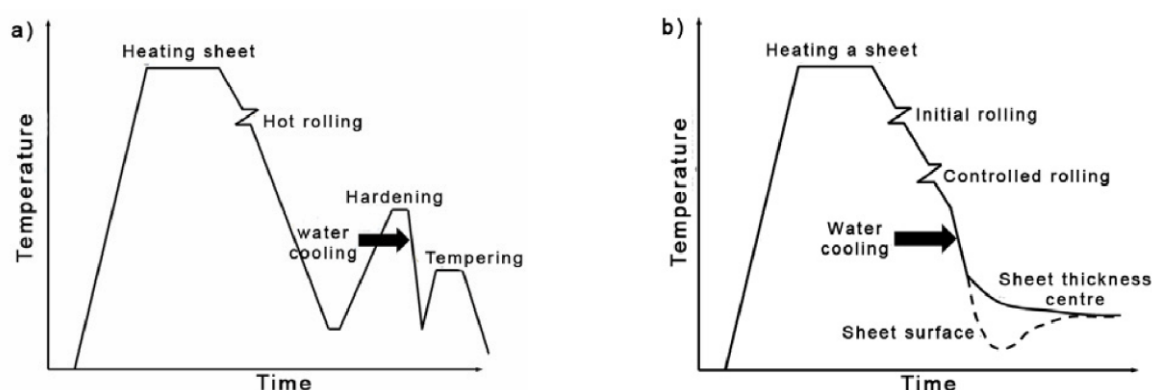
Vzhledem k přesně definovaným výrobním krokům je aktuálně nemožné (resp. nereálné) proces TMP, z důvodu dodržení homogenity termomechanických faktorů, aplikovat na objemné díly. Metodou TMP lze vyrábět plechy a za studena tvářené profilové průřezy (otevřené nebo uzavřené).

Zušlechtěné jemnozrnné oceli (Q) a zušlechtěné kalené a popouštěné a precipitačně zpevněné oceli (QA):

Po procesu řízeného válcování a doválcování jsou oceli dále prudce kaleny, tj. zrychleně chlazeny vodou na teplotu 450 °C a po ochlazení opětovně tepelně zpracovány popouštěním a případným vytvrzením. Zušlechtěním vzniká nízkouhlíkový martenzit, který má po kalení vysokou hodnotu meze kluzu.

Precipitačně zpevněné oceli (QA) jsou po řízeném válcování a zrychleném ochlazení (kalení) popouštěny na teploty, kdy proběhne výrazné zpevnění materiálu.

Schéma výrobních procesů vysokopevnostních ocelí je uvedeno na Obr. 4.5.



Obr. 4.5: Schéma výrobních procesů vysokopevnostní oceli: a) procesy kalení a popouštění, b) proces přímého kalení (Weglowski, 2013)

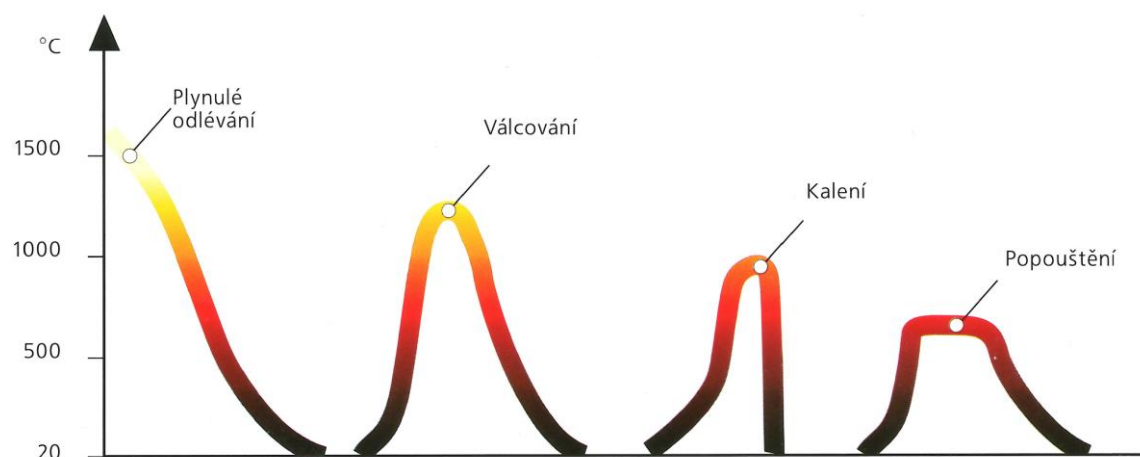
4.2.3 Vysokopevnostní oceli Weldom

Mezi nejvíce používané vysokopevnostní konstrukční oceli patří oceli Weldom (nyní označené Strenx), vyráběné švédskou společností SSAB Oxelösund AB. Jedná se o zušlechtěné oceli – kalené ocelové otěruvzdorné plechy s nízkým obsahem uhlíku a legujících prvků, což uděluje těmto materiálům s mezí kluzu 420 až 1100 MPa vysokou pevnost a současně dobrou svařitelnost, viz Tab. 4.2.

Tab. 4.2: Mechanické vlastnosti a uhlíkové ekvivalenty ocelí Weldom a Domex (SSAB, 2009)

označení oceli	tloušťka [mm]	mez kluzu a pevnosti [MPa]		uhlíkový ekvivalent CE
		R _{p0,2}	R _m	
Weldom 355/Domex 355 MC	8-16	355	450-610	0,39-0,43
Weldom 420/Domex 420MC	6-16	420	500-660	0,37-0,39
Weldom 460/Domex 460MC	6-16	460	530-720	0,37-0,42
Weldom 500/Domex 500MC	6-16	500	570-720	0,37-0,42
Weldom 700/Domex 700MC	4-50	700	780-930	0,39-0,64
Weldom 900	4-50	900	940-1110	0,56
Weldom 960	4-50	960	980-1150	0,56-0,64
Weldom 1100	5-50	1100	1200-1500	0,68-0,72

Po válcování na požadovanou tloušťku a mikrostrukturu jsou plechy ochlazeny na vzduchu a následně jsou z teploty 900 °C kaleny proudem vody (pomocí vodních trysek rozdílných tlaků, čímž se snižuje potřebná doba pro chlazení) ve válcovém kalícím lisu na pokojovou teplotu a v závěrečné fázi tepelného zpracování se oceli popouští na teplotu cca 600 °C, čímž je dosaženo rovnováhy mezi pevností a houževnatostí. Základní schéma výrobního procesu oceli je znázorněno na Obr. 4.6



Obr. 4.6: Schéma tepelného tváření ocelí Weldox (SSAB, 2009)

Oceli Weldox 355, 420, 460 a 500 jsou nekalené oceli, oceli Weldox700, 900, 960, 1100 a 1300 jsou oceli kalené vysokopevnostní.

Oceli Weldox se používají na konstrukce jeřábů, podvozků vozidel, zdvihacího zařízení, technologické konstrukce, a v oblasti stavebnictví na konstrukce mostů a nosné konstrukce budov. Ocel Weldox700 (odpovídá oceli třídy pevnosti S690) byla vybrána, jako zástupce moderních vysokopevnostních ocelí, pro experimentální část práce.

4.2.4 Navrhování svarových spojů prvků z vysokopevnostní oceli v systému norem

Zásadním faktorem použitelnosti vysokopevnostních ocelí pro konstrukce je začlenění těchto materiálů do systému normativních dokumentů.

Veškeré prvky z ocelí s mezí kluzu nad 460 MPa do 700 MPa včetně, lze navrhovat podle základních dokumentů ČSN EN 1993-1-1 až ČSN EN 1993-1-11 s uvážením standardu ČSN EN 1993-1-12, který uvádí doplňující pravidla a změny pro aplikace vysokopevnostních ocelí.

Z hlediska návrhu (ověření) svarových spojů, na které je tato část práce cílena, se jedná o doplnění standardu ČSN EN 1993-1-8 o následující doplňující pravidla:

4.2(2) Svarový kov pro svařování ocelí pevnostní třídy S460 až do S700 může mít nižší pevnost než základní materiál;

4.5.3.2(6) Při použití elektrod nižší pevnosti pro oceli pevnostní třídy S460 až do S700 se má f_u nahradit pevností svarového kovu f_{eu} a součinitel β_w se má uvažovat $\beta_w = 1$.

4.7.1(1) Únosnost svarových spojů z ocelí pevnostní třídy S460 až do S700 provedenými elektrodami nižší pevnosti se má určit podle pevnosti svarové kovu.

4.11 Délka podélných koutových svarů v přeplátovaných spojích ocelí pevnostní třídy S460 až do S700 nemá být větší než $50a$, pokud se v návrhu neuvažuje nerovnoměrné rozdělení napětí (kde a je účinná tloušťka svaru).

Z výše uvedených doplňujících pravidel navrhování a ověřování svarových spojů vyplývá, že v případě použití svarového kovu stejné nebo vyšší pevnosti, než je pevnost základního materiálu, k žádným odlišnostem při aplikaci vysokopevnostních ocelí oproti ocelím obvyklé jakosti nedochází. Problematika kombinace ocelí obvyklých pevností a ocelí vysokopevnostních není ve standardu podrobně řešena.

4.3 Svařování ocelí

4.3.1 Všeobecně

Využívání technologie svařování pro spojování kovů je známé už z doby starověku – jedná se o tzv. kovářské svařování a jeho použití je doloženo nálezy takto spojovaných předmětů z období přibližně 1000 př. n. l. K širokému rozvoji a rozšíření svařování ocelových prvků dochází ve druhé polovině ve 20. století, a to zásluhou provedených objevů v oblasti svařovacích technologií: odporové svařování (1910), svařování obalovanou elektrodou (1914), svařování pod tavidlem (1937), svařování v ochranné atmosféře plynu (1953) – a jejich postupným zaváděním do praxe.

Svařování je v současnosti nejvíce užívaný způsob spojování prvků ocelových konstrukcí. Pomocí svarových spojů lze vytvořit nerozebíratelný spoj s definovanou únosností i mírou tuhosti. Spojování ocelí se provádí pomocí tepla při teplotě tavení materiálu – jedná se o tzv. svařování tavné, anebo tepla a tlaku, vyvolávajícího deformaci stykových ploch – tzv. svařování tlakem. Práce je cílena na svařování ocelových prvků metodami tavného svařování.

Aktuálně se využívá řada svařovacích technologií pro spojování prvků s různými tloušťkami, zhotovených z různých druhů ocelí, které se vzájemně odlišují chemickým složením, mechanickými vlastnostmi nebo technologickými vlastnostmi a jsou určeny pro širokou škálu výrobků, strojů, dopravních prostředků, technologických i inženýrských konstrukcí a dalších. V oblasti ocelových stavebních konstrukcí se jedná především o spojování prvků z ocelí obvyklých jakostí, prováděných ve výrobnách i na stavbách. Z celé řady technologií (metod) tavného svařování, definovaných podle dle ČSN EN ISO 4063 se při výrobě dílců ocelových konstrukcí nejčastěji užívá obloukové svařování tavící se elektrodou v aktivním plynu MAG (135), případně – pro zhotovení velkého počtu dlouhých nepřerušovaných svarů – vysokovýkonné automatizované svařování elektrickým obloukem pod tavidlem drátovou elektrodou SAW (121). Při montáži, rekonstrukcích i opravách „*in situ*“ dále svařování MAG a – dříve nejvíce používané – ruční obloukové svařování obalenou elektrodou MMA (111). V dalších odstavcích bude pojednáno o problematice svařování tavící se elektrodou v aktivním plynu MAG (135) a ručním obloukovým svařováním obalenou elektrodou MMA (111).

V souvislosti s vývojem a postupným rozšiřováním moderních vysokopevnostních ocelí (viz kapitola 5.2) do konstrukční praxe bylo třeba technologie svařování specifikovat i pro spojování těchto materiálů. Díky příznivému chemickému složení, velmi blízkému tradičním konstrukčním ocelím obvyklé jakosti, se jedná o materiály s dobrou svařitelností. Vzhledem ke způsobu výroby moderních vysokopevnostních ocelí, kdy jejich vysoké pevnosti je dosaženo sofistikovaným tepelným zpracováním (tvářením) při výrobě, je třeba pro jejich svařování specifikovat technologické podmínky tak, aby nedošlo k degradaci vlastností svařovaných materiálů v oblasti spoje. Zejména se jedná o možné snížení pevnosti oceli v důsledku vneseného tepla jako další formy tepelného zpracování. Jelikož jsou vysokopevnostní oceli – ve srovnání s oceli obvyklé jakosti – technologicky náročně vyráběné materiály, podle očekávání jsou i podmínky a pravidla pro jejich svařování náročnější a významnější (Koukal, 2017; Weman, 2012).

Při požadavku na vzájemné svařování prvků z oceli obvyklé jakosti a oceli vysokopevnostní se jako základní problém jeví stanovení způsobu svaření obou druhů materiálů, které sice jsou obecně dobře svařitelné, ale mohou vyžadovat odlišné technologické postupy a parametry svařování. Aktuálně platný normativní dokument ČSN EN 1011-2 uvádí pravidla pro svařování materiálů, a to ocelí obvyklé jakosti i ocelí vysokopevnostních. Požadavky (včetně technologických) na možnost vzájemné kombinace těchto ocelí není ve standardu podrobněji specifikována.

Pro přiblížení problematiky vzájemného svaření prvku z oceli obvyklé jakosti a z oceli vysokopevnostní, byl proveden následující praktický příklad: jedná se o spojení dvou prvků pomocí koutových svarů v různém provedení, jeden díl je zhotoven z oceli obvyklé jakosti třídy pevnosti S355 a druhý z vysokopevnostní oceli Weldox700 (viz Obr. 4.7). Ve všech případech byla použita stejná technologie svařování (MAG), byl použit stejný přídavný materiál, svary byly provedeny v bezchybné kvalitě. Vysokopevnostní oceli jsou vysoce citlivé na dodržení parametrů svařování, které mají zásadní vliv na změny v tepelně ovlivněné oblasti. Je žádoucí zachovat vysokou pevnost přesně cílenými hodnotami tepelného příkonu. Pro zjištění optimálních parametrů svařování byly provedeny zkušební koutové svary s hodnocením tvrdosti především v tepelně ovlivněné zóně (TOZ) vysokopevnostní oceli. Byly zvoleny parametry, které simulovaly nízký, střední a vysoký tepelný příkon na koutovém svaru obou ocelí:

Vzorek 1: Parametry svařování nízkého tepelného příkonu:

$$U = 16 \text{ V}; I = 90 \text{ A}; \text{ účinnost } 0,80; v = 5,48 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}; Q = 0,21 \text{ kJ}\cdot\text{mm}^{-1}$$

Vzorek 2: Parametry svařování středního tepelného příkonu:

$$U = 19 \text{ V}; I = 165 \text{ A}; \text{ účinnost } 0,80; v = 2,72 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}; Q = 0,92 \text{ kJ}\cdot\text{mm}^{-1}$$

Vzorek 3: Parametry svařování vysokého tepelného příkonu:

$$U = 27 \text{ V}; I = 230 \text{ A}; \text{ účinnost } 0,80; v = 3,24 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}; Q = 1,53 \text{ kJ}\cdot\text{mm}^{-1}$$

Po rozřezání vzorků byl povrch řezu vybroušen, naleptán a byla změřena tvrdost v oblasti základního materiálu a TOZ obou prvků, tj. S355 a S690, viz Tab. 4.3.



Obr. 4.7: Svarový spoj prvků z oceli S355 (vodorovný prvek) a S690 s nízkým (vlevo), středním (uprostřed) a vysokým (vpravo) tepelným příkonem (autor)

Tab. 4.3: Tvrdost HV5 u svarových spojů s nízkým, středním a vysokým tepelným příkonem

tepelný příkon	pozice měření	měření HV5				
		1	2	3	4	5
nízký	základní materiál S690	183	183	182	185	183
	TOZ oceli S690	355	358	358	356	358
	TOZ oceli S355	108	108	109	108	107
střední	základní materiál S690	183	184	184	185	184
	TOZ oceli S690	184	184	184	185	184
	TOZ oceli S355	102	101	102	101	103
vysoký	základní materiál S690	182	182	180	178	179
	TOZ oceli S690	150	150	155	153	155
	TOZ oceli S355	98	95	98	95	96

Dílčí závěr:

Dle svařovacích parametrů jsou odstupňovány tepelné příkony koutových svarů. Výsledky měření tvrdosti odpovídají předpokladům a v TOZ u příkonu $Q = 0,21 \text{ kJ}\cdot\text{mm}^{-1}$ je vysoce vytvrzená, ale k trhlinám náchylná struktura s průměrnou tvrdostí 357HV5. V TOZ u příkonu $Q = 0,92 \text{ kJ}\cdot\text{mm}^{-1}$ je téměř stejně tvrdá struktura jako v oceli S 690QL s průměrnou tvrdostí 184HV5. Tvrdost základního materiálu z měření vzorků 1 a 3 je přitom 182HV5. Nejvyšší hodnoty tepelného příkonu $Q = 1,53 \text{ kJ}\cdot\text{mm}^{-1}$ dle předpokladů vykazala nejmenší hodnoty tvrdosti: 180HV5, což je téměř stejně jako u průměrného tepelného příkonu. Dá se předpokládat další snížení mechanických hodnot oceli S690QL s růstem tepla do svarového spoje. Úměrně s růstem příkonu se snižuje tvrdost i v TOZ oceli S355 ze 108HV na 86HV.

4.3.2 Svařitelnost ocelí, předeřev

Svařitelnost je základní technologickou vlastností ocelí a vyjadřuje schopnost konkrétního materiálu vytvořit svarový spoj s definovanými mechanickými, fyzikálními, chemickými a technologickými vlastnostmi, které zajistí požadovanou úroveň únosnosti, trvanlivosti a spolehlivosti. Svařitelnost oceli je ovlivněna metalurgií materiálu (způsob výroby oceli, její tváření a tepelné zpracování), konstrukčním provedením svaru (pevnost základního a přídatného materiálu, druh, tvar a rozměry svaru, úprava svarových ploch, přístupnost ke

svařování) a technologií svařování, tj. metodou svařování, postupem při provádění svarů a tepelným režimem (Kolařík, 2012; Zrilic, 2007; Dancette, 2012).

Problematika svažitelnosti oceli je specifikovaná v ČSN EN 1011-1. Vhodnost oceli na svařování je hodnocena na základě vlastností svarových spojů a jejich celistvosti: vlastnosti svarových spojů určují změny vlastností kovů při svařování, hodnocení svažitelnosti ocelí z pohledu celistvosti je důležité vzhledem k možnému vzniku nepřijatelných trhlin ve svarech, především trhlin za studena a za horka, nebo také trhlin lamelárních a žíhacích.

Trhliny za studena:

Trhliny za studena (tzv. vodíkové trhliny) se jeví jako nejvýznamnější z výše uvedených vad svarů. Jsou transkrystalického charakteru a vznikají při teplotách cca 200 až 300 °C. Nejčastěji jsou lokalizovány v kořenových částech svarů, ve svarovém kovu, v koncových částech svarů a v podhousenkové oblasti svarů a návarů. Trhliny nemusí vznikat bezprostředně po svařování, ale mohou se objevit kdykoli do cca 48 hodin. Příklad trhliny za studena je zachycen na Obr. 4.8.



Obr. 4.8: Trhlina za studena (www.twi-global.com)

Vysokopevnostní oceli jsou obecně značně citlivé na vznik trhlin za studena, neboť citlivost je přímo úměrná pevnosti oceli. Příčinami vzniku trhlin za studena může být vysoký obsah difúzního vodíku v oblasti svaru, struktura citlivá na přítomnost a účinek difúzního vodíku a zbytková tahová napětí vyšší intenzity v samotném svarovém spoji, vzniklá při svařování. Vodík se do svaru nejčastěji dostává z atmosférické vlhkosti a z obalu elektrod. Rozpustnost vodíku ve svarovém kovu závisí mimo jiné na teplotě a rychlosti ochlazování oceli, kdy rozpustnost vodíku klesá se snižující se teplotou. Na vznik trhlin za studena je nejvíce citlivá struktura martenzitická, neboť rychlost difuze vodíku v martenzitu je nejnižší ze všech mikrostruktur ocelí (Collin, 2005).

Normativní dokument ČSN EN 1011-2 obsahuje dvě metody – opatření – pro eliminaci vzniku trhlin za studena: metodu A (viz kapitola C.2 této normy), která je určena především pro C-Mn typy ocelí a metodu B (viz kapitola C.3 dokumentu) použitelnou především pro jemnozrnné vysokopevnostní oceli. Uhlíkový ekvivalent, společně s úrovní vodíku a kombinovanou tloušťkou, slouží pro definování tepelných parametrů při

svařování, tzn. stanovení teploty předehřevu, tepelného příkonu nebo jejich kombinace. Použití metody A i B je podmíněno splněním limitů obsahu základních legujících prvků podle Tab. 4.4.

Tab. 4.4: Rozsah chemického složení materiálu v hmotnostních % základních legujících prvků (ČSN EN 1011-2)

Legující prvky	Metoda A	Metoda B
Uhlík	0,05 až 0,25	0,05 až 0,25
Křemík	max 0,80	max 0,80
Mangan	max 1,70	0,50 až 1,90
Chrom	max 0,90	max 1,50
Měď	max 1,00	max 0,70
Nikl	max 2,50	max 2,50
Molybden	max 0,75	max 0,75
Vanad	max 0,20	max 0,18
Niob	-	max 0,06
Titan	-	max 0,12
Bór	-	max 0,005

4.3.2.1 Metoda A

Metoda A je použitelná pro nelegované, jemnozrné a nízkolegované oceli, jejichž chemické složení vyhovuje předepsaným kritériím – podle Tab. 4.4.

Vodíkové trhliny přímo souvisí s chemickým složením oceli, metodou svařování, přidávaným materiálem a intenzitou napětí v oblasti svaru. Při svařování je třeba zajistit dostatečně dlouhou dobu chladnutí svaru, aby mohlo z kovu unikát co největší množství nežádoucího vodíku. Pokud je doba ochlazování příliš krátká, v kovu zůstane vysoké množství vodíku a může nastat nadměrné vytvrzení TOZ. Při dosažení kritické úrovně obsahu vodíku může dojít, po ochlazení svaru na teplotu okolí, vlivem zbytkového napětí k samovolnému prasknutí. Dostatečně pomalé ochlazení tepelně ovlivněné oblasti lze zajistit vhodnou volbou rozměru svarové housenky, teplotou předehřevu a mezihousenkovou teplotou interpass. Lze taktéž aplikovat řízené dochlazování v nízkoteplotní oblasti teplotního cyklu (přibližně od 300 do 100 °C), obvykle udržováním úrovně teploty předehřevu.

Nutnost předehřevu se prakticky určuje podle ČSN EN 1011-2 (obr. C.2a až C.2m) jako funkce kombinované tloušťky svařovaných plechů, tepelného příkonu při svařování a stupně obsahu vodíku. V konkrétních případech mohou být kritéria pro stanovení teploty předehřevu přísnější nebo naopak volnější – upřesňující podmínky jsou specifikovány v ČSN EN 1011-2 (C.2) a zohledňují mimo jiné tuhost svařovaného spoje, svařování ocelí s nízkým uhlíkovým ekvivalentem nebo použití legovaného svarového kovu s vyšší pevností.

Základním faktorem, sloužícím pro stanovení teploty předehřevu, je uhlíkový ekvivalent CE . Vztah pro výpočet CE byl navržen Mezinárodním svářečským institutem (IIW):

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \quad (4.1)$$

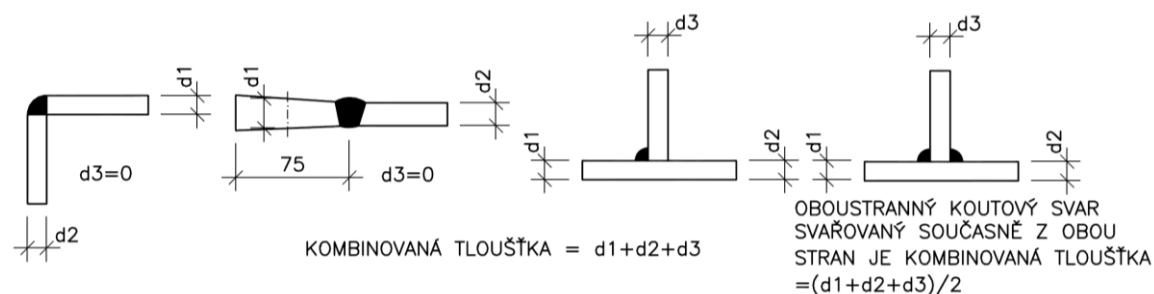
Jednotlivé prvky jsou uvedeny v hm. %.

Výpočet metodou A je vhodný pro oceli s $CE = 0,3$ až $0,7$. Je-li $CE > 0,45$, je třeba navrhnout předehřev materiálu, vyšší tepelný příkon nebo jejich kombinaci. Při svařování ocelí s rozdílnými uhlíkovými ekvivalenty nebo rozdílných jakostí je třeba uvážit vyšší hodnotu uhlíkového ekvivalentu. Bez předehřevu lze svařovat za podmínek uvedených v Tab. 4.5: maximální kombinovaná tloušťka svařovaných plechů závisí na obsahu difúzního vodíku, hodnotě uhlíkového ekvivalentu CE a tepelném příkonu při svařování.

Tab. 4.5: Maximální kombinovaná tloušťka svařitelná bez předehřevu (ČSN EN 1011-2)

obsah difúzního vodíku (ml/100g svarového kovu)	maximální kombinovaná tloušťka [mm]			
	CE = 0,49		CE = 0,43	
	tepelný příkon		tepelný příkon	
	1,0 kJ/mm	2,0 kJ/mm	1,0 kJ/mm	2,0 kJ/mm
> 15	25	50	40	80
> 10 ≤ 15	30	55	50	90
> 5 ≤ 10	35	65	60	100
> 3 ≤ 5	50	100	100	100
≤ 3	60	100	100	100

Kombinovaná tloušťka:



Obr. 4.9: Kombinovaná tloušťka (ČSN EN 1011-2)

Kombinovaná tloušťka zohledňuje odvod tepla ze svarového kovu. Je to součet průměrných tlouštěk svařovaných základních materiálů do vzdálenosti 75 mm od hrany svaru. Používá se pro stanovení rychlosti ochlazování podle odvodu tepla ze svaru. U koutových svarů je při stejných tloušťkách svařovaných plechů odvod tepla vyšší než u svarů tupých, což vyvolává potřebu vyšší teploty předehřevu. Stanovení kombinované tloušťky je zřejmé z Obr. 4.9.

Tepelný příkon:

Tepelný příkon lze vypočítat podle ČSN EN 1011-1:

$$Q = k \cdot \frac{U \cdot I}{v} \cdot 10^{-3} \quad (4.2)$$

kde:

- Q je tepelný příkon [kJ/mm];
- U je napětí elektrického oblouku [V];
- I je svařovací proud [A];
- v je rychlost svařování [mm/s];
- k je tepelná účinnost svařovací technologie:
 - ruční obloukové svařování obalenou elektrodou: $k = 0,8$;
 - obloukové svařování tavící se elektrodou v aktivním plynu (MAG): $k = 0,8$.

Stupeň obsahu vodíku:

Stupeň obsahu vodíku závisí na množství vodíku schopného difúze ve svaru (viz Tab. 4.6) a závisí na technologii svařování. Svařování technologií MAG spadá do stupně C.

Tab. 4.6: Stupně obsahu vodíku (ČSN EN 1011-2)

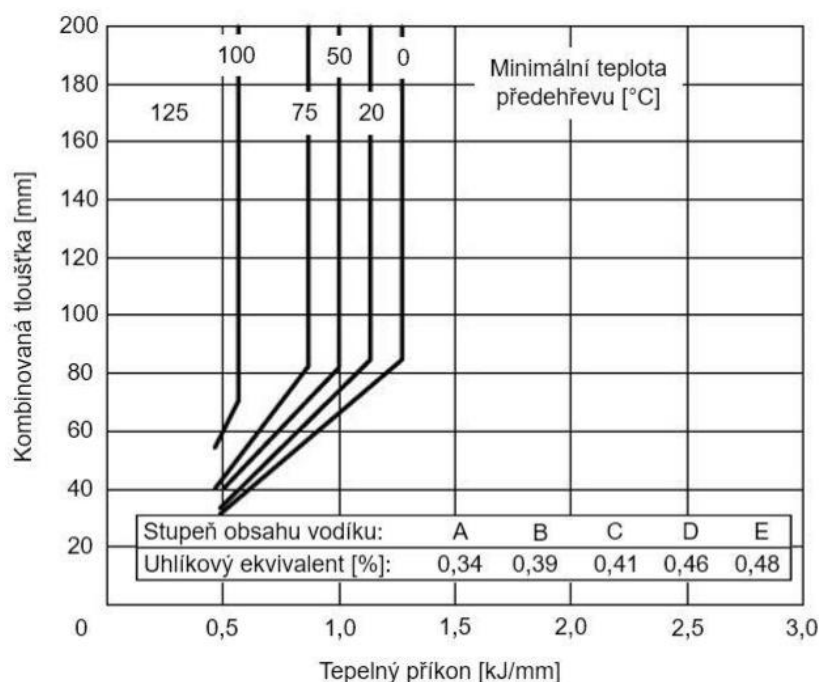
obsah difúzního vodíku (ml/100 g svarového kovu)	stupně obsahu vodíku
> 15	A
> 10 ≤ 15	B
> 5 ≤ 10	C
> 3 ≤ 5	D
≤ 3	E

4.3.2.2 Metoda B

Metoda B je obecně vhodná pro nelegované jemnozrnné a pro nízkolegované vysokopevnostní oceli skupin 1 až 4 podle CR ISO 15608 Svařování – Směrnice pro zařazení kovových materiálů do skupin, jejichž chemické složení vyhovuje předepsaným kritériím – viz Tab. 4.6 a Tab. 4.4.

Předeřev svaru:

Předeřev dochází k prodloužení doby chladnutí svaru, čímž se zvýší množství nežádoucího vodíku, který může z materiálu unikát. Současně dochází ke snížení vnitřních reziduálních napětí v oblasti svaru. Při provádění vícevrstvých svarů lze předeřev nahradit udržováním dostatečně vysoké teploty interpass vhodným sledem svařování – za předpokladu, že technologicky je možné první svarovou housenku provést bez předeřevu.



Obr. 4.10: Diagram pro stanovení teploty předehřevu (ČSN EN 1011-2)

Obecně lze u ocelí riziko vzniku vodíkových trhlin snížit použitím dokonale vysušených přídavných materiálů s nízkým obsahem vodíku; udržováním nízké relativní vlhkosti v prostředí svařování; osušením, očištěním a odmaštěním svarové plochy včetně jejich okolí před svařováním; dodržováním předepsaných technologických postupů svařování; aplikací předehřátí výchozího materiálu před svařováním (pokud je třeba) a minimalizováním pnutí ze smrštění, například vhodně navrženým postupem při svařování.

Teplotu předehřevu lze stanovit výpočtem podle ČSN EN 1011-2 (C.2) nebo graficky podle přílohy C.3 téhož dokumentu se zohledněním chemického složení (uhlíkového ekvivalentu CET), tepelného příkonu, obsahu vodíku a tloušťky plechu.

Výpočet teploty předehřevu, zohledňující výše uvedené činitele potenciálního vzniku trhlin za studena (podle ČSN EN 1011-2):

$$T_p = T_{pCET} + T_{pd} + T_{pHD} + T_{pQ} \quad (4.3)$$

kde:

- T_p je teplota předehřevu [°C];
- T_{pCET} je teplota předehřevu dle chemického složení [°C];
- T_{pd} je teplota předehřevu dle tloušťky plechu [°C];
- T_{pHD} je teplota předehřevu dle obsahu vodíku [°C];
- T_{pQ} je teplota předehřevu dle vlivu tepelného příkonu [°C].

Pro konstrukční oceli lze použít pro výpočet teploty předehřevu alternativní vztah:

$$T_p = 697 \cdot CET + 160 \cdot \tanh\left(\frac{d}{35}\right) + 62 \cdot HD^{0,35} + (53 \cdot CET - 32) \cdot Q - 328 \quad (4.4)$$

kde:

- CET je uhlíkový ekvivalent (podle metody B) [%];
 d je tloušťka plechu [mm];
 HD je obsah vodíku ve svarovém kovu [ml/100 g];
 Q je tepelný příkon [kJ/mm].

Podmínky pro použití vztahu (4.4):

- R_e do 1000 MPa;
 $CET = 0,2$ až $0,5$ %;
 $d = 10$ až 90 mm;
 $HD = 1$ až 20 ml/100 g;
 $Q = 0,5$ až $4,0$ kJ/mm.

Teplotu předehřevu lze stanovit také graficky pomocí diagramů, zohledňujících uhlíkový ekvivalent, tloušťku plechu, tepelný výkon i obsah vodíku. Diagramy jsou uvedeny například v normativním dokumentu ČSN EN 1011-2, příloze C3.

Vliv chemického složení:

Vliv chemického složení na vznik trhlin za studena je zohledněn pomocí uhlíkového ekvivalentu CET , který popisuje vliv legujících prvků na vlastnosti oceli v porovnání s vlivem uhlíku:

$$CET = C + \frac{Mn + Mo}{10} + \frac{Cr + Cu}{20} + \frac{Ni}{40} \quad (4.5)$$

Jednotlivé prvky jsou uvedeny v hm. %.

Závislost mezi chemickým složením (resp. uhlíkovým ekvivalentem CET) a teplotou předehřevu T_{pCET} je popsána vztahem:

$$T_{pCET} = 750 \cdot CET - 150 \quad (4.6)$$

kde:

- CET je uhlíkový ekvivalent [%];
 T_{pCET} je teplota předehřevu dle chemického složení [°C].

Vliv tloušťky plechu:

Pro závislost mezi tloušťkou plechu d a teplotou předehřevu T_{pd} platí:

$$T_{pd} = 160 \cdot \tanh\left(\frac{d}{35}\right) - 110 \quad (4.7)$$

kde:

- d je tloušťka plechu [mm];
 T_{pd} je teplota předehřevu dle tloušťky plechu [°C].

Vliv obsahu vodíku:

Závislost mezi obsahem vodíku HD ve svarovém kovu a teplotou předehřevu T_{pHD} je popsána vztahem:

$$T_{pHD} = 62 \cdot HD^{0,35} - 100 \quad (4.8)$$

kde:

HD je obsah vodíku ve svarovém kovu [ml/100 g];

T_{pHD} je teplota předehřevu dle obsahu vodíku [°C].

Vliv tepelného příkonu:

Závislost mezi tepelným příkonem a teplotou předehřevu T_{pQ} je dána vztahem:

$$T_{pQ} = (53 \cdot CET - 32) \cdot Q - 53 \cdot CET + 32 \quad (4.9)$$

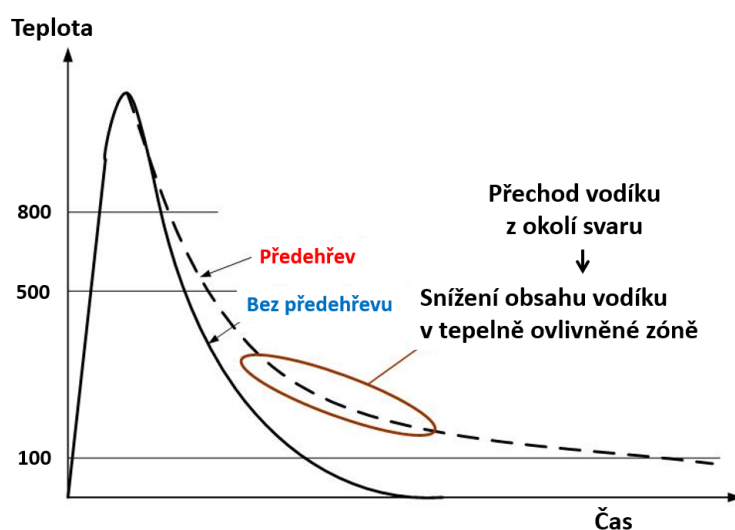
kde:

Q je tepelný příkon [kJ/mm];

T_{pQ} je teplota předehřevu dle vlivu tepelného příkonu [°C].

Vliv vnitřního napětí:

Intenzita vnitřního napětí je úměrná potřebné teplotě předehřevu. Vnitřní napětí dosahuje u koutových svarů nižší úrovně oproti svarům tupým a lze je tedy předehřívát na teplotu nižší o cca 60 °C. V případě svařování rozdílných tloušťek plechů nebo různých druhů ocelí je pro návrh teploty předehřevu rozhodující vyšší z vypočtených hodnot nutné teploty předehřevu.



Obr. 4.11: Vliv teploty předehřevu na prodloužení doby difuze vodíku (Kubíček, 2011a)

Dohřev svaru:

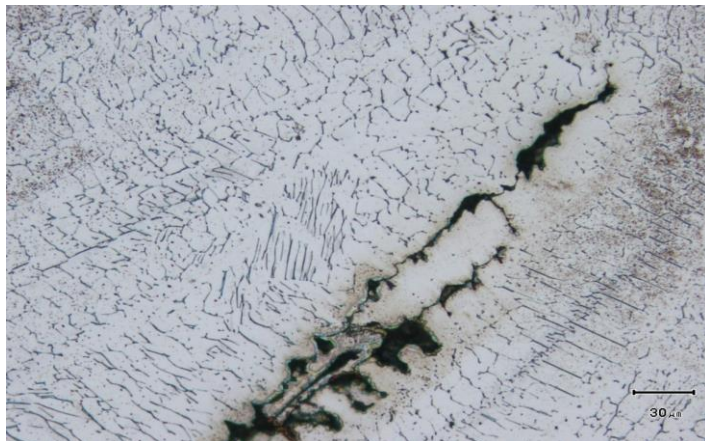
Dohřev svaru bezprostředně po svařování usnadní únik vodíku z oceli. Teplota dohřevu po svařování je obvykle stejná jako teplota předehřevu. Doba dohřevu je nejméně 5 minut na milimetr tloušťky plechu, celkem nejméně jedna hodina.

Svařování bez předehřevu:

V případě provádění vícevrstvých svarů lze předehřev nahradit udržováním dostatečně vysoké teploty interpass T_i vhodnou posloupností svařování.

Trhliny za horka:

Trhliny za horka jsou interkrystalického charakteru a vznikají ve svarovém kovu i v tepelně ovlivněné zóně přibližně při teplotě 800 až 1200 °C při ochlazení tavné lázně a jsou závislé na metalurgické čistotě materiálu. Hlavní příčinou vzniku horkých trhlin je nízká metalurgická čistota, tzn. nečistoty obsažené v základním materiálu, zejména síra a fosfor, které tvoří se železem nízkotavitelné sloučeniny. Příklad trhliny za horka je uveden na Obr. 4.12.



Obr. 4.12: Trhlina za horka (Kubíček, 2011b)

Moderní jemnozrnné oceli jsou charakteristické velmi nízkým obsahem síry i fosforu, nebezpečí vzniku trhlin za horka tedy není významné. Obecně lze u ocelí riziko vzniku trhlin za horka výrazně snížit, kromě dodržování předepsaného technologického postupu svařování a aplikací přídatných materiálů s nízkým obsahem nečistot, zejména snížením tepelného příkonu při svařování a dodržováním maximální teploty interpass.

Krystalizační trhliny vznikají nejvíce při svařování pod tavidlem, méně často při svařování v ochranné atmosféře nebo při ručním svařování.

4.3.3 Teplotní režim svařování – tepelně ovlivněná oblast

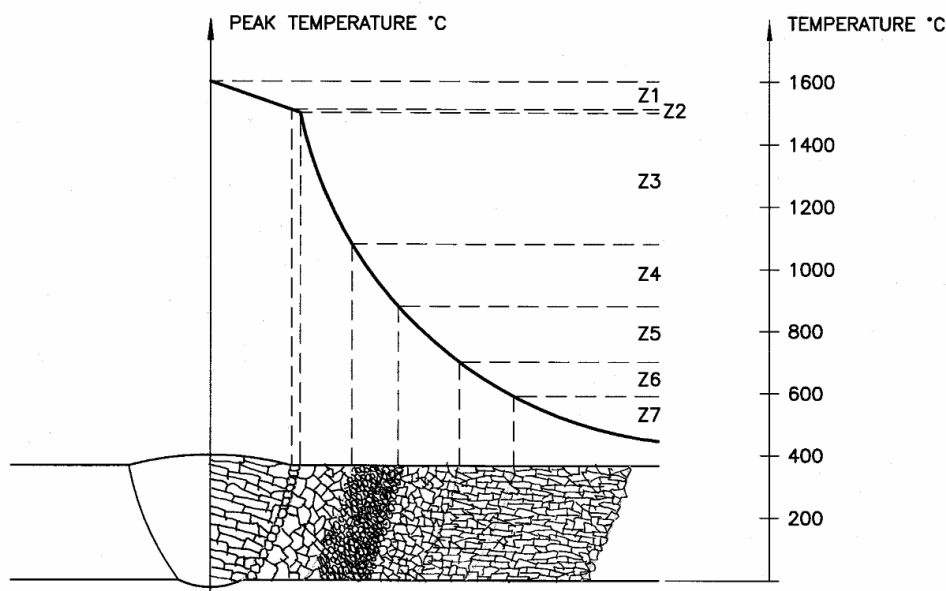
Při svařování dochází lokálně k nerovnoměrnému ohřevu svařovaných prvků (až do teploty tavení) a v oceli působí významné změny mechanických, fyzikálních i technologických vlastností a současně mění i její strukturu. Tento proces popisuje teplotní cyklus při svařování.

Teplotní cyklus při svařování vyjadřuje změnu teploty na čase v určeném libovolném místě svarového spoje a jeho okolí, zejména v tepelně ovlivněné oblasti (zóně) TOZ (Heat Affected Zone – HAZ). Při svařování ocelí dochází v TOZ k zásadním strukturním změnám, které podstatně ovlivňují vlastnosti svarových spojů – jedná se o oblast, ve které je původní mikrostruktura materiálu změněna vlivem tepla potřebného pro vytvoření svaru. Se změnou mikrostruktury se mění i houževnatost a tvrdost materiálu. Tyto změny jsou ovlivněny parametry materiálu (chemickým složením oceli a rozměry svařovaných částí), druhem, geometrií a rozměry svaru a technologií svařování (parametry a postup svařování). Změny závisí na ohřevu v daném místě a době výdrže na dané teplotě.

Rozdělení teploty ve svařovaném materiálu závisí na zdroji tepla, rychlosti svařování a na druhu svařovaného materiálu. (Pirinen, 2013)

Na Obr. 4.13 jsou znázorněny charakteristické oblasti TOZ:

- Zóna s částečným natavením s teplotou likvidu (nad cca 1500 °C); vytváří přechod ze svarového kovu do TOZ;
- Zóna přehřátí s teplotou nad A_3 (cca 1100 až 1300 °C); dochází k intenzivnímu růstu zrn;
- Zóna s úplnou transformací (normalizací) s teplotou nad A_{c3} ;
- Zóna s neúplnou polymorfní přeměnou s teplotou mezi A_1 (cca 720 °C) až A_3 ;
- Zóna pod teplotou A_1 ; probíhají změny v rámci feriticko-perlitické struktury.



Z1: SOLIDFIELD ZONE; Z2: FUSION ZONE (UNMIXED ZONE+REMELTED ZONE);
 Z3: COARSE GRAIN HAZ; Z4: FINE-GRAIN HAZ; Z5: INTERCRITICAL HAZ;
 Z6: TEMPERED HAZ; Z7: UNAFFECTED BASE METAL

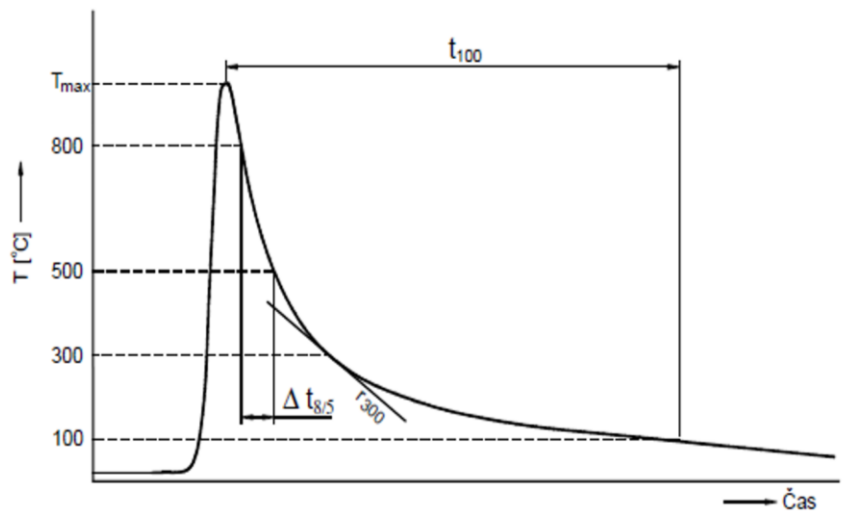
Obr. 4.13: Tepelně ovlivněná oblast (Heat Affected Zone – HAZ) (Šmak, 2017b)

kde:

Z1: Svarový kov; Z2: Částečné natavení; Z3: Vysoce přehřátá oblast (hrubé zrno); Z4: Normalizační žíhání (jemné zrno); Z6: Částečná překrystalizace; Z7: Vyžíhaná oblast.

Konkrétní šířka jednotlivých zón závisí na technologii a parametrech svařování. Celková šířka TOZ je přibližně 3 až 6 mm s přehřátou zónou cca 0,2 mm pro technologii MMA a MAG, resp. 5 až 15 mm s přehřátou zónou 0,5 mm pro technologii SAW (Pilous, 2009).

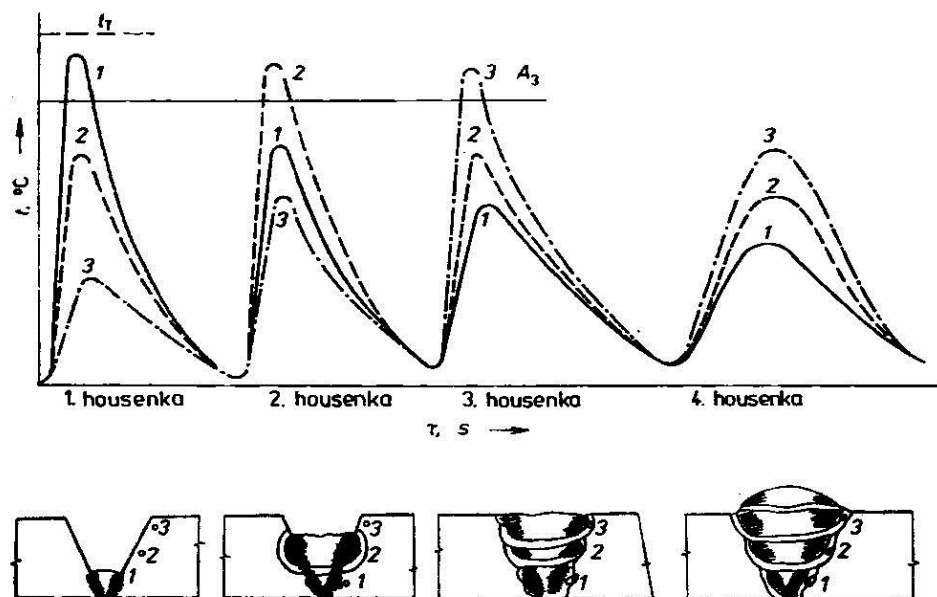
Významným faktorem pro vyjádření teplotního cyklu je doba ochlazování $t_{8/5}$. Jedná se o čas nutný k ochlazení svaru a TOZ z 800 °C na 500 °C. U jednovrstvého svařování teplotnímu cyklu odpovídá rozdělení teplot na obrázku Obr. 4.14.



Obr. 4.14: Průběh teplotního cyklu při svařování, $t_{8/5}$ (Kubiček, 2011b)

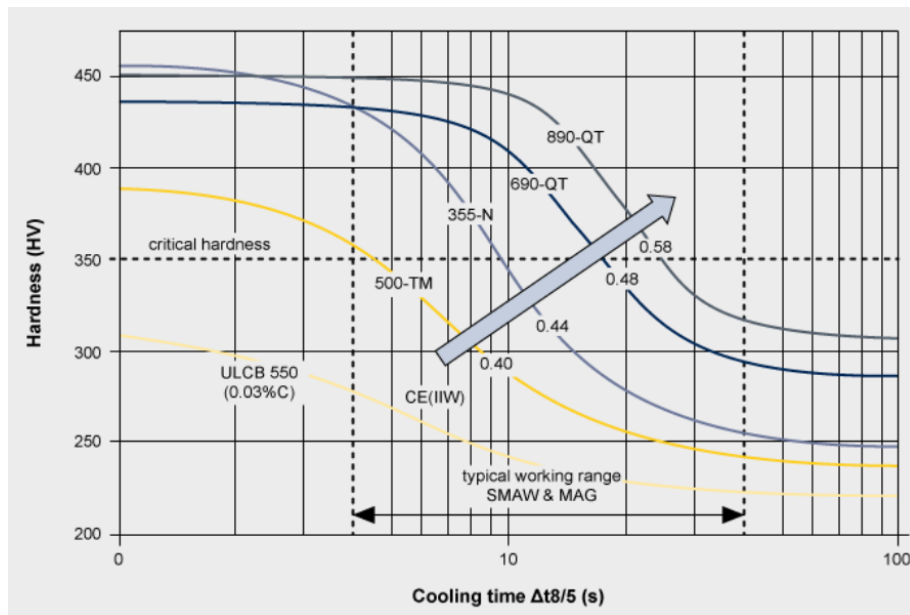
V případě vícevrstvého svařování je ovšem teplotní cyklus komplikovanější, neboť při provádění každé další svarové housenky je tepelně ovlivněná oblast od předchozích housek opětovně tepelně zpracována, resp. vyžehána.

Průběh teplotního cyklu pro jednovrstvý a vícevrstvý svar je uveden na Obr. 4.14 a Obr. 4.15.



Obr. 4.15: Průběh teplotního cyklu u vícevrstvého svařování (Kuncipál, 1986)

Doba ochlazování $t_{8/5}$ je omezena dolní úrovní, zajišťující minimální tvrdost v TOZ a horní úrovní, zajišťující minimální rázovou energii v TOZ. S nárůstem času ochlazování $t_{8/5}$ tvrdost v TOZ klesá a současně dochází ke snížení rázové energie a ke zvýšení přechodové teploty TOZ. Pro konkrétní oceli jsou k dispozici známé křivky rázové energie, rázové přechodové teploty a tvrdosti v závislosti na době ochlazování $t_{8/5}$. Pro vybrané typy ocelí je závislost zobrazena na Obr. 4.16.

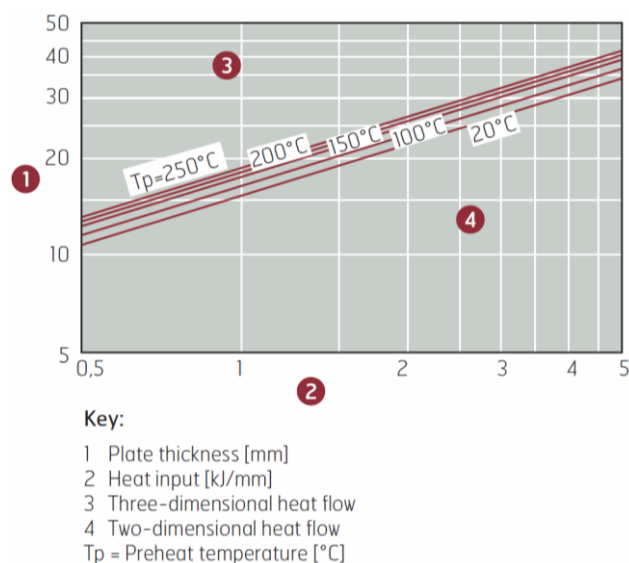


Obr. 4.16: Tvrdost v TOZ v závislosti na době ochlazování $t_{8/5}$ (www.imoa.info)

Výpočet doby ochlazování $t_{8/5}$:

Doba ochlazování $t_{8/5}$ je důležitá z hlediska překrystalizace austenitu v TOZ na rozpadové struktury – martenzit, bainit, perlit a ferit. U běžných C-Mn konstrukčních ocelí je doba ochlazování $t_{8/5} = 6$ s, kdy může být v TOZ až 50 % martenzitu.

Pro stanovení doby ochlazování $t_{8/5}$ se rozlišuje dvojrozměrný a trojrozměrný tepelný tok. Dvojrozměrný tepelný tok lze použít pro tenký plech, kdy tloušťka plechu má zásadní vliv na dobu ochlazování, trojrozměrný tepelný tok lze aplikovat pro tlustý plech, kdy tloušťka plechu neovlivňuje dobu ochlazování. Hranice mezi dvojrozměrným a trojrozměrným tepelným tokem závisí na přechodové tloušťce, tepelném příkonu při svařování a teplotě předehřevu – viz Obr. 4.17, který definuje rozhraní mezi dvojrozměrným a trojrozměrným tepelným tokem na základě konkrétních parametrů.



Obr. 4.17: Přechodová tloušťka plechu (ČSN EN 1011-2: SSAB, 2011)

Trojrozměrný tepelný tok pro tupé a koutové svary (podle ČSN EN 1011-2):

$$t_{8/5} = (6700 - 5 \cdot T_0) \cdot Q \cdot \left(\frac{1}{500 - T_0} - \frac{1}{800 - T_0} \right) \cdot F_3 \quad (4.10)$$

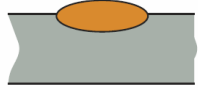
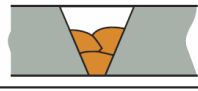
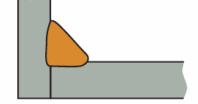
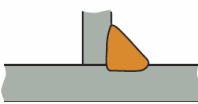
Dvojrzměrný tepelný tok pro tupé a koutové svary (podle ČSN EN 1011-2):

$$t_{8/5} = (4300 - 4,3 \cdot T_0) \cdot 10^5 \cdot \frac{Q^2}{d^2} \cdot \left[\left(\frac{1}{500 - T_0} \right)^2 - \left(\frac{1}{800 - T_0} \right)^2 \right] \cdot F_2 \quad (4.11)$$

kde:

- T_0 je teplota předehřevu;
- Q je tepelný příkon;
- d je přechodová tloušťka;
- F_3 je součinitel tvaru pro trojrozměrný tepelný tok $t_{8/5}$ – viz Tab. 4.7;
- F_2 je součinitel tvaru pro dvojrzměrný tepelný tok $t_{8/5}$ – viz Tab. 4.7.

Tab. 4.7: Vliv tvaru svaru na čas ochlazování $t_{8/5}$ (ČSN EN 1011-2: SSAB, 2011)

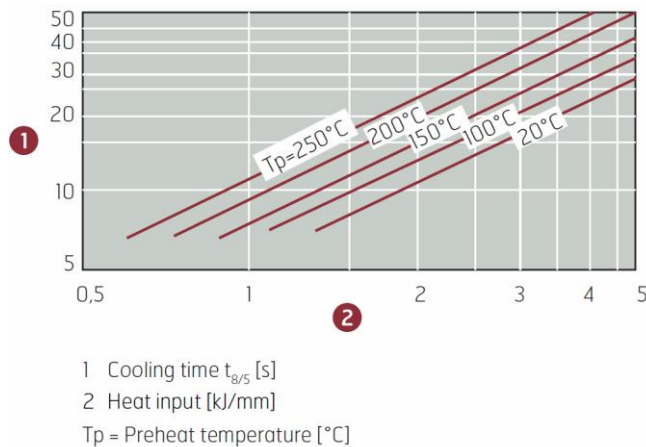
Form of weld		Shape factor	
		F_2 two-dimensional heat flow	F_3 three-dimensional heat flow
Run on plate		1	1
Between runs in butt welds		0.9	0.9
Single run fillet weld on a corner-joint		0.9 to 0.67	0.67
Single run fillet weld on a T-joint		0.45 to 0.67	0.67

Dobu ochlazování $t_{8/5}$ lze stanovit taktéž pomocí diagramů v ČSN EN 1011-2 pro trojrozměrný (viz Obr. 4.18) i dvojrzměrný (viz Obr. 4.19) tepelný tok.

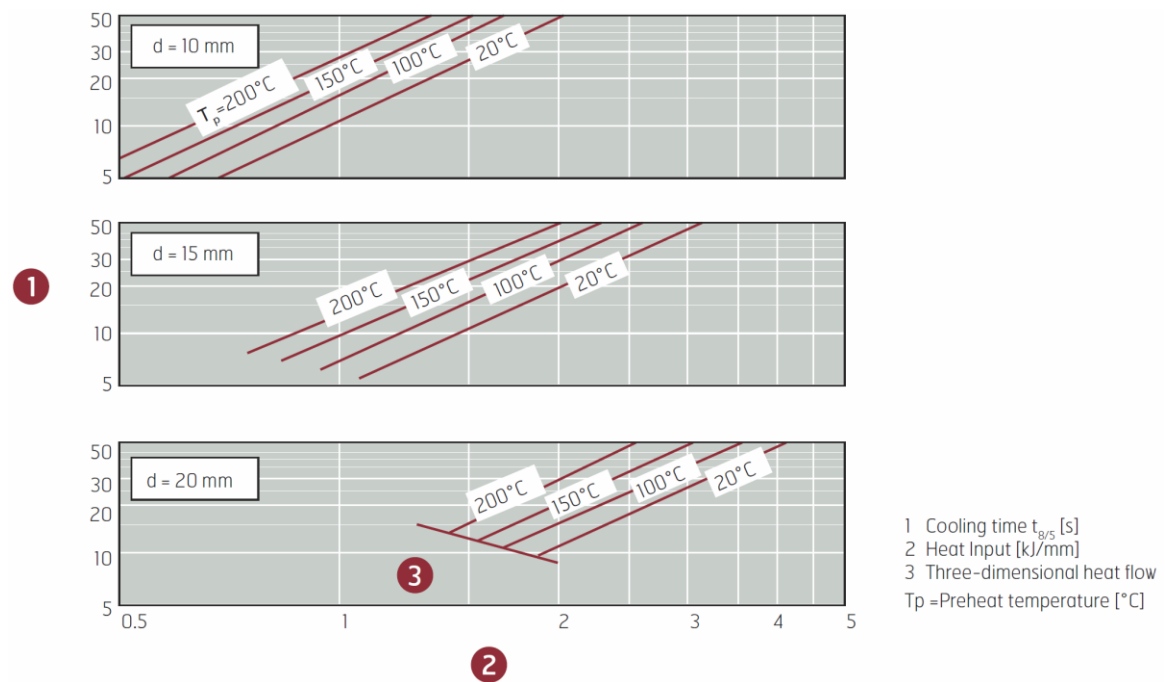
Teplota interpass (mezihousenková teplota) je teplota svarového kovu v místě svařování v okamžiku zahájení svařování další vrstvy vícevrstvého svaru. Obvykle je stejná, jako teplota předehřevu. Překročení teploty interpass může mít negativní vliv na mechanické vlastnosti oceli snížením meze kluzu i meze pevnosti.

Vlastnosti TOZ vysokopevnostních ocelí jsou závislé na tloušťce svařovaného materiálu, tepelném příkonu do svaru, teplotě předehřevu a na teplotě interpass. Tyto parametry ovlivňují hodnotu $t_{8/5}$. Se zvyšující se hodnotou $t_{8/5}$ se v tepelně ovlivněné oblasti snižují hodnoty HV10, snižují hodnoty KV (KCV) a zvyšuje se tranzitní teplota.

Pro dosažení požadovaných hodnot KV = 27 J nebo 40 J při -40 °C v TOZ svarových spojů vysokopevnostních ocelí je nutné dodržet hodnoty parametru $t_{8/5}$ podle Tab. 4.8. Z předepsané hodnoty parametru $t_{8/5}$ lze stanovit požadovaný tepelný příkon do svaru Q.



Obr. 4.18: Doba ochlazování $t_{8/5}$ pro trojrozměrný tepelný tok (ČSN EN 1011-2: SSAB, 2011)



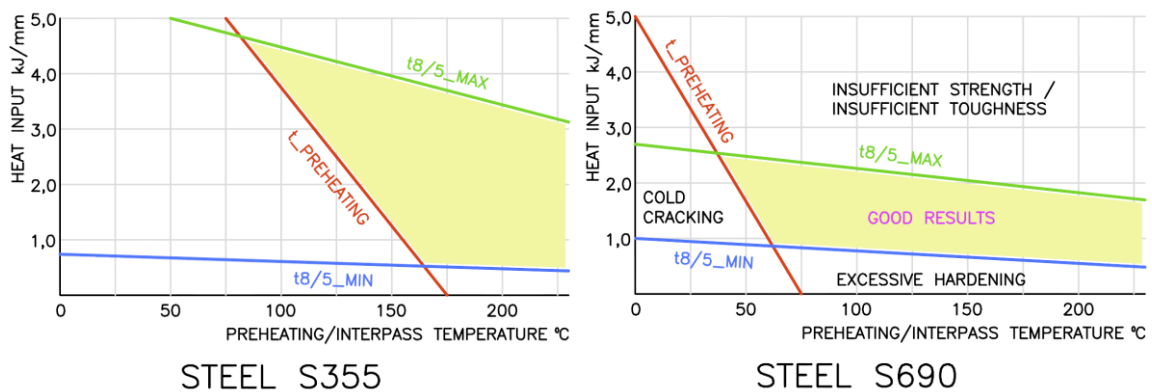
Obr. 4.19: Doba ochlazování $t_{8/5}$ pro dvojrozměrný tepelný tok (ČSN EN 1011-2: SSAB, 2011)

Tab. 4.8: Doporučené hodnoty $t_{8/5}$ pro dosažení požadované úrovně KV (Koukal, 2017)

Mez kluzu	Doporučená $t_{8/5}$ [s]	
	KV = 27 J při -40 °C	KV = 40 J při -40 °C
$R_e \leq 700$ MPa	5 až 25	5 až 10
700 MPa $\leq R_e \leq 900$ MPa	5 až 20	5 až 15
900 MPa $\leq R_e \leq 960$ MPa	5 až 15	5 až 15

Příliš rychlé ochlazování svaru způsobuje vysokou tvrdost v TOZ, příliš pomalé ochlazování má za následek nedodržení požadované úrovně pevnosti a houževnatosti materiálu v TOZ. Platí, že čím vyšší je mez kluzu svařované oceli, tím je materiál citlivější na dodržení technologických podmínek při svařování.

Návrh parametrů svařování musí zajistit kvalitní provedení svarového spoje s požadovanou úrovní mechanických vlastností. Na jedné straně musí být do oblasti svařování přivedeno dostatečné teplo pro snížení rizika vzniku trhlin za studena, na straně druhé nesmí vlivem nadměrného tepla od svařování dojít k nežádoucímu tepelnému zpracování oblasti svaru vyžháním materiálu s negativním dopadem na pevnost a houževnatost. Vhodné parametry svařování lze stanovit prostřednictvím pracovního pásma (oblasti), tzv. tolerančního diagramu. Diagram je jedinečný pro každý druh oceli a vymezuje teplotu přehřevu/interpass a dobu ochlazování $t_{8/5}$ v závislosti na tepelném příkonu.



Obr. 4.20: Pracovní oblasti pro ocel S355 a vysokopevnostní oceli S690 (Weldox700) (autor)

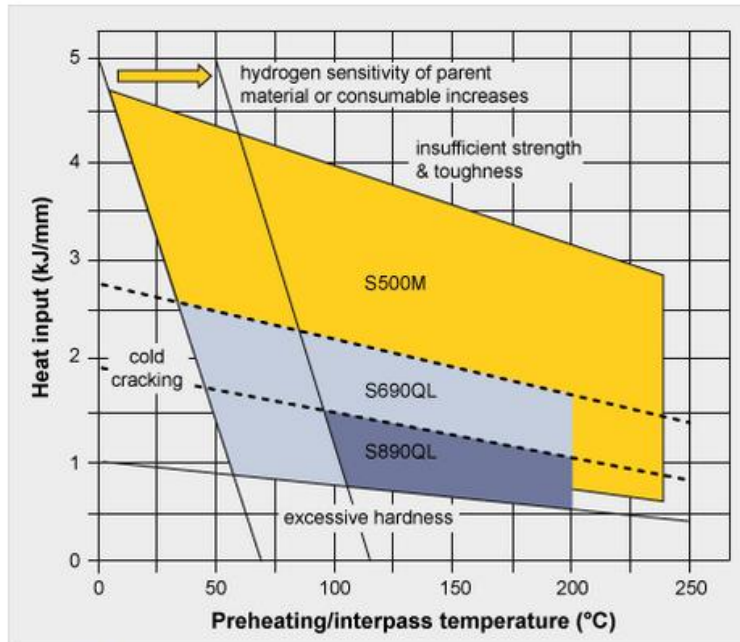


Figure 4. Welding process windows for three high-strength plate grades.

Obr. 4.21: Pracovní oblasti pro vysokopevnostní oceli S500M, S690QL a S 890QL. (www.imoa.info)

Na Obr. 4.20 jsou toleranční diagramy pro oceli S235, S355 a S690 (Weldox700). Při vzájemném svařování různých druhů ocelí je třeba globálně splnit parametry pro tyto oceli, tzn. najít průnik pracovního pásma.

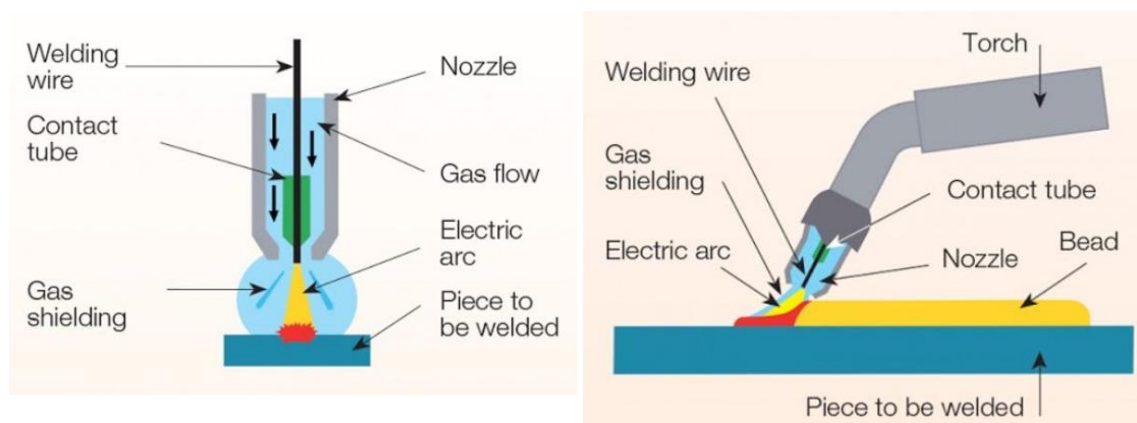
4.3.4 Technologie svařování ocelí

Celosvětově patří mezi nejrozšířenější technologie tavného svařování ocelových plechů z nelegovaných a nízkolegovaných ocelí svařování tavící se elektrodou v ochranné plynové atmosféře MAG, které postupně nahrazuje dříve nejvíce užívanou technologii ručního svařování obalenou elektrodou MMA. MAG je současně nejpoužívanější technologií pro mechanizované a robotizované systémy svařování ocelí. I v oblasti výroby svařovaných ocelových stavebních a inženýrských konstrukcí jsou technologie svařování tavící se elektrodou v ochranné atmosféře plynu MAG a ruční obloukové svařování obalenou elektrodou MMA nejběžnější způsoby svařování prvků ocelových konstrukcí.

4.3.4.1 Svařování tavící se elektrodou v aktivním plynu MAG

Elektrický oblouk mezi elektrodou (drátem) a svařovaným materiálem taví v místě svaru materiál elektrody i základní materiál. Vzniklá tavná lázeň vyplňuje prostor mezi spojovanými prvky a je chráněna ochranným plynem proti působení vnějšího prostředí (atmosféry).

Technologie obloukového svařování tavící se elektrodou v ochranném plynu je souhrnně označována jako svařování MIG/MAG. Z hlediska principu se jedná o shodné metody, které se vzájemně liší použitým plynem pro vytvoření ochranné atmosféry při svařování a druhem svařovaných kovů: MIG (Metal Inert Gas Welding) se používá především pro svařování lehkých kovů – hliníku a jeho slitin, slitin mědi (zejména bronzů) a titanu. MAG (Metal Active Gas Welding) se využívá pro svařování ocelí.



Obr. 4.22: Princip svařování MAG (www.oerlikon-welding.com)

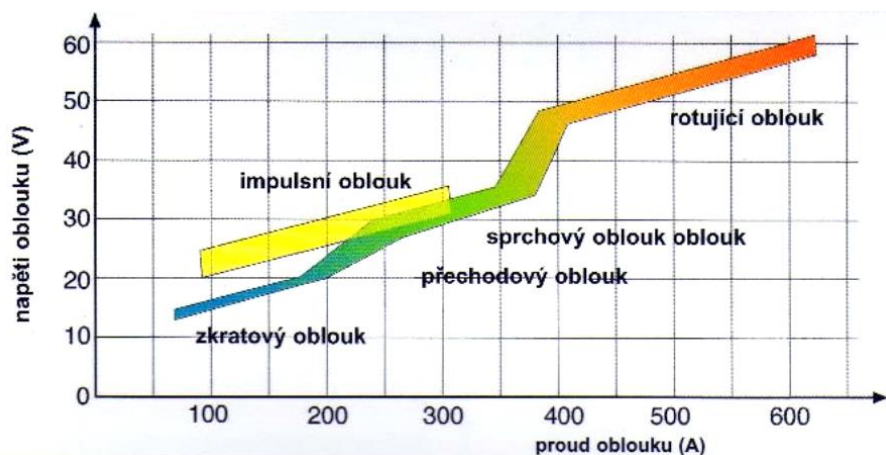
Technologie MAG je charakterizována vysokou produktivitou a snadnou automatizací svařovacího procesu, neboť podávání svařovacího drátu i průtok ochranného plynu jsou mechanizované (polo/plnoautomatizované). Základní parametry, které ovlivňují celkovou charakteristiku svarového spoje, jsou proud a napětí při svařování, rychlost svařování, přídavný materiál a způsob jeho podávání a předehřev. Přenos elektrického proudu do drátu (elektrody) je zajištěn třecím kontaktem v ústí hořáku, aby byla elektricky zatížena

délka drátu co nejkratší. Drát je podáván podávacími kladkami. Svařovací proud závisí na průměru drátu, a pohybuje se od 30 A při svařování tenkých plechů (pro dráty průměru 0,6 až 0,8 mm) do 800 A (pro dráty průměru 2,4 mm) u vysokovýkonných robotizovaných technologií. Rychlost svařování u robotizovaného svařování dosahuje až 25 mm/s. Okolo svařovacího drátu a svarové lázně proudí ochranný plyn, který primárně chrání svarovou lázeň proti působení vzdušného kyslíku a dusíku. Ochranná atmosféra – plyn, resp. směs plynů – se volí podle druhu svařovaného materiálu. Zásadně ovlivňuje přenos kovu a jeho rozstřík a teplotní poměry v místě svařování s přihlédnutím k probíhajícím chemickým reakcím během svařování. Princip metody je zobrazen na Obr. 4.22.

Přenos svarového kovu:

Základní charakteristikou metody svařování elektrickým obloukem je přenos roztaveného svarového kovu. Charakter (forma) přenosu svarového kovu je dán parametry svařování (svařovací proud a napětí), druhem přídavného materiálu a druhem ochranného plynu. Základní formy přenosu jsou zkratový přenos a zrychlený zkratový přenos (krátký zkratový oblouk) pro malé tloušťky svařovaných plechů a sprchový přenos (dlouhý bezzkratový oblouk) pro větší a velké tloušťky plechů.

Další užívané typy přenosu svarového kovu jsou kapkový přenos (přechodový dlouhý oblouk s nepravidelnými zkraty), impulzní sprchový přenos (impulzní bezzkratový oblouk), zrychlený sprchový přenos (moderovaný bezzkratový oblouk) a rotující přenos kovu (rotující oblouk). Porovnání pracovních oblastí možných přenosů svarového kovu při svařování metodou MAG je uvedeno na Obr. 4.22.



Obr. 4.23: Přenos svarového kovu (SIAD, 2006)

Krátký oblouk se zkratovým přenosem kovu:

Princip zkratového přenosu spočívá v oddělení (odtavení) materiálu z elektrody v podobě kapky kovu v okamžiku, kdy dojde k přerušení krátkého oblouku zkratem. Zvýší se teplota, kapka se utrhne a dopadne do svarové lázně. Následně se oblouk opět zapálí a proces se opakuje s frekvencí 20 až 200 Hz, a to při nízkém svařovacím napětí 14 až 22 V a proudu 50 až 200 A (podle průměru elektrody). Při zvýšení napětí klesá frekvence a tím roste velikost odtavených kapek a zvětšuje se rozstřík. Vzhledem k nízkému svařovacímu proudu má tavná lázeň nižší teplotu a materiál tedy rychleji tuhne, což se výhodně využívá

při svařování v nepříznivých polohách. Během procesu dochází k rozstříku kapek kovu, proto svařováním v tomto režimu nedosahuje výsledný svarový spoj vysoké kvality. Krátký oblouk se zkratovým přenosem kovu se používá zejména pro svařování plechů malých tloušťek, pro vyvařování kořene svaru a pro svařování vysokolegovaných ocelí. Lze použít libovolnou ochrannou atmosféru.

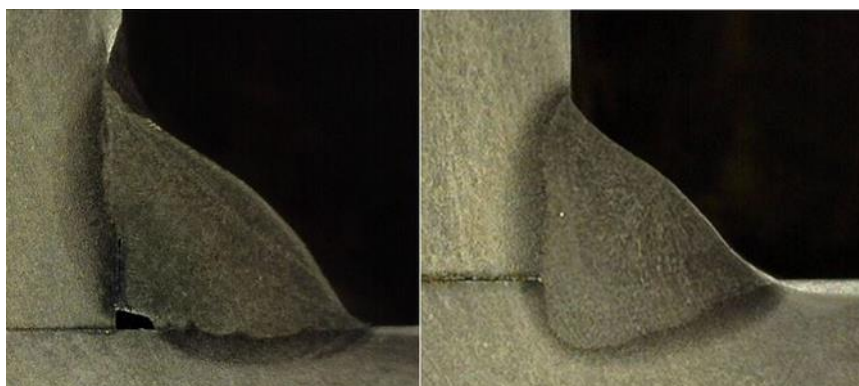
Zrychlený zkratový přenos je modifikace krátkého oblouku se zkratovým přenosem. Při stejném napětí se zvýší svařovací proud nad 200 A (tj. v oblasti sprchového přenosu) i rychlost podávání svařovacího drátu. Vlivem vyšší frekvence se tvoří menší kapky odtaveného kovu s menším rozstříkem. Je třeba použít ochranný plyn Ar + 8 % CO₂. Krátký oblouk se zrychleným zkratovým přenosem kovu se používá pro svařování tenkých plechů, kořenů svarů a pro polohové svary. Benefitem je velký svařovací výkon daný vysokou rychlostí svařování.

Na Obr. 4.24 je provedeno porovnání vzhledu povrchu svaru u zkratového a sprchového přenosu kovu.

Na Obr. 4.25 je znázorněn detail svaru u zkratového a sprchového přenosu kovu.



Obr. 4.24: Povrch koutového svaru podle přenosu svarového kovu: zkratový přenos (vlevo); sprchový přenos (vpravo). (<http://weldinganswers.com>)



Obr. 4.25: Detail provaření svaru podle přenosu svarového kovu: zkratový přenos (vlevo); sprchový přenos (vpravo). (<http://weldinganswers.com>)

Dlouhý oblouk se sprchovým bezzkratovým přenosem:

Při sprchovém přenosu dochází k přenosu kovu z elektrody tzv. sprchou, a to při svařovacím proudu 200 až 500 A a aplikaci směsi plynů Ar, Ar + CO₂ + (případně) O₂, přenos není možné provést v samotném CO₂. Malé kapičky kovu letí pod ochranným plynem do svarové lázně s frekvencí 150 až 350 kapek za sekundu. Oblouk hoří po celou dobu svařování při konstantním proudu, což zajišťuje dostatek tepla pro hluboký závar. Tímto přenosem se svařují tloušťky větší než 5 mm s velkou hloubkou závaru a výplňové housenky svarů. Povrch svaru je hladký s plynulým přechodem do základního materiálu a bez velkého převýšení. Při svařování nedochází k rozstříku. Výkon navaření je cca 4x vyšší než u krátkého oblouku.

Ochranné plyny:

Hlavním úkolem ochranného plynu je zabránit přístupu okolního vzduchu do místa svařování, a tím chránit elektrický oblouk, elektrodu i tavnou lázeň zejména před působením vzdušného kyslíku, který vyvolává oxidaci a pórovitost. Současně se ochranný plyn aktivně podílí na chemických a metalurgických procesech v roztaveném kovu, ovlivňuje způsob přechodu přídavného materiálu do svarové lázně, stabilitu elektrického oblouku, charakter závaru, stupeň tekutosti svarové lázně, smáčení svarových ploch, tvar a rozměry svaru, hladkost povrchu svaru a jeho přechodu do základního materiálu i kvalitu a mechanické vlastnosti svarového spoje. Při svařování vysokopevnostních ocelí se užívají směsné plyny Ar + CO₂ (+ případně O₂).

Směsný plyn Ar + 8 % CO₂:

Čistý Ar má dobrou ionizační schopnost, ale bez příměsí neumožňuje stabilní hoření oblouku a vytvoření kvalitního svaru. Pro svařování běžných ocelí se přidává příměs CO₂, která zajistí čistý svarový kov s dobrými mechanickými vlastnostmi bez pórů. Směs je charakteristická nízkým rozstříkem, malou tvorbou strusky na povrchu, plochým svarem a vysokou rychlostí svařování. Je vhodná pro ruční i mechanizované svařování pro impulzní a sprchový přenos kovu a používá se i pro vysokovýkonné svařování s vysokým svařovacím proudem.

Směsný plyn Ar + 15 až 25 % CO₂

Jedná se o univerzální směs, která se používá pro svařování nelegovaných a nízkolegovaných ocelí všech tlouštěk. Je charakteristický nízkým rozstříkem, hladkým povrchem svaru s plynulým přechodem do základního materiálu, dobrými svařovacími vlastnostmi, stabilním elektrickým obloukem a hlubokým závarem. Používá se zkratový i sprchový přenos kovu.

Směsný plyn Ar + 5 až 13 % CO₂ + 5 % O₂

Kyslík zprostředkovává dobrou tekutost tavné lázně i její odplynění. Směs se využívá přednostně pro mechanizovaná a robotizovaná svařování pro sprchový přenos kovu i při nižší intenzitě proudu pro svařování plechů středních a malých tlouštěk.

Přídavné materiály:

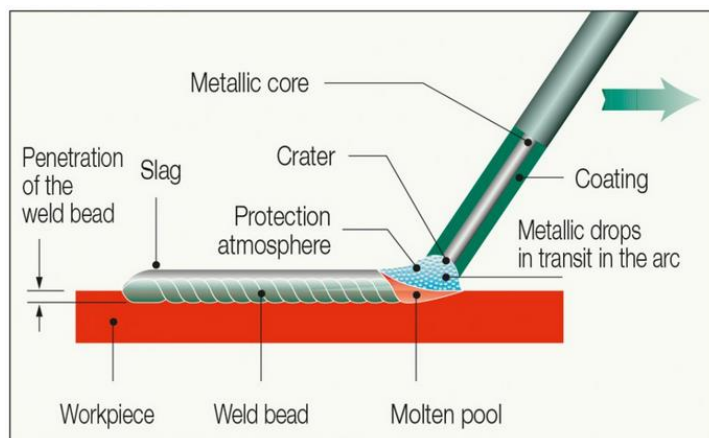
Přídavné materiály se používají ve formě plného drátu nebo plněného trubičkového drátu. Plné dráty se používají o průměrech 0,6 až 2,4 mm a jsou navinuté na cívkách, což umožňuje dlouhou práci bez přerušení.

4.3.4.2 Ruční obloukové svařování obalenou elektrodou MMA

Ruční obloukové svařování obalenou elektrodou MMA (Manual Metal Arc Welding) patří mezi jednoduché a flexibilní metody svařování. V oblasti stavebních konstrukcí se používá především pro svařování na montážích z důvodu dobré ochrany svarové lázně při proudění vzduchu.

Elektrický oblouk vzniká mezi koncem kovového těla elektrody a svařovaným materiálem. Roztavením elektrody a lokálním natavením vzniká svarová lázeň. Současně dochází k tavení obalu elektrody s tvorbou ochranné atmosféry svaru a strusky, která chrání při procesu chladnutí povrch svaru. Po vychladnutí kovu je třeba strusku odstranit. Obalená elektroda má délku obvykle 350 až 450 mm, svařovací proces je často přerušován z důvodu výměny elektrody, což způsobuje nízkou produktivitu svařování.

Proces ručního svařování je nenáročný na vybavení i podmínky, které musí být při svařování dodrženy. Svařování se provádí stejnosměrným nebo střídavým proudem. Svařovací proud se volí 60 až 300 A, napětí 20 až 30 V.



Obr. 4.26: Princip svařování MMA (www.oerlikon-welding.com)

Elektroda je tvořena kovovým jádrem a obalem, který obsahuje řadu látek: struskotvorné pro funkci čistící, rafinační pro dezoxidaci svarového kovu, legující přísady pro zlepšení vlastností svarového kovu, plynotvorné přísady pro ochranu roztaveného kovu před přímým kontaktem se vzduchem, ionizační přísady pro zapálení oblouku a jeho klidné hoření a pojivé látky, zajišťující pevnost a soudržnost obalu. Struskotvorné látky jednak mohou reagovat s roztaveným kovem a dále vytvářejí strusku na povrchu svaru a tím ho chrání před vlivy vnější atmosféry, zpomalují tuhnutí kovu a umožňují unikání plynů ze svaru (Kubíček, 2011b).

Podle druhu obalu lze použít elektrody kyselé (typ A), zásadité (typ B) a chemicky neaktivní (rutilové, typ R). Průměr jádra je od 1,6 do 8 mm.

Ruční svařování obalenou elektrodou má široké využití, a to především tam, kde se nedají použít mechanizované metody nebo to není výhodné: opravy, obtížně přístupná a dosažitelná místa například při svařování na stavbách nebo uvnitř technologických konstrukcí (nádrže, zásobníky apod.). Princip metody je zobrazen na Obr. 4.26.

4.3.5 Svařitelnost vysokopevnostních ocelí

Jemnozrnné mikrolegované vysokopevnostní oceli lze, s ohledem na jejich chemické složení, snadno svařovat, je-li vhodně zvolena svařovací technologie a přídavný materiál, který se mísí s nataveným materiálem základním. Příznivé vlastnosti pro svařování vyplývají z nízkého obsahu uhlíku a přítomnosti mikrolegujících prvků u těchto materiálů. S ohledem na technologii výroby těchto ocelí s přesně definovaným tepelným zpracováním, je třeba uvážit a respektovat následující faktory:

- Minimalizovat vnesené teplo do svařovaných prvků vhodným nastavením parametrů svařování (metoda svařování, napětí, proud, rychlost svařování, předehřev) tak, aby nedošlo k degradaci základního materiálu v oblasti svarového spoje;
- Dodržet požadovanou úroveň tvrdosti a houževnatosti materiálu v TOZ;
- Zvolit postup svařování tak, aby bylo minimalizováno zbytkové napětí;
- Předehřev materiálu volit jen v odůvodněných případech a v souladu s doporučením výrobce ocelových prvků;
- Zabránit vzniku trhlin za studena, tzn. zaručit vysokou čistotu svarového kovu s minimálním obsahem vodíku, zvolit optimální geometrii svarových ploch a metodu a parametry svařování;
- Svarové spoje uspořádat tak, aby nevznikaly oblasti s vysokou koncentrací napětí.

Obecně jsou uhlíkové, nízkolegované i jemnozrnné termomechanicky zpracované oceli při tloušťkách prvků do cca 25 mm většinou dobře svařitelné bez potřeby předehřevu při hodnotě ekvivalentu uhlíku $CE \leq 0,45$ (podle metody A), resp. $CET \leq 0,40$ (podle metody B) (Pilous, 2009). Při svařování větších tlouštěk plechů je nutné většinou navrhnout předehřev materiálu na teplotu 100 až 150 °C, případně zvýšit svářecí výkon.

Vysokopevnostní normalizačně žíhané a termomechanicky válcované jemnozrnné oceli (podskupiny 1.3 a skupiny 2 podle ČSN EN 287-1) vykazují, vzhledem k nízkému obsahu uhlíku (do 0,08 hm. %) a mikrolegování nízkou hodnotu uhlíkového ekvivalentu CE a jsou tedy velmi dobře svařitelné běžnými svařovacími postupy elektrickým obloukem. Každá vysokopevnostní ocel ovšem vyžaduje specifický postup při svařování i volbu přídavného materiálu, kdy je třeba uvážit konkrétní chemické složení dané oceli i požadavky na pevnost svarového spoje, aby byla zachována celistvost svarového spoje bez trhlin (Martinsen, 2015).

Technologická pravidla pro svařování prvků z vysokopevnostních ocelí:

Základním cílem dále uvedených technologických pravidel je zajistit požadovanou úroveň mechanických vlastností svarového spoje a omezit degradaci materiálu svařovaných prvků v TOZ vyžiháním a dále minimalizovat zbytková napětí, snížit deformaci a snížit koncentraci napětí v oblasti svarového spoje.

Během svařování vysokopevnostních ocelí dochází v TOZ v pásmu přehřátí ke snížení plastických vlastností svarového spoje vlivem zhrubnutí zrna. Šířka TOZ svarového spoje je závislá na teplotě předehřevu, teplotě interpass a tepelném příkonu při svařování. Pro snížení míry zhrubnutí zrna v pásmu přehřátí TOZ je vhodné svařovat vysokopevnostní oceli nejlépe bez předehřevu nebo s nízkou teplotou předehřevu, dodržovat maximální teplotu interpass a omezit měrný tepelný příkon do svaru. Minimální doporučené teploty předehřevu pro svařování vysokopevnostních ocelí jsou předepisovány výrobcí podle svařované tloušťky – viz Tab. 4.9.

Tab. 4.9: Doporučené teploty předehřevu při svařování vysokopevnostních ocelí (Koukal, 2017)

Jakost základního materiálu	Tloušťka svařovaných prvků [mm]							
	10	20	30	40	50	60	70	80
S235	20 °C		100 °C					
S355								
S420								
S460	100 °C		N + M + Q 150 °C					
S500								
S550								
S620	100 °C		M 100 °C					
S690								
S960								

Při svařování ocelí s různou hodnotou meze kluzu je třeba zvolit teplotu předehřevu podle oceli s vyšší úrovní meze kluzu. Při svařování při vysoké relativní vlhkosti vzduchu nebo při svařování tuhých svarových spojů je vhodné teplotu předehřevu zvýšit o 25 °C. Při svařování v prostředí s teplotou nižší než +5 °C je nutný předehřev na teplotu +150 °C. Při vícevrstevném svařování je nezbytné dodržet teplotu interpass $T_p + 50$ °C, max. 200 °C.

Volba vhodného technologického postupu a parametrů svařování s co nejmenším (ale dostatečným) vnášením tepla do svaru je zásadní pro dosažení požadované úrovně mechanických vlastností spoje a snížení jeho deformací. Předpokladem je omezení vyžehání TOZ, což lze zajistit nižším svařovacím proudem, vyšší rychlostí svařování a volbou menšího průměru elektrod. Snížit tvrdost materiálu v TOZ svarového spoje lze aplikací žíhací svarové housenky, která vyžehá martenzit nebo bainit v TOZ a tím sníží maximální tvrdost v této oblasti. Při svařování kořene vícevrstevných svarů lze použít přídatný materiál s nižší mezí kluzu než ve zbývajících částech.

Deformace v oblasti svarového spoje lze minimalizovat správně zvoleným postupem svařování s tuhým upnutím svařovaných prvků (je-li možné).

Zbytková napětí ve svaru je možné snížit použitím přídatného materiálu s nižší mezí kluzu u vícevrstevných svarů pro kořen a první svarové housenky.

Snížit koncentraci napětí v oblasti přechodu svarového spoje a spojovaných prvků je možné vybroušením povrchu, čímž dochází ke zvýšení odolnosti svaru proti únavovému porušení.

Rovnění prvků deformovaných svařováním pomocí plamene není u vysokopevnostních ocelí vhodné, resp. je třeba uvážit v souladu s technickým listem materiálu, vzhledem k možné degradaci materiálu lokálně vnášeným teplem.

Technologické postupy svařování prvků jsou dobře popsány pro spojování materiálů se stejnými mechanickými a technologickými vlastnostmi. U svarových spojů, kde spojujeme materiály různých mechanických vlastností (ocel obvyklé jakosti a ocel vysokopevnostní) existuje řada faktorů, které mohou mít zásadní dopad na celkové chování detailu. Z důvodu intenzity tepelného příkonu je třeba uvážit polohu svařování – například rozdíl tepelného příkonu do svaru v poloze PF (svíslá nahoru) oproti PG (svíslá dolů) dosahuje řádu desítek procent.

4.3.6 Přídavný materiál při svařování vysokopevnostních ocelí

Při svařování se většinou používají přídavné materiály, které obvykle disponují obdobnými mechanickými vlastnostmi jako základní materiál. U vysokopevnostních ocelí vychází volba přídavného materiálu z požadavků na mechanické vlastnosti svaru, které jsou ovlivněny promícháním základního a přídavného materiálu ve svarové lázni. Při volbě meze kluzu přídavného materiálu jsou obecně přípustné tři možnosti: (1) přídavný materiál má nižší mez kluzu než materiál základní, (2) přídavný i základní materiál mají stejnou úroveň meze kluzu a (3) přídavný materiál má vyšší mez kluzu než materiál základní. Pro svařování vysokopevnostních konstrukčních ocelí s mezí kluzu 700 MPa a vyšší se obecně často doporučuje kombinovat elektrody s různou pevností v rámci vícevrstevných svarů – například pro kořenovou část svaru je použita měkká elektroda (tzn. s nižší pevností než základní materiál) a pro ostatní části svaru elektrody s vyšší pevností než základní materiál. Hlavní výhodou volby přídavného materiálu s nízkou pevností (tj. s mezí kluzu do 500 MPa) oproti přídavnému materiálu s vysokou pevností je vyšší houževnatost materiálu v místě svarového spoje, vyšší tažnost svaru a snížená náchylnost na vznik trhlin. Při volbě materiálu elektrod s nižší pevností, než je pevnost materiálu spojovaných prvků, je třeba uvážit dosažení nižší výsledné pevnosti svarového spoje.

Například pro oceli Weldox (nyní Strenx) společnosti SSAB jsou doporučeny následující pevnosti přídavných materiálů (viz Tab. 4.10).

Tab. 4.10: Doporučená pevnost přídavného materiálu u oceli Weldox (SSAB, 2011)

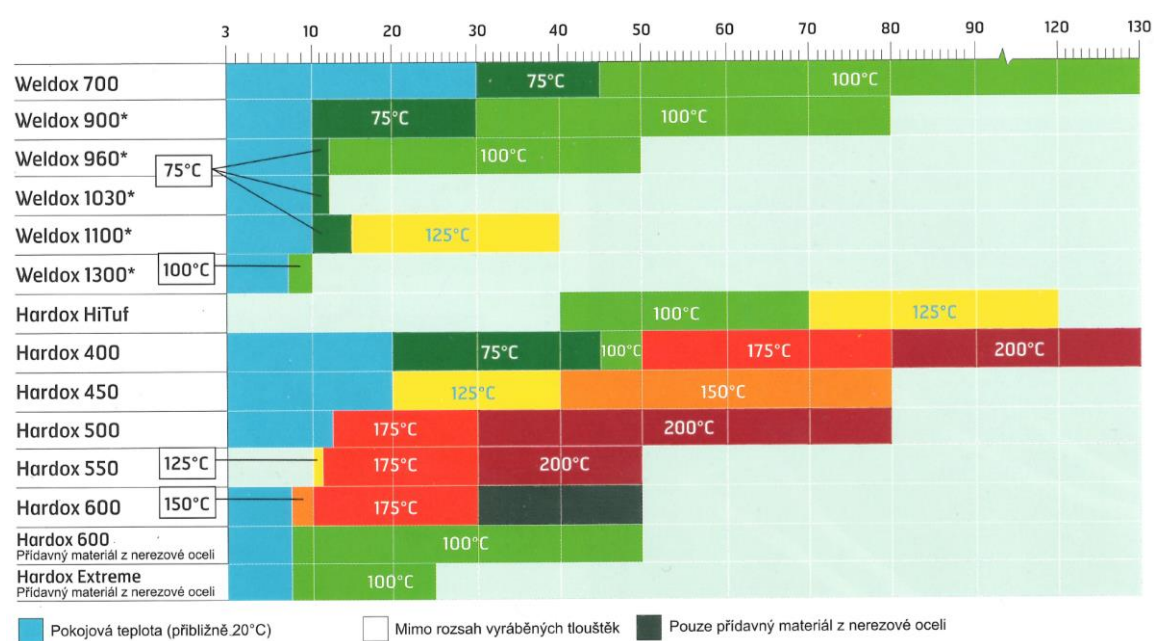
Materiál	Doporučená pevnost přídavného materiálu
WELDOX 355/420	Vyšší pevnost než základní materiál
WELDOX 460/500	Vyšší nebo stejná pevnost než základní materiál
WELDOX 700	Stejná nebo nižší pevnost než základní materiál
WELDOX 900/960	Nižší pevnost než základní materiál
WELDOX 1100	Nižší pevnost než základní materiál

Používají se nelegované nebo nízkolegované přídavné materiály s obsahem difuzního vodíku do 5 ml/100 g ve svarovém kovu. Pro svařování jemnozrnných vysokopevnostních ocelí se nejvíce používá metoda MAG (135) a MMA (111).

Pro svařování metodou 111 (MMA) se používají vysušené bazické elektrody. Pro svařování metodami 135 (MAG) se užívají plné dráty nebo plněné bazické a rutilové elektrody, anebo plněné elektrody s kovovým práškem o průměrech 0,8, 1,0 a 1,2 mm, používá se ochranný plyn Ar + 15 až 25 % CO₂.

4.3.7 Svařování ocelí Weldox

Při svařování ocelí Weldox je třeba zajistit dostatečnou pevnost svarů a dosáhnout vyhovující houževnatosti. Jak uvádí firemní dokumentace SSAB, oceli Weldox350 až Weldox500 a menší tloušťky Weldox700 mají nižší hodnotu uhlíkového ekvivalentu *CET* než ocel 11523. Předehřev ocelí Weldox se realizuje v závislosti na tloušťce materiálu a jeho pevnosti – viz Obr. 4.27.



Obr. 4.27: Minimální doporučené teploty předehřevu pro oceli Weldox podle tloušťky plechu (SSAB, 2011)

Volba přídavného materiálu se provádí podle doporučení výrobce. V případě použití přídavného materiálu s nižší pevností oproti materiálu základnímu lze dosáhnout vyšší houževnatosti, lepší tažnosti a docílit nižší citlivosti na vznik trhlin; na druhou stranu svarové spoje mohou vykazovat nižší únosnost oproti základnímu materiálu.

4.3.8 Tepelné dělení vysokopevnostních ocelí

Mechanické vlastnosti vysokopevnostních ocelí mohou být nepříznivě ovlivněny každou operací, kdy je do materiálu lokálně vnášeno teplo vysoké intenzity. Kromě svařování se jedná i o tepelné dělení materiálu – během procesu dělení materiálu se podstatně mění mikrostruktura oceli v TOZ podle účinku tepla za současné změny houževnatosti a tvrdosti materiálu. Jako výhodné technologie dělení vysokopevnostních ocelí se jeví řezání

laserem, vodním paprskem nebo plazmou, kdy přesně provedený řez vyvolá vznik TOZ s velmi malou šířkou. Naopak nevhodné je dělení materiálu pálením plamenem, běžně užívané u ocelí obvyklé jakosti. U vysokopevnostních ocelí vyvolává vznik významné TOZ, kterou je třeba v mnoha případech následně odstranit broušením nebo obráběním. Šířka TOZ je obecně u všech použitých metod přímo úměrná tepelnému příkonu, tj. metodě a rychlosti řezání – čím vyšší je tepelný výkon, tím širší je TOZ (Tab. 4.11).

Tab. 4.11: Vliv tepelného dělení na tvrdost v TOZ podle způsobu dělení (Herman, 2016)

Metoda dělení materiálu	Tloušťka [mm]	Rychlost řezání [mm.min ⁻¹]	Šířka řezné spáry [mm]	TOZ [mm]	Tolerance [mm]
Vodní paprsek	4–150	8–150	1–3	0	± 0,2
Laser	4–20	600–2200	< 1	0,4 - 3	± 0,2
Plazma	4–40	1200–6000	2–4	2–5	± 0,2
Plamen	4–150	150–700	2–5	4–10	± 0,2

4.4 Experimentální část

4.4.1 Zaměření experimentálního výzkumu

Experimentální řešení tématu svarových spojů probíhalo v laboratořích VUT v Brně a bylo cíleno na problematiku koutových i tupých svarových spojů prvků z vysokopevnostních ocelí a prvků z ocelí obvyklé jakosti.

Cílem bylo experimentálně ověřit vlastnosti svarových spojů v závislosti na volbě parametrů při svařování, především druhu přídavného materiálu a intenzity vnášeného tepla. Aktuální normativní i technické dokumenty vymezují vhodný přídavný materiál pro svařování ocelí obvyklých jakostí i pro svařování ocelí vysokopevnostních. Možná kombinace výše uvedených druhů ocelí není podrobně řešena.

Pro provedení kvalitních svarových spojů prvků z vysokopevnostních ocelí (resp. při svařování prvků z ocelí obvyklé jakosti a ocelí vysokopevnostní) je třeba zvolit vhodný typ přídavného materiálu a stanovit teplotu předehřevu, teplotu interpass a dobu ochlazování svaru $t_{8/5}$, a to v závislosti na požadovaných úrovních pevnosti, tvrdosti a lomové houževnatosti svarového spoje. Lze očekávat, že v důsledku svařování dojde ke zvětšení velikosti zrn v tepelně ovlivněné zóně (TOZ) svarových spojů, a tedy i k poklesu plastických vlastností v této oblasti.

Experimentální výzkum byl prováděn na svařovaných zkušebních tělesech z ocelí tříd pevnosti S235JR, S355J0 (podle ČSN EN 10025-2) a S690QL – Weldox700 podle ČSN EN 10025-6. Vlastnosti použitých ocelí jsou uvedeny v Tab. 4.12, Tab. 4.13 a Tab. 4.14.

Poznámka:

Pro značení charakteristik materiálů jsou v dalším textu zvoleny symboly, které se obvykle užívají při provádění materiálových analýz (mez kluzu, mez pevnosti, tažnost aj.).

Tab. 4.12: Vlastnosti oceli S235JR (www.bolzano.cz)

Přehled vlastností oceli S235JR								1.0038
Druh oceli	Nelegovaná jakostní konstrukční ocel							
TDP	ČSN EN 10025-2: 2005							
Dřívější označení	S235JRG2 podle EN 10025: 1990 + A1: 1993; RSt 37-2 podle DIN 17100; 11 375 podle ČSN							
Chemické složení v % hmot. (rozbor tavby)	C max. pro tloušťku v mm			Mn	Si	P	S	N
	≤16	>16≤40	>40 ¹⁾	max.	max.	max.	max.	max.
Složení hotového výrobku	0,17	0,17	0,20	1,40	-	0,035	0,035	0,012
	0,19	0,19	0,23	1,50	-	0,045	0,045	0,014
Mechanické vlastnosti pro zkoušky v podélném směru	Minimální mez kluzu R_{eH} MPa pro výrobky jmenovité tloušťky v mm :							
	≤16	>16≤40	>40≤63	>63≤80	>80≤100	>100≤150	>150≤200	>200≤250
	235	225	215	215	215	195	185	175
	Pevnost v tahu R_m MPa pro výrobky jmenovité tloušťky v mm :							
	≥ 3 ≤ 100		> 100 ≤ 150			> 150 ≤ 250		
	360-510		350-500			340-490		
	Minimální tažnost v % ($L_0 = 5,65\sqrt{S_0}$) pro výrobky jmenovité tloušťky v mm ⁸⁾ :							
	> 3 ≤ 40	> 40 ≤ 63	> 63 ≤ 100	> 100 ≤ 150	> 150 ≤ 250			
26	25	24	22	21				
Minimální nárazová práce KV (J) při 20°C pro výrobky jmenovité tloušťky v mm : ^{4), 6)}								
≤ 150		> 150 ≤ 250						
27 ⁴⁾		27 ⁴⁾						
Maximální hodnota CEV ³⁾	Pro výrobky jmenovité tloušťky v mm:							
	≤ 30	> 30 ≤ 40	> 40 ≤ 150	> 150 ≤ 250				
	0,35	0,35	0,38	0,40				

Tab. 4.13: Vlastnosti oceli S355JO (www.bolzano.cz)

Přehled vlastností oceli S355JO								1.0553
Druh oceli	Nelegovaná jakostní konstrukční ocel							
TDP	ČSN EN 10025-2: 2005							
Dřívější označení	S355JO podle EN 10025: 1990 + A1: 1993; St 52-3 U podle DIN 17100; 11 523 podle ČSN							
Chemické složení v % hmot. (rozbor tavby)	C max. pro tloušťku v mm			Mn	Si	P	S	N
	≤16	>16≤40	>40 ¹⁾	max.	max.	max.	max.	max.
Složení hotového výrobku	0,20 ²⁾	0,20 ⁴⁾	0,22	1,60	0,55	0,030	0,030	0,012
	0,23 ⁵⁾	0,23 ⁴⁾	0,24	1,70	0,60	0,050	0,050	0,011
Mechanické vlastnosti pro zkoušky v podélném směru	Minimální mez kluzu R_{eH} MPa pro výrobky jmenovité tloušťky v mm :							
	≤16	>16≤40	>40≤63	>63≤80	>80≤100	>100≤150	>150≤200	>200≤250
	355	345	335	325	315	295	285	275
	Pevnost v tahu R_m MPa pro výrobky jmenovité tloušťky v mm :							
	≥ 3 ≤ 100		> 100 ≤ 150			> 150 ≤ 250		
	470-630		450-600			450-600		
	Minimální tažnost v % ($L_0 = 5,65\sqrt{S_0}$) pro výrobky jmenovité tloušťky v mm ⁸⁾ :							
	≥ 3 ≤ 40	> 40 ≤ 63	> 63 ≤ 100	> 100 ≤ 150	> 150 ≤ 250			
22	21	20	18	17				
Minimální nárazová práce KV (J) při 0°C pro výrobky jmenovité tloušťky v mm : ^{4), 6)}								
≤ 150		> 150 ≤ 250						
27 ⁶⁾		27 ⁶⁾						
Maximální hodnota CEV ³⁾	Pro výrobky jmenovité tloušťky v mm:							
	≥ 30	> 30 ≤ 150	> 150 ≤ 250					
	0,45	0,47	0,49 ⁷⁾					

Svařování bylo prováděno technologiemi MMA (111 – ruční obloukové svařování obalenou elektrodou) a MAG (135 – svařování tavící se elektrodou v ochranném plynu), jedná se o nejvíce rozšířené způsoby svařování konstrukčních ocelí.

Přídavný materiál byl použit ze sortimentu firmy ESAB – obalovaná svařovací elektroda (pro svařování MMA), resp. standardní drátová elektroda (pro svařování MAG).

Tab. 4.14: Vlastnosti oceli Weldox700 – S690 QL (www.ssab.com)

Chemical Composition (heat analysis)

C %	Si %	Mn %	P	S	Cr %	Cu %	Ni %	Mo %	B %
Max %	Max %	Max %	Max %	Max %	Max %	Max %	Max %	Max %	Max %
0.20	0.60	1.60	0.020	0.010	0.70	0.30	2.0	0.70	0.005

The steel is grain refined. *Intentional alloying elements.

Maximum carbon equivalent CET (CEV)

Thickness mm	- 5	(5) - (10)	10 - (20)	20 - (40)	40 - (80)	80 - (100)	100 - 160
Weldox 700E: CET (CEV)	0.34 (0.48)	0.31 (0.48)	0.31 (0.48)	0.36 (0.52)	0.39 (0.58)	0.39 (0.58)	0.41 (0.67)

Mechanical Properties

Thickness mm	Yield strength ¹⁾ R _{p0.2} min MPa	Tensile strength ¹⁾ R _m MPa	Elongation A ₅ min %	Typical hardness HBW
4 - 53	700	780 - 930	14	260 - 310
(53) - 100	650	780 - 930	14	260 - 310
(100) - 160	650	710 - 900	14	240 - 290

¹⁾For transverse test pieces according to EN 10025.

Impact properties	E -40°C	F -60°C
Min. impact energy (J) for transverse tests Charpy V 10x10 mm tests specimens ²⁾	69 J	27 J
Meet the requirements for	S 690 QL	S 690 QL1

4.4.2 Koutové svary

Pro zhotovení koutových svarů na přeplátovaných spojích byla zvolena ruční metoda svařování MMA (111), a to z důvodu simulace reálných podmínek svařování v exteriérech. Bylo použito zařízení Fronius TransPocket 3500 RC a obalovaná svařovací elektroda OK 48.00 firmy ESAB – typické chemické složení a mechanické vlastnosti jsou uvedeny v Tab. 4.15 a Tab. 4.16. Elektroda poskytuje vysoce houževnatý svarový kov odolný proti trhlinám.

Tab. 4.15: Typické chemické složení elektrod OK 48.00 (www.esab.cz)

prvek	C	Si	Mn
hm. %	0,06	0,38	1,08

Tab. 4.16: Typické mechanické vlastnosti elektrod OK 48.00 (www.esab.cz)

elektroda	R _m [MPa]	R _{p0.2} [MPa]	A ₅ [%]	KV (J)/°C	
				-20	-40
OK 48.00	540	445	29	140	70

Svařovací parametry:

elektroda: OK 48:00

tepelný příkon: $Q = 1,24 \text{ kJ.mm}^{-1}$

HD = 5ml/100 g

tloušťka $d = 12 \text{ mm}$

Weldox700:

CET= 0,31 %

S255JR: CET = 0,30 %

$$T_0 (S235) = 697 \cdot CET + 160 \cdot \tanh(d/35) + 62 \cdot HD^{0,35} + (53 \cdot CET - 32) \cdot Q - 328 \quad (^\circ\text{C})$$

$$T_0 = 23 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$t_{8/5} (2D) = (4300 - 4,3 \cdot T_0) \cdot 10^{-5} \cdot Q^2/d^2 [(1/(500 - T_0))^2 - (1/(800 - T_0))^2] \cdot F_2$$

$$t_{8/5} = 11,05 \text{ s}$$

S355J0:

$$CET = 0,40 \%$$

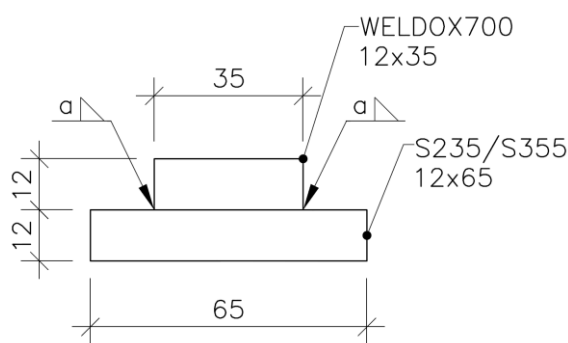
$$T_0 (S355) = 697 \cdot CET + 160 \cdot \tanh(d/35) + 62 \cdot HD^{0,35} + (53 \cdot CET - 32) \cdot Q - 328 \quad (^\circ\text{C})$$

$$T_0 = 96 \text{ }^\circ\text{C}$$

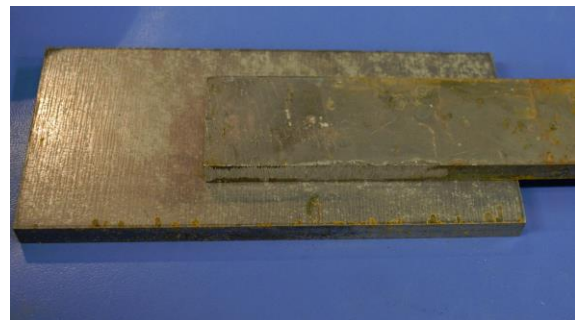
$$t_{8/5} (2D) = (0,043 - 4,3 \cdot 10^{-5} \cdot T_0) \cdot Q^2/d^2 [(1/500 - T_0)^2 - (1/800 - T_0)^2] \cdot F_2$$

$$t_{8/5} = 10,85 \text{ s}$$

Teplota předeřevu pro ocel S235JR byla vypočtena 23 °C, pro ocel S355J0 byla vypočtena 96 °C. Vzhledem k podmínkám svařování „na stavbě“ byl tento předeřev zanedbán. Výpočet doby ochlazování $t_{8/5}$ byl proveden pro svařování při teplotě okolí. Doba $t_{8/5} = 11,05$ s pro ocel S235JR, resp. $t_{8/5} = 10,85$ s pro ocel S355J0, je vzhledem k diagramu CCT příslušné oceli vyhovující. Uspořádání spoje s koutovými svary je patrné na Obr. 4.28.



Obr. 4.28: Uspořádání zkušebních těles pro zkoušku koutových svarů



Obr. 4.29: Připravený materiál pro provedení svaru (autor)

4.4.3 Tupé svary

Svařování tupých svarů plechů stejné tloušťky bylo provedeno metodou MAG (135) na svařovacím zařízení Fronius TPS 4000 zkratovým přenosem. Důvody aplikace této technologie svařování spočívají v simulaci skutečného svařování na ocelových konstrukcích v různých polohách a minimalizování tepelného příkonu do svarového spoje při svařování krátkým obloukem (tj. zkratovým přenosem).

4.4.3.1 Svarové spoje ocelí S355:

Pro svařování tupých svarů konstrukčních prvků – plechů z oceli S 355J0 byla použita standardní drátová elektroda OK Autrod 12.51. Svařování bylo provedeno mechanizovaným způsobem MAG na zařízení Fronius TPS 4000 s pojezdem hořáku na mechanizovaném vozíku FRC 4. OK Autrod 12.51 je nepoměděný svařovací drát pro svařování většiny běžných nelegovaných konstrukčních ocelí s pevností v tahu do 530 MPa, např. pro výrobu ocelových konstrukcí, tlakových nádob, transportních zařízení apod. Je vhodný i pro svařování jemnozrnných ocelí s mezí kluzu nad 420 MPa. Typické

chemické složení a mechanické vlastnosti elektrod OK Autrod 12.51 jsou uvedeny v Tab. 4.17 a Tab. 4.18.

Tab. 4.17: Typické chemické složení elektrod OK Autrod 12.51 (www.esab.cz)

prvek	C	Si	Mn
hm. %	0,078	0,85	1,46

Tab. 4.18: Typické mechanické vlastnosti elektrod OK Autrod 12.51 (www.esab.cz)

elektroda	R _m [MPa]	R _{p0,2} [MPa]	A ₅ [%]	KV (J)/°C	
				-20	-40
OK 12.51	560	480	26	130	90

Svařovací parametry:

S355J0:

CET = 0,40 %

HD = 6ml/100 g

tloušťka $d = 8$ mm

$T_0 (S355) = 697 \cdot CET + 160 \cdot \tanh(d/35) + 62 \cdot HD^{0,35} + (53 \cdot CET - 32) \cdot Q - 328$ (°C)

$T_0 = 94,9$ °C

$t_{8/5} (2D) = (4300 - 4,3 \cdot T_0) \cdot 10^{-5} \cdot Q^2/d^2 [(1/(500 - T_0))^2 - (1/(800 - T_0))^2] \cdot F_2$

OK Autrod 12.51: $t_{8/5} = 6,6$ s

4.4.3.2 Svarové spoje ocelí Weldox700:

Svařování tupých svarů konstrukčních prvků – plechů stejné tloušťky z oceli Weldox700 bylo provedeno alternativně dvěma druhy elektrod s rozdílnými mechanickými vlastnostmi, a to drátovou elektrodou OK Autrod 13.31 a elektrodou OK Autrod 13.29. Svařováno bylo provedeno mechanizovaným způsobem MAG na zařízení Fronius TPS 4000 s pojezdem hořáku na mechanizovaném vozíku FRC 4.

OK Autrod 13.31 je nízkolegovaný drát společnosti ESAB pro svařování metodou MAG vysoce pevných, tepelně zpracovaných a jemnozrnných konstrukčních ocelí. Obvykle se používá v ochranném plynu Ar + 18 % CO₂.

OK Autrod 13.29 je nízkolegovaný drát stejného výrobce pro svařování metodou MAG nízkolegovaných vysokopevnostních ocelí s dobrou vrubovou houževnatostí při nízkých teplotách. Obvykle se používá v ochranném plynu Ar + 18 % CO₂.

Typické chemické složení a mechanické vlastnosti elektrod OK Autrod 13.29 a OK Autrod 13.31 jsou uvedeny v Tab. 4.19 a Tab. 4.20.

Tab. 4.19: Typické chemické složení elektrod OK Autrod 13.29 a 13.31 (www.esab.cz)

prvek	elektroda	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Cu
hm %	OK 13.31	0,1	0,8	1,9	0,4	2,1	0,6	< 0,3
hm %	OK 13.29	< 0,1	0,6	1,6	0,3	1,4	0,3	< 0,4

Tab. 4.20: Typické mechanické vlastnosti elektrod OK Autrod 13.29 a 13.31 (www.esab.cz)

elektroda	plyn	R _m [MPa]	R _{p0,2} [MPa]	A ₅ [%]	KV (J)/°C		
					+20	-20	-30
OK 13.31	M21	820	750	19	70	50	40
OK 13.29	M21	890	850	17	70	60	

Svařovací parametry:

elektroda: OK AUTROD 13.31

tepelný příkon: $Q = 0,21 \text{ kJ.mm}^{-1}$

elektroda: OK AUTROD 13.29

tepelný příkon: $Q = 0,35 \text{ kJ.mm}^{-1}$

$HD = 6 \text{ ml}/100 \text{ g}$

tloušťka $d = 8 \text{ mm}$

Weldox700:

$CET = 0,31 \%$

$T_0 (\text{Weldox700}) = 697 \cdot CET + 160 \cdot \tanh(d/35) + 62 \cdot HD^{0,35} + (53 \cdot CET - 32) \cdot Q - 328 \text{ (}^\circ\text{C)}$

$T_0 = 30 \text{ }^\circ\text{C}$

$t_{8/5} (2D) = (4300 - 4,3 \cdot T_0) \cdot 10^{-5} \cdot Q^2/d^2 [(1/(500 - T_0))^2 - (1/(800 - T_0))^2] \cdot F_2$

pro elektrody OK Autrod 13.31: $t_{8/5} = 2,56 \text{ s}$

pro elektrody OK Autrod 13.29: $t_{8/5} = 8,53 \text{ s}$

4.4.3.3 Svarové spoje při kombinaci oceli Weldox700 a ocelí S235, S355:

Pro svařování kombinací ocelí S235JR a S355J0 s ocelí Weldox700 byla použita standardní drátová elektroda OK Autrod 12.51 firmy ESAB. Tato elektroda byla vybrána pro svoje vhodné pevnostní vlastnosti jak pro jemnozrnné oceli S235 (S355) s mezí pevnosti $R_m = 360$ (490) MPa, tak pro vysokopevnostní ocel Weldox700 s mezí pevnosti $R_m = 780$ MPa.

Typické chemické složení a typické mechanické vlastnosti elektrod OK Autrod 12.51 jsou uvedeny v Tab. 4.17 a Tab. 4.18.

Svařovací parametry:

elektroda: OK Autrod 12.51

tepelný příkon přímo: $Q = 0,72 \text{ kJ.mm}^{-1}$

tepelný příkon s rozkyvem $Q = 1,85 \text{ kJ.mm}^{-1}$

$HD = 6 \text{ ml}/100 \text{ g}$

tloušťka $d = 8 \text{ mm}$

Weldox700:

$CET = 0,31 \%$

S235JR:

$CET = 0,30 \%$

$T_0 (\text{S235}) = 697 \cdot CET + 160 \cdot \tanh(d/35) + 62 \cdot HD^{0,35} + (53 \cdot CET - 32) \cdot Q - 328 \text{ (}^\circ\text{C)}$

$T_0 = 22 \text{ }^\circ\text{C}$

$t_{8/5} (2D) = (4300 - 4,3 \cdot T_0) \cdot 10^{-5} \cdot Q^2/d^2 [(1/(500 - T_0))^2 - (1/(800 - T_0))^2] \cdot F_2$
 pro elektrody OK Autrod 12.51 přímo: $t_{8/5} = 8,09$ s

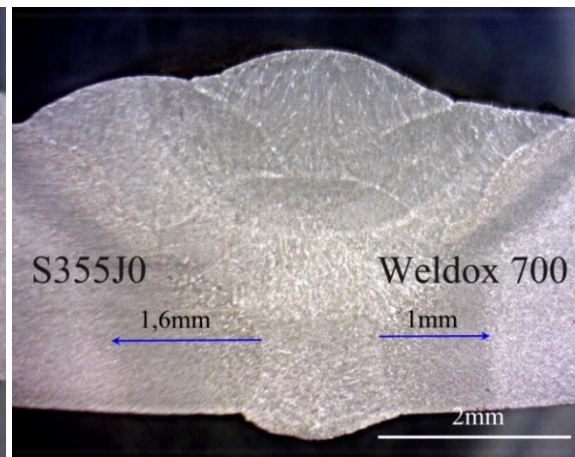
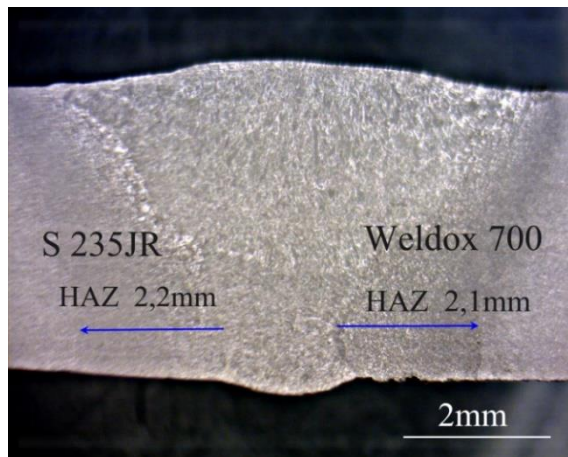
S355J0:

$CET = 0,40$ %

$T_0 (S355) = 697 \cdot CET + 160 \cdot \tanh(d/35) + 62 \cdot HD^{0,35} + (53 \cdot CET - 32) \cdot Q - 328$ (°C)

$T_0 = 88$ °C

$t_{8/5} (2D) = (4300 - 4,3 \cdot T_0) \cdot 10^{-5} \cdot Q^2/d^2 [(1/(500 - T_0))^2 - (1/(800 - T_0))^2] \cdot F_2$
 pro elektrody OK Autrod 12.51 s rozkyvem: $t_{8/5} = 69,78$ s



Obr. 4.30: Svar provedený drátovou elektrodou OK Autrod 12.51 rozkyvem na dvě svarové housenky (autor)

Obr. 4.31: Svar provedený drátovou elektrodou OK Autrod 12.51 přímo na pět svarových housenek (autor)

4.4.4 Zkušební zařízení

Tahové zkoušky zkušebních těles:

Tahové zkoušky zkušebních těles byly provedeny na hydraulickém zkušebním stroji ZD40 (výrobce HBM), který je vybaven délkovým snímačem polohy příčnicku a snímačem síly s řídicí jednotkou EDC 60 se zpracováním měřených dat softwarem M-TEST v.1.7 (Obr. 4.32).

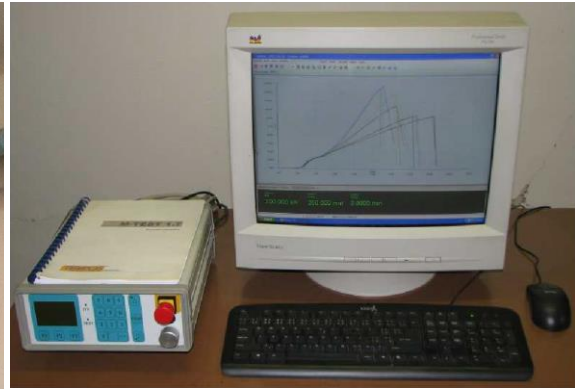
Stroj umožňuje provádět tahové, tlakové a ohybové zkoušky materiálů od 8 do 400 kN s řízením rychlosti zatěžování a programovým zpracováním zkoušek. Je vybaven vestavěným inkrementálním délkovým snímačem polohy příčnicku s rozlišením 0,01 mm a snímačem síly s řídicí jednotkou EDC 60.

Řídicí jednotka EDC 60 je vysoce precizní elektronické zařízení speciálně konstruované pro řízení servo-hydraulických zkušebních strojů. Je vyráběna speciálně pro aplikace řízení zkušebních strojů. Jednotka je opatřena programem pro zkoušky kovů s možností provádět zkoušky bez PC u jednoduchých aplikací bez použití průtahoměru (Obr. 4.33).

Počítač je vybaven programem M-TEST v.1.7 pro tahovou, tlakovou a ohybovou zkoušku kovových materiálů dle EN 10001-2 s vyhodnocením výsledků a grafickým zpracováním.



Obr. 4.32: Hydraulický zkušební stroj ZD40 (autor)



Obr. 4.33: Řídící jednotka EDC 60 (autor)



Obr. 4.34: Tvrdoměr Zwick 3212 (autor)

Měření tvrdosti materiálů:

Měření tvrdosti bylo provedeno metodou dle Vickerse při zatížení 10 kg (dle normy ČSN EN 12732).

Hodnocení tvrdosti bylo provedeno na zařízení Zwick 3212 (viz Obr. 4.34). Příklad slouží pro stanovení tvrdosti podle Vickerse podle DIN 50133, ASTM E 92, BS 427, ISO/R81, ISO/R192, ISO/R399. Postup je vhodný pro měření tvrdosti běžných ocelí, ale také pro velmi tvrdé materiály nebo vrstvy.

Pro snímání a vyhodnocení vtisků je standardní stroj vybaven souřadnicovým stolem a připojením na PC, toto vybavení bylo včetně SW zhotoveno u společnosti Zwick.

4.4.5 Výsledky tahových zkoušek koutových svarů

Tahové zkoušky byly provedeny na hydraulickém zkušebním stroji ZD40 s řídicí jednotkou EDC 60 se zpracováním měřených dat softwarem M-TEST v.1.7 dle ČSN EN 10001-2.

Zkušební tělesa po provedení tahových zkoušek jsou zobrazena na Obr. 4.35 a Obr. 4.36. Je patrné, že k porušení svarových spojů došlo, podle předpokladu, v oblasti svarového kovu.

Vyhodnocení zkoušek bylo provedeno dle ČSN EN 10001-2.

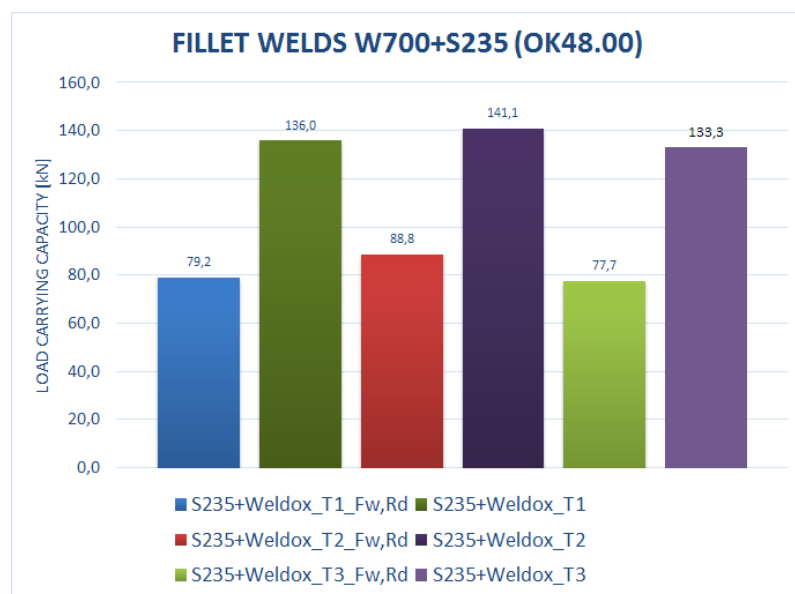
Na Obr. 4.37 a Obr. 4.38 je provedeno porovnání vypočtených únosností koutových svarů pro skutečné (naměřené) parametry svarů (a , L) podle ČSN EN 1993-1-8 s dosaženou únosností při experimentech. Při výpočtu návrhové únosnosti byl uvážěn vliv podélných i příčných napětí.



Obr. 4.35: Svarový spoj po provedené zkoušce – lom v místě svarového kovu přeplátovaného spoje ocelí S235 + Weldom700 (autor)



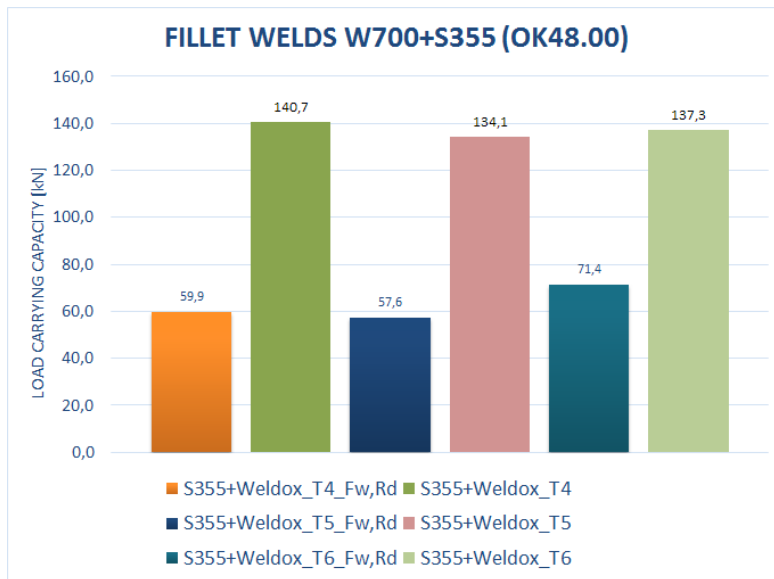
Obr. 4.36: Svarový spoj po provedené zkoušce – lom v místě svarového kovu přeplátovaného spoje ocelí S355 + Weldom700 (autor)



Obr. 4.37: Výsledky tahových zkoušek svařovaných konstrukčních prvků z oceli S235 + Weldom700 – koutové svary

kde: S235 + Weldom_{Tx}_Fw,Rd
S235 + Weldom_{Tx}

... je únosnost svarového spoje podle ČSN EN 1993-1-8
... je únosnost spoje dosažená při experimentu



Obr. 4.38: Výsledky tahových zkoušek svařovaných konstrukčních prvků z oceli S355 + Weldox700 – koutové svary

kde: S355 + Weldox_Tx_Fw,Rd ... je únosnost svarového spoje podle ČSN EN 1993-1-8
 S355 + Weldox_Tx ... je únosnost spoje dosažená při experimentu

4.4.6 Výsledky tahových zkoušek tupých svarů

Tahové zkoušky byly provedeny na hydraulickém zkušebním stroji ZD40 s řídicí jednotkou EDC 60 se zpracováním měřených dat softwarem M-TEST v.1.7 dle ČSN EN 10001-2.

Tahové zkoušky vzorků tupých svarů byly provedeny dle ČSN EN ISO 4136. Při standardním uspořádání tahových zkoušek svarových spojů se všechna zkušební tělesa porušila v základním materiálu cca 40 mm od osy svarového spoje (viz Obr. 4.39). Hodnoty meze kluzu a meze pevnosti odpovídají materiálovým charakteristikám oceli S355J0, ale nebyla definována pevnostní charakteristika samotného svaru. Proto bylo přistoupeno k úpravě vzorků na zkoušky tahem vyfrézováním oválného zápichu v místě svaru (viz Obr. 4.40). S ohledem na nejmenší průřezovou plochu vzorku nutně dojde k porušení svarového spoje ve svarovém kovu nebo v TOZ.



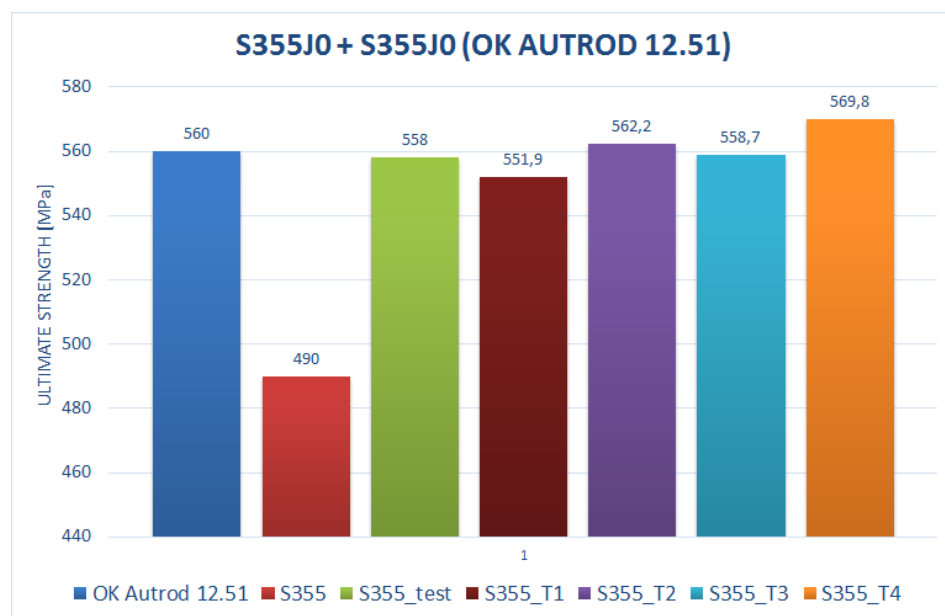
Obr. 4.39: Porušení zkušebních těles v základním materiálu (autor)



Obr. 4.40: Porušení zkušebních těles po úpravě tvaru zkušebních těles (autor)

4.4.6.1 Svarové spoje ocelí S355:

Svarový spoj s drátem OK Autrod dosáhl pevnosti $R_m = 552$ MPa, 558 MPa, 562 MPa a 570 MPa, což přibližně odpovídá experimentálně stanovené mezi kluzu základního materiálu. Výsledky ukazují na kvalitně provedený svar s vysokou únosností. Graficky zpracované výsledky tahových zkoušek těles z oceli S355 jsou uvedeny na Obr. 4.41.



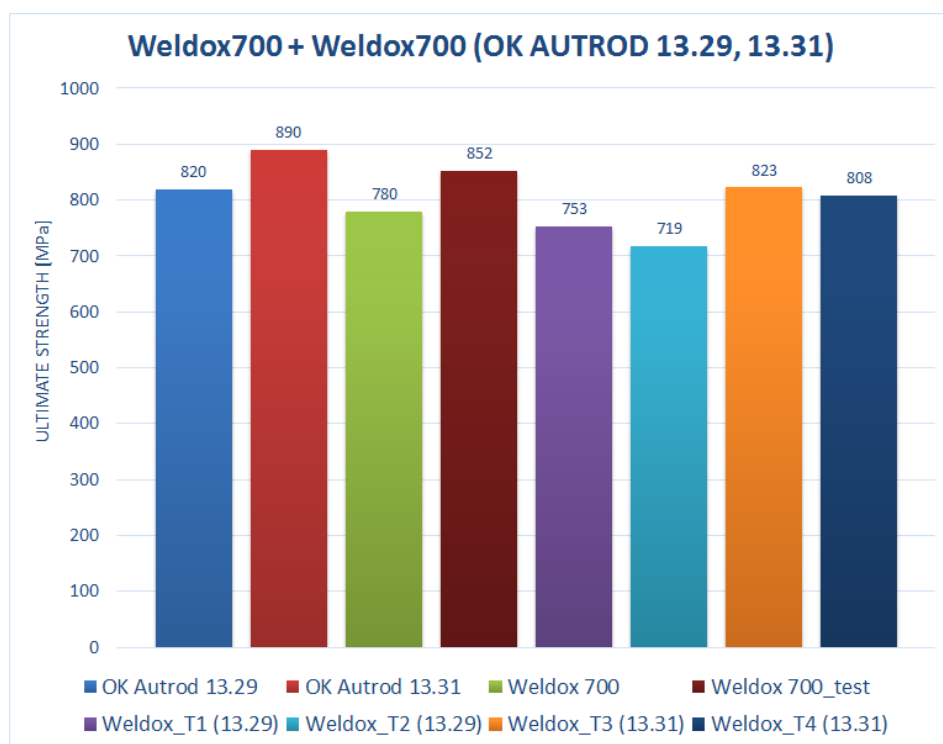
Obr. 4.41: Výsledky tahových zkoušek svařovaných konstrukčních prvků z oceli S355

kde: OK Autrod 12.51 ... je únosnost svarového kovu OK Autrod 12.51
 S355 ... je únosnost základního materiálu S355 dle ČSN EN 10025
 S355_test ... je únosnost základního materiálu S355 podle zkoušky
 S355_Tx ... je únosnost spoje dosažená při experimentu

4.4.6.2 Svarové spoje ocelí Weldom700:

Svarový spoj s drátem OK Autrod 13.29 dosáhl meze pevnosti $R_m = 753$ MPa, resp. 719 MPa. Svarový spoj vytvořený touto elektrodou nedosahuje pevnostních hodnot základního ani přídatného materiálu. Lom svarového spoje byl v TOZ. Svařování materiálu Weldom700 touto elektrodou přesto lze doporučit, je třeba ovšem uvážit nemožnost dosažení plné únosnosti spoje.

Svarový spoj s drátem OK Autrod 13.31 dosáhl meze pevnosti $R_m = 833$ MPa, resp. 808 MPa. Oba zkoušené vzorky se přetrhly v základním materiálu a pevnost daného spoje přesáhla minimální mez pevnosti základního materiálu zaručovaného výrobcem. Dle výsledku tahových zkoušek lze soudit, že došlo k vytvoření kvalitního svarového spoje. Graficky zpracované výsledky tahových zkoušek zkušebních těles z oceli S690 jsou uvedeny na Obr. 4.42.



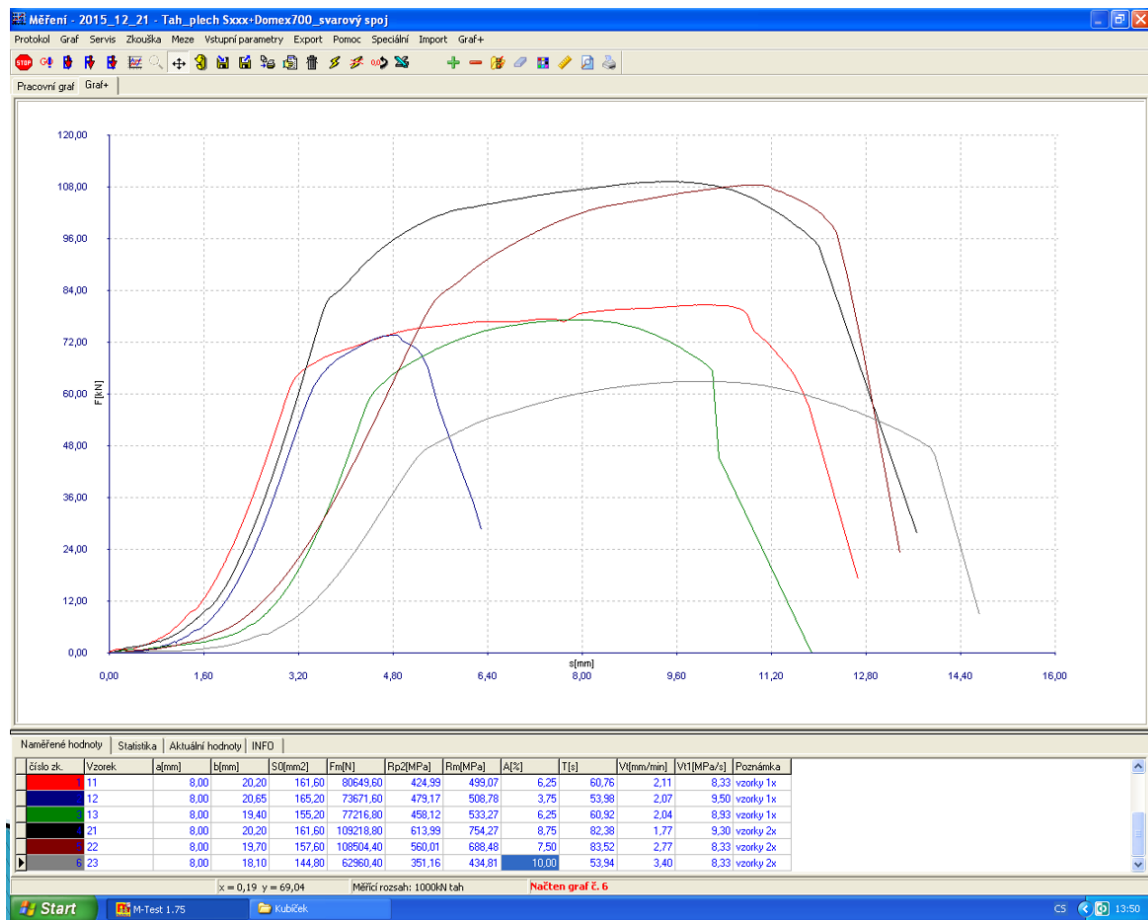
Obr. 4.42: Výsledky tahových zkoušek svařovaných konstrukčních prvků z oceli Weldox700

kde: OK Autrod 13.29	... je únosnost svarového kovu OK Autrod 13.29
OK Autrod 13.31	... je únosnost svarového kovu OK Autrod 13.31
Weldox700	... je únosnost materiálu Weldox700 dle ČSN EN 10025
Weldox700_test	... je únosnost základního materiálu Weldox700 podle zkoušky
Weldox_Tx (13.29)	... je únosnost spoje při experimentu (s elektrodou 13.29)
Weldox_Tx (13.31)	... je únosnost spoje při experimentu (s elektrodou 13.31)

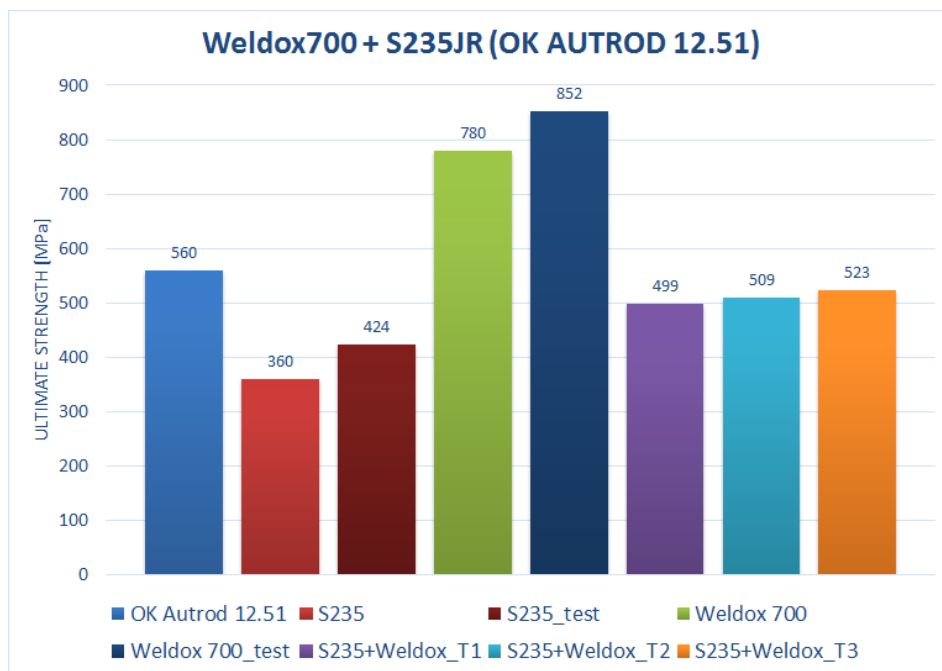
4.4.6.3 Svarové spoje oceli Weldox700 a ocelí S235, S355:

Tahové zkoušky tupých svarů na upravených vzorcích (viz Obr. 4.40) prokázaly předpoklad vzniku lomu v nejslabším místě svarového spoje. Místem iniciace všech lomů byla oblast maximálního zhrubnutí zrn v TOZ na rozhraní základního materiálu a svarového kovu. Při všech tahových zkouškách kombinace spoje oceli Weldox700 a ocelí S235 a S355 byla lomová plocha situována v oceli s nižší pevností. Výsledná pevnost odpovídá druhům ocelí: u S235 je pevnost R_m v rozmezí 360 MPa, pevnost dle materiálových zkoušek 424 MPa a zkušební $R_m = 499$ MPa; 509 MPa a 523 MPa. U oceli S355 je tabulková hodnota meze pevnosti $R_m = 490$ MPa, pevnost dle materiálových zkoušek 490 MPa a zkušební 754 MPa; 688 MPa a 434 MPa. Poslední zkušební svar tělesa T6 (není zahrnutu v grafickém vyhodnocení) měl ve svarovém kovu vadu typu bubliny a výsledná pevnost byla dosažena jen 434 MPa.

Na Obr. 4.43 jsou znázorněny pracovní diagramy zkušebních těles s tupými svary pro kombinace ocelí S235 + Weldox700 a S355 + Weldox700. Graficky zpracované výsledky tahových zkoušek zkušebních těles z ocelí S235 + Weldox700 jsou uvedeny na Obr. 4.44 a ocelí a S355 + Weldox700 na Obr. 4.45.

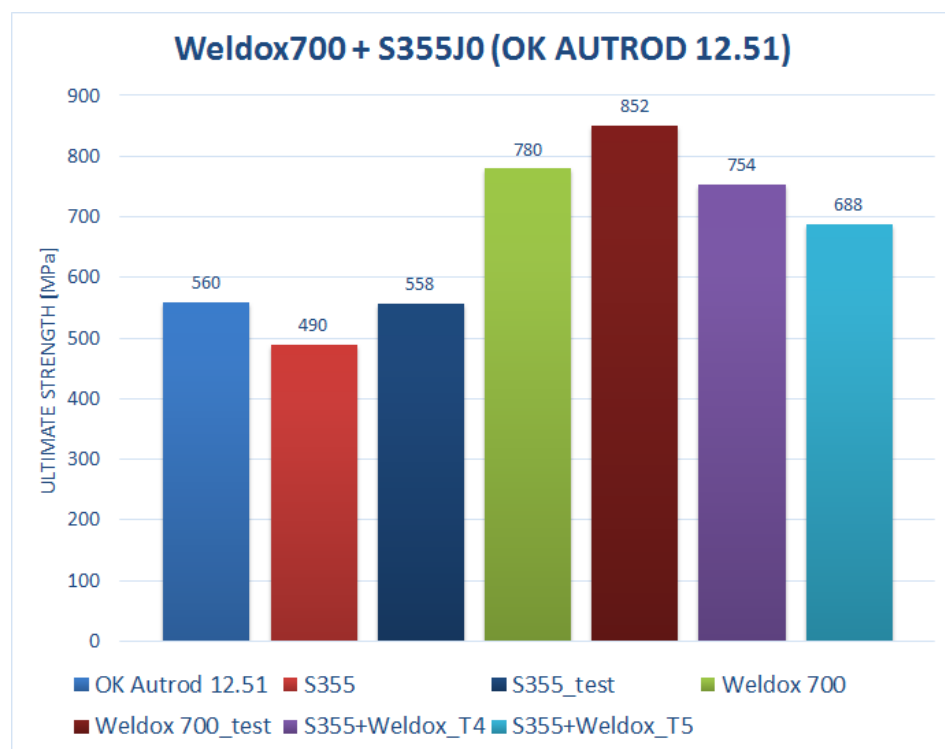


Obr. 4.43: Záznam zkoušky svarů S235 + W700 (vzorky 11, 12, 13) a S355 + W700 (vzorky 21, 22, 23)



Obr. 4.44: Výsledky tahových zkoušek svařovaných konstrukčních prvků z oceli S235 a Weldox700

kde: *OK Autrod 12.51* ... je únosnost svarového kovu OK Autrod 12.51
S235 ... je únosnost základního materiálu S235 dle ČSN EN 10025
S235_test ... je únosnost základního materiálu S235 podle zkoušky
Weldox700 ... je únosnost materiálu Weldox700 dle ČSN EN 10025
Weldox700_test ... je únosnost základního materiálu Weldox700 podle zkoušky
S235 + Weldox_Tx ... je únosnost spoje (S235 + Weldox700) při experimentu



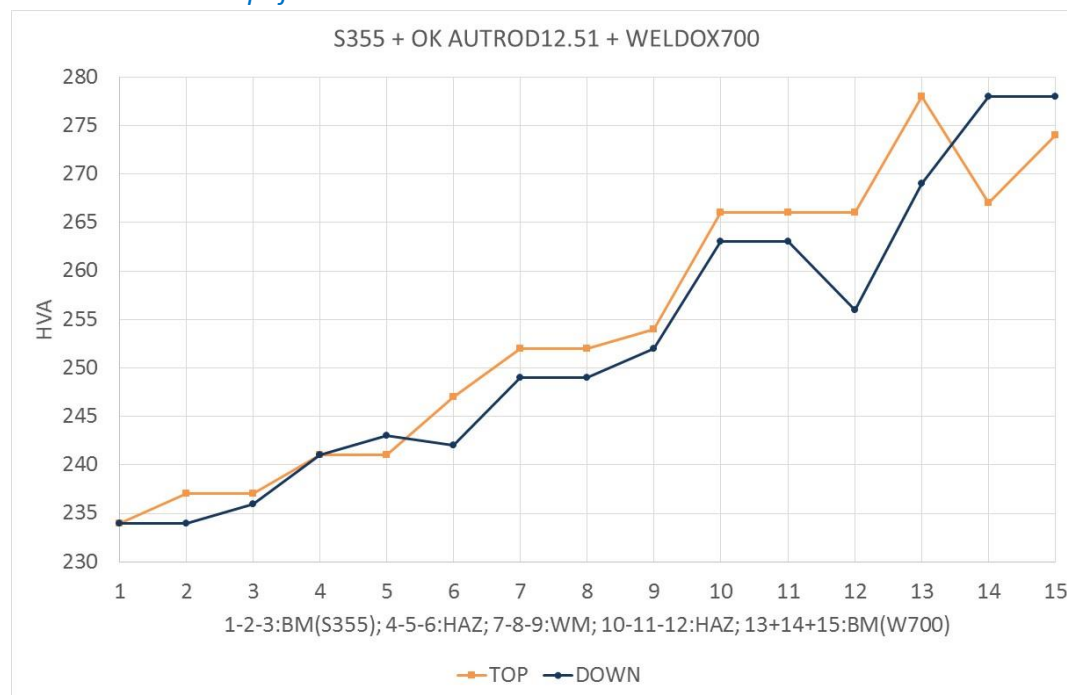
Obr. 4.45: Výsledky tahových zkoušek svařovaných konstrukčních prvků z oceli S355 a Weldox700

kde: *OK Autrod 12.51* ... je únosnost svarového kovu OK Autrod 12.51
S355 ... je únosnost základního materiálu S355 dle ČSN EN 10025
S355_test ... je únosnost základního materiálu S355 podle zkoušky
Weldox700 ... je únosnost materiálu Weldox700 dle ČSN EN 10025
Weldox700_test ... je únosnost základního materiálu Weldox700 podle zkoušky
S355 + Weldox_Tx ... je únosnost spoje (S355 + Weldox700) při experimentu

4.4.7 Výsledky měření tvrdostí tupých svarů

Tvrdość svarového spoje je jednou z důležitých hodnot mechanických vlastností. Tvrdość HV10 byla měřena na metalografickém výbrusu svarů. Měřící body byly uspořádaný z prvního základního materiálu přes TOZ do osy svaru a symetricky přes TOZ do druhého základního materiálu.

4.4.7.1 Svarové spoje ocelí Weldox700:



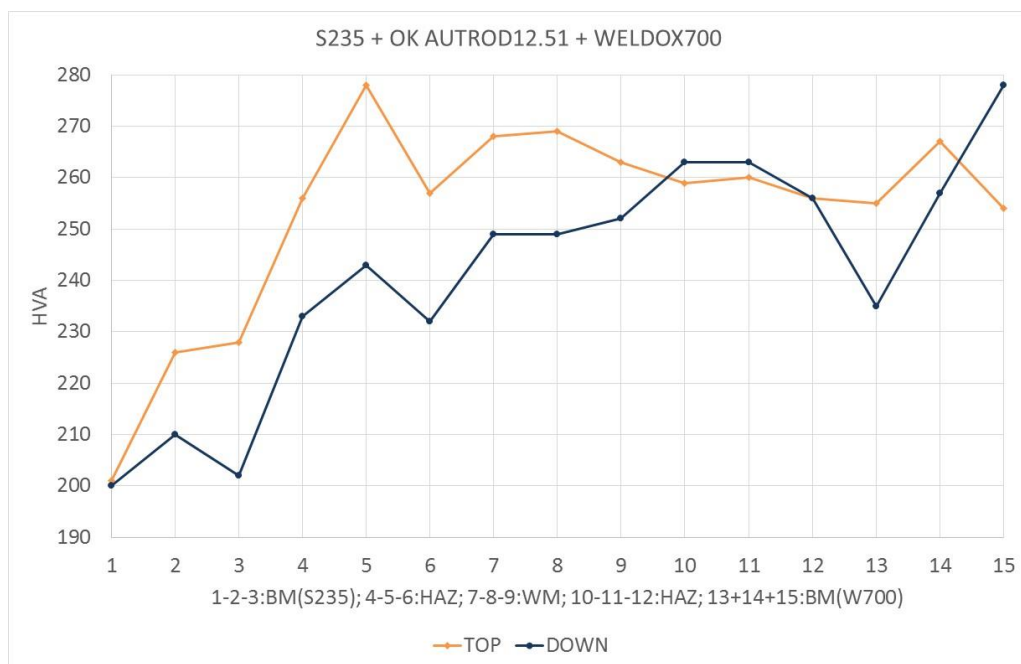
Obr. 4.46: Výsledky měření tvrdosti ve svarovém spoji ocelí Weldox700

kde: W700 + OK Autrod 13.31 ... je tvrdost v TOZ (elektroda OK Autrod 13.31)
 W700 + OK Autrod 13.29 ... je tvrdost v TOZ (elektroda OK Autrod 13.29)
 body 1, 2, 3, 4 ... základní materiál Weldox700
 body 5, 6 ... tepelně ovlivněná zóna
 body 7, 8 ... svarový kov

Průběh tvrdosti u svarů oceli W700 odpovídá vyšší pevnosti drátové elektrody OK 13.31 a nižšímu tepelnému příkonu při svařování o cca $0,14 \text{ kJ.mm}^{-1}$. Tvrdost 450 HV je na hranici povolené hodnoty pro vysokopevnostní oceli dle dokumentu ISO 15 614-1.

4.4.7.2 Svarové spoje oceli Weldox700 a ocelí S235, S355:

Výsledky měření tvrdosti HV10 dokladují rozdílné tvrdosti základních materiálů. Ocel S235 má tvrdost cca 211HV, ocel S 355 má tvrdost cca 236 HV a ocel Weldox700 má tvrdost cca 272HV u kombinace S355 – S690. Nižší tvrdost 257HV u kombinace S235 – S690 odpovídá částečnému tepelnému ovlivnění při vyšším tepelném příkonu, také tvrdost TOZ u S690 je mírně nižší. Překvapivě rovnoměrné jsou tvrdosti ve svarovém kovu tepelně ovlivněné oblasti i v základním materiálu u obou kombinací.



Obr. 4.47: Výsledky měření tvrdosti ve svarovém spoji ocel Weldox700 a oceli S235

kde: TOP ... horní povrch zkušebního tělesa (povrch svaru)

DOWN ... dolní povrch zkušebního tělesa (kořen svaru)

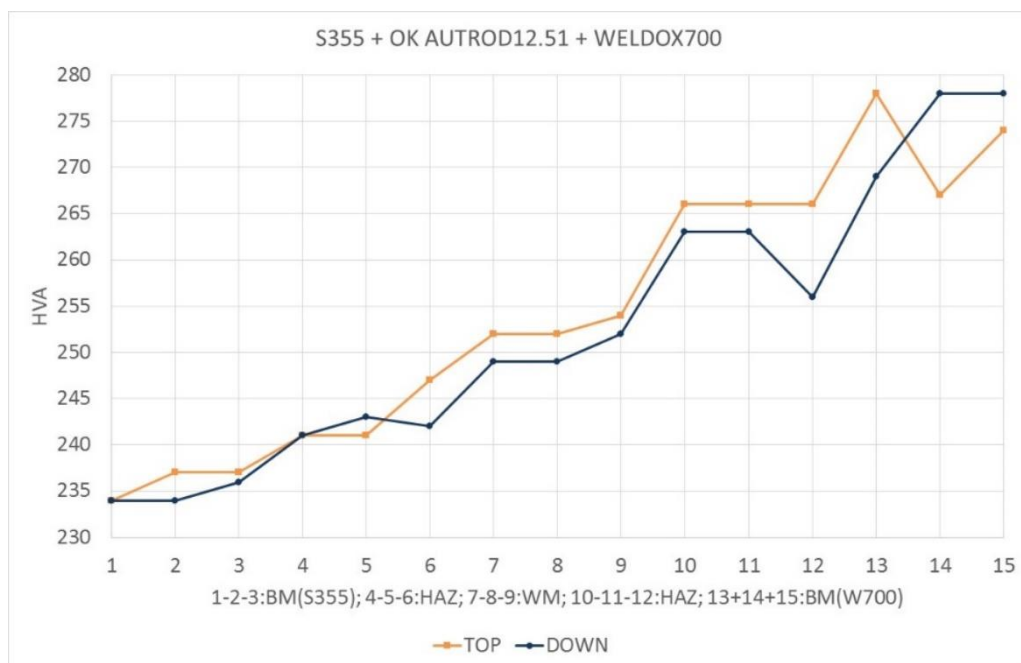
body 1, 2, 3 ... základní materiál S235

body 4, 5, 6 ... tepelně ovlivněná zóna S235

body 7, 8, 9 ... svarový kov OK Autrod 12.51

body 10, 11, 12 ... tepelně ovlivněná zóna Weldox700

body 13, 14, 15 ... základní materiál W700



Obr. 4.48: Výsledky měření tvrdosti ve svarovém spoji oceli W700 a oceli S355

kde:	TOP	... horní povrch zkušebního tělesa (povrch svaru)
	DOWN	... dolní povrch zkušebního tělesa (kořen svaru)
	body 1, 2, 3	... základní materiál S355
	body 4, 5, 6	... tepelně ovlivněná zóna S355
	body 7, 8, 9	... svarový kov OK Autrod 12.51
	body 10, 11, 12	... tepelně ovlivněná zóna Weldox700
	body 13, 14, 15	... základní materiál Weldox700

4.5 Shrnutí výsledků, závěr

Cílem provedených analýz bylo ověření vlastností svarových spojů prvků z konstrukčních ocelí obvyklé jakosti a moderních vysokopevnostních ocelí.

Moderní vysokopevnostní oceli mají podobné chemické složení jako tradiční konstrukční oceli obvyklých pevností a jsou tedy velmi dobře svařitelné stejnými technologiemi tavného svařování. Při svařování je třeba určit parametry svařovacího procesu: druh přídavného materiálu, teplotu přehřevu, dobu ochlazování $t_{8/5}$, teplotu interpass a intenzitu vnášeného tepla. Parametry jsou definovány pro svařování jednotlivých druhů ocelí; problematika vzájemného svařování moderních vysokopevnostních ocelí a tradičních konstrukčních ocelí obvyklé jakosti není v normativních dokumentech upřesněna. Obecně platnou podmínkou je splnění kritérií pro oba druhy svařovaných ocelí. S ohledem na způsob výroby vysokopevnostních ocelí je třeba technologické podmínky svařování specifikovat tak, aby nedošlo, v důsledku vneseného tepla při provádění svaru, k degradaci vlastností materiálu v oblasti spojů. Požadavky na svařování vysokopevnostních ocelí jsou, oproti tradičním konstrukčním ocelím, přísnější a s rostoucí pevností oceli se dále zvyšují.

Experimentální část práce byla cílena na vliv vybraných parametrů svařování (především volby přídavného materiálu a vneseného tepla do svaru) na výsledné vlastnosti svarových spojů prvků z vysokopevnostní oceli a oceli obvyklé jakosti. Pro prvky z vysokopevnostní oceli byla zvolena ocel Weldox700 (S690QL), jako tradiční konstrukční ocel byly použity oceli S235JR a S355J0. Hlavní část experimentálních zkoušek byla zaměřena na svarové spoje prvků z ocelí S690 a S355, resp. S690 a S235. Experimentální ověření byla provedena u koutových i tupých svarů. Při svařování byly použity technologie MMA – ruční obloukové svařování obalenou elektrodou a MAG – svařování tavící se elektrodou v aktivním plynu. Přídavný materiál byl volen ze sortimentu společnosti ESAB. Tahové zkoušky zkušebních těles byly provedeny podle ČSN EN ISO 4136.

Koutové svary:

Cílem experimentálních zkoušek koutových svarů bylo ověřit únosnost svarových spojů prvků z ocelí S690 + S355 a S690 + S235 a dále, zda lze vhodnou volbou parametrů svařování dosáhnout kvalitní a dostatečně únosný spoj u všech testovaných druhů ocelí.

Pro svařování byla použita technologie ručního obloukového svařování obalenou elektrodou OK Autrod 48.00 průměru 3,2 mm, svařovací proud 150 A, a to s ručním vedením elektrody. Na základě vypočtených parametrů svařování s tepelným příkonem

$Q = 1,24 \text{ kJ}\cdot\text{mm}^{-1}$ nebylo nutné provádět předehřev materiálu. Doba ochlazování $t_{8/5}$ byla, vzhledem k diagramu ARA použitých ocelí vyhovující; požadovaný limit pro udržení mechanických hodnot je u ocelí S690 až S900 do cca 10 až 15 s.

Při zatěžovacích zkouškách byly spoje namáhány tahovou silou, působící mimo rovinu svarů, při vyhodnocení byl uvážen vliv příčných napětí. Zatížením došlo k očekávanému porušení zkušebních těles v oblasti svarového kovu, a to v kritickém průřezu svaru.

Zkouška potvrdila vhodnou volbu přídavného materiálu i parametrů svařování. Svařováním nedošlo k negativnímu ovlivnění vlastností vysokopevnostní oceli v tepelně ovlivněných oblastech. Svarový spoj vykazoval požadovanou dostatečnou úroveň únosnosti i to, že pro všechny svary vyhovoval provedením a tepelný příkon pro jednotlivé svary byl úměrný.

Tupé svary:

Experimentální zkoušky tupých svarů byly zaměřeny na svary typu "V" vzájemně spojující plechy stejné tloušťky 8 mm z ocelí S690 + S355 a S690 + S235. Cílem bylo jednak ověřit pevnost svarových spojů a dále provést podrobnou analýzu oblastí spojů dotčených svařováním.

Pro svařování byla použita technologie svařování tavící se elektrodou v aktivním plynu s pojezdem hořáku na mechanizovaném vozíku. Variantně byly voleny svařovací dráty OK Autrod 12.51, OK Autrod 13.29 a 13.31. Průměr svařovacího drátu byl použit 1,2 mm, svařovací napětí v rozmezí 17 až 27 V a svařovací proud 120 až 230 A. S ohledem na tloušťky svařovaných plechů nebylo třeba materiály před svařováním předehřívát.

Svařování plechů z oceli S355: byly použity svařovací dráty OK Autrod 12.51. Pevnost v oblasti svarového spoje výrazně přesáhla pevnost základního materiálu. Dosažené experimentální pevnosti byly 552 MPa; 559 MPa; 562 MPa a 570 MPa. Lze tak konstatovat, že pro danou aplikaci byl vhodně zvolen přídavný materiál i svařovací parametry.

Svařování plechů z oceli S690: byly použity alternativně 2 druhy elektrod, vzájemně se lišící hlavně pevností: OK Autrod 13.29 a 13.31. Experimentální zkoušky potvrdily, že pevnost přídavného materiálu má zásadní dopad na pevnost svaru. Rozdíl v dosažených pevnostech svarů odpovídal rozdílu pevností přídavných materiálů. Svarový spoj s drátem OK Autrod 13.29 vykázal experimentální pevnost 753 MPa, resp. 719 MPa, tzn. svarový spoj vytvořený touto elektrodou nedosáhl pevnostních hodnot základního ani přídavného materiálu. Lom svarového spoje byl v tepelně ovlivněné oblasti. Svařování oceli S690 touto elektrodou přesto lze doporučit, je třeba ovšem uvážit nemožnost dosažení plné únosnosti spoje. Svarový spoj s drátem OK Autrod 13.31 dosáhl experimentální pevnosti 833 MPa, resp. 808 MPa. Oba zkušební vzorky se přetrhly v základním materiálu, pevnost daného spoje tedy přesáhla minimální mez pevnosti základního materiálu zaručovaného výrobcem. Dle výsledku tahových zkoušek lze soudit, že došlo k vytvoření kvalitního svarového spoje.

Svařování ocelí S690 + S355 a S690 + S235: byly použity svařovací dráty OK Autrod 12.51. Tahové zkoušky tupých svarů prokázaly předpokládaný vznik lomu v nejslabším místě svarového spoje. Místem iniciace všech lomů byla oblast maximálního zhrubnutí zrn v tepelně ovlivněné oblasti na rozhraní základního materiálu a svarového kovu. Při všech tahových zkouškách kombinace spoje oceli S690 a ocelí S235 a S355 byla lomová plocha lokalizována v oceli s nižší pevností. Výsledná pevnost odpovídá druhům ocelí: u S235 je charakteristická mez pevnosti 360 MPa a při experimentech bylo dosaženo pevnosti 499 MPa; 509 MPa a 523 MPa. U oceli S355 je charakteristická hodnota meze pevnosti 490 MPa a experimentální pevnost byla dosažena 754 MPa; 688 MPa a 434 MPa. Poslední zkušební svar měl ve svarovém kovu vadu typu bubliny a výsledná pevnost byla pouze 434 MPa.

Nepříznivý vliv svařování na vysokopevnostní ocel byl dále analyzován pomocí zkoušek tvrdosti v oblasti svarového spoje. Tvrdost indikuje nežádoucí tepelné ovlivnění materiálů ve svařované oblasti. Byla měřena tvrdost HV10 na metalografickém výbrusu tupých svarů zkušebních těles. Měřicí body byly rozmístěny tak, že pokrývaly oblast prvního základního materiálu, celou tepelně ovlivněnou zónu do osy svaru a symetricky přes TOZ do druhého spojovaného materiálu, a to u horního (povrch svaru) i dolního (kořen svaru) povrchu zkušebního tělesa.

V normativním dokumentu ČSN EN ISO 9606-1 jsou uvedeny nejvyšší ještě přípustné hodnoty tvrdosti HV10 svarových spojů, což je důležité z hlediska přejímacích zkoušek. Hodnoty jsou pro tupé a koutové, tepelně nezpracované svarové spoje uvedeny v Tab. 4.1.4 tohoto dokumentu podle skupin ocelí.

Vysokopevnostní ocel Weldox700 (S690) patří do skupiny 3 (zušlechtěné a precipitačně vytvrzované oceli s výjimkou korozivzdorných ocelí s mezí kluzu $R_{eH} > 360$ MPa podle TNI CEN ISO/TR 15608).

Maximální přípustná hodnota tvrdosti HV10 svarových spojů je pro jednovrstvé tupé a koutové svary je 450HV a pro vícevrstvé tupé a koutové svary 420HV.

Oceli S235 a S355 patří do skupiny 1 (konstrukční oceli s minimální mezí kluzu $R_{eH} \leq 460$ MPa, včetně normalizovaných jemnozrnných ocelí), maximální přípustná hodnota tvrdosti HV10 svarových spojů je pro jednovrstvé tupé a koutové svary je 380HV a pro vícevrstvé tupé a koutové svary 350HV.

Svarový spoj plechů z oceli S690 s použitím přídavného materiálu OK Autrod 13.31 vykazuje nejvyšší tvrdost 316HV, což je v požadovaném rozsahu. Při použití přídavného materiálu OK Autrod 13.29 byla zjištěna nejvyšší tvrdost 447HV, což je na hranici požadovaném rozsahu.

Při svařování plechů z ocelí S355 a S690 byly naměřeny maximální hodnoty tvrdostí u základního materiálu S355 237HV, v TOZ oceli S355 247HV, v TOZ oceli S690 266HV a v základním materiálu S690 278HV. Uvedené výsledky jsou v požadovaném rozsahu a ukazují, že nedošlo k nežádoucímu ovlivnění vlastností ocelí.

Při svařování plechů z ocelí S235 a S690 byly naměřeny maximální hodnoty tvrdostí u základního materiálu S235 228HV, v TOZ oceli S235 247HV, v TOZ oceli S690 266HV a v základním materiálu S690 278HV. Uvedené výsledky jsou v požadovaném rozsahu a ukazují, že nedošlo k nežádoucímu ovlivnění vlastností ocelí.

Výsledky měření tvrdostí dokládají správně navržené parametry a dobré provedení svarových spojů.

Závěr:

Svařování vysokopevnostních materiálů vyžaduje kvalifikovaný přístup k vlastnímu procesu vytváření spojů. Je nutno respektovat doporučené úrovně předehřevu, zvláště u vyšších pevnostních materiálů od meze kluzu 900 MPa a větších tloušťek materiálu a sledovat teplotu interpass, která je u oceli S690 na hodnotě 200 až 225 °C (dle nových doporučení do 300 °C) a u vyšších pevností ocelí 150 až 175 °C. Výsledky provedených experimentálních zkoušek potvrzují vysoké pevnosti spojů při svařování oceli S690 vysokopevnostními drátovými elektrodami i velmi dobré hodnoty na úrovni horní hranice pevnosti při kombinacích ocelí obvyklé jakosti S235 a S355 s ocelí S690. Vzhledem k velmi příznivému průběhu tvrdostí ve svarových spojích lze předpokládat i dobrou houževnatost svaru. Pro svařování oceli Weldox700 byly použity drátové elektrody, které jsou v dnešní době firmou ESAB již přeznačeny. Náhrada za OK Autrod 13.31 je drát OK Aristorod 89 a za OK Autrod 13.29 je drát OK Aristorod 69. Výsledky svarových spojů s těmito dráty jsou na velmi dobré úrovni.

5 Závěry k výsledkům habilitační práce

Téma habilitační práce je zaměřeno na problematiku vybraných typů spojů a spojovacích prostředků používaných v oboru dřevěných a ocelových konstrukcí. Pro navrhování konstrukcí v současné době, a perspektivně také v dalším období, je nutné získat přesnější poznatky o chování spojů. Na základě vývoje historických, starších i současných konstrukcí lze vysledovat, že vývoj nových typů spojů a spojovacích prostředků vždy souvisel s realizací nových typů konstrukčních soustav.

Současné standardy neumožňují v některých případech objektivnější posuzování určitých typů spojů. Pro nové typy nosných soustav a nové materiály je potřeba vyvinout nové typy spojů, respektive přesněji analyzovat vlastnosti používaných spojů na základě teoretické a experimentální analýzy.

Při navrhování a konstrukčním řešení některých typů spojů dřevěných a ocelových prvků lze uplatnit určité společné faktory s tím, že se uváží specifické vlastnosti materiálů. Do této kategorie patří i spoje, které byly analyzovány v habilitační práci:

V oblasti problematiky spojů dřevěných prutových prvků je práce zaměřena na spoje s kolíkovými spojovacími prostředky typu „dřevo – ocel“ s vloženým ocelovým plechem v ose dřevěného prvku. Zabývá se rozborem chování přípoje při zatížení v závislosti na změnách některých podstatných parametrů spoje: proměnné vlhkosti dřeva, změny mechanických vlastností a typu kolíkových prostředků, způsobu provedení vyztužení spoje, účinku opakovaného cyklického zatížení přípoje a porovnáním takto získaných dat s navrhovanými parametry dle aktuálních platných normativních dokumentů. To vše při uvážení podmínek, které korespondují se standardní stavební praxí.

Při prováděných rozborech byly využívány analytické postupy popisu vlastností spojů v souladu s normativním dokumentem ČSN EN 1995-1-1 a především metody experimentální, které byly doplněny o možnosti popisu chování zatíženého konstrukčního detailu matematickým modelováním MKP a metodu korelace digitálního obrazu.

Vliv proměnné vlhkosti na chování spoje byl zkoumán u dřevěných prutových prvků kruhového průřezu z rostlého dřeva, alternativně bylo použito zesílení spoje proti rozštípnutí. Vlhkost dřevěných prvků v době zkoušek byla nastavena na 12 %, 24 % a 32 %, což přibližně koresponduje například s reálnou vlhkostí dřeva při zahájení stavby srubových domů, jejich montáží a při užívání. Při zkouškách bylo ověřeno, že vysoká vlhkost negativně ovlivňuje pevnost dřeva a snižuje únosnost kolíkových spojů, podle úrovně vlhkosti dřeva o 31 %, resp. 41 %. Významný vliv na únosnost spoje má vyztužení dřeva proti rozštípnutí, které vedlo ke zvýšení únosnosti spoje v těchto případech až o 39 % oproti stavu bez vyztužení.

Cílem analýzy kolíkových spojů prutových prvků z lepeného lamelového dřeva s vloženým ocelovým plechem a ocelovými kolíky bylo sledovat vliv změny mechanických vlastností a typu kolíků a účinek různých forem vyztužení na chování spoje při zatížení, a to jak plynule rostoucí tahovou silou, tak i opakovaným cyklickým zatížením tahovou silou proměnné intenzity. Základní dřevěný prvek byl jednotně proveden z lepeného lamelového dřeva.

Spoj byl tvořen ocelovým plechem a kolíkovými prostředky (kolíky) \varnothing 16 mm, které byly variantně použity jako hladké nebo závitové z ocelí různých pevností. Vyztužení spoje proti rozštípnutí a skupinovému porušení bylo alternativně provedeno pomocí krátkých celozávitových vrutů, dvouzávitových vrutů a FRP tkaniny.

Provedenými experimentálními zkouškami bylo ověřeno, že maximální únosnost spojů, zjištěná laboratorními zatěžovacími zkouškami, byla ve všech případech vyšší, než je návrhová únosnost spoje vypočtená podle standardu ČSN EN 1995-1-1. Návrhová únosnost spoje byla na úrovni od 36 % do 57 % dosažené experimentální únosnosti. Jak bylo prokázáno, ve všech případech tedy byla bezpečně v oblasti pružného chování všech částí spoje. Protahání spoje na úrovni návrhové pevnosti dosáhlo úrovně 0,92 mm až 1,93 mm oproti výchozímu stavu, což byla hodnota odpovídající předpokladům. Experimentální zkoušky dále prokázaly významný vliv vyztužení spoje na jeho chování v plastické oblasti a po porušení. Zatímco u spojů bez vyztužení došlo bezprostředně po porušení ke ztrátě únosnosti, u vyztužených spojů ke kolapsu bezprostředně po porušení spoje nedošlo.

Při opakovaném zatížení tahovou silou nastalo porušení spoje vždy při nižší úrovni zatížení, než bylo dosaženo při zkoušce plynule rostoucí tahovou silou. Provedené analýzy prokázaly dostatečnou únosnost kolíkových spojů i při tomto způsobu namáhání.

Lze konstatovat, že návrhová pravidla podle standardu ČSN EN 1995-1-1 vedou ve všech případech k bezpečnému návrhu spoje.

Podrobné závěry jsou uvedeny v kapitole 2.6.

Základním cílem provedených analýz čepových spojů bylo ověřit, zda aplikace různých návrhových metod poskytuje – při změnách geometrického uspořádání, změnách mechanických vlastností materiálu a způsobu zatížení – přiměřený a bezpečný návrh detailu; dále porovnat soulad užívaných návrhových postupů s reálným chováním spoje při zatížení pro konkrétní uspořádání čepového spoje a použitou metodu.

Při prováděných rozborech čepových spojů byly použity metody analytické, numerické i experimentální. Prováděné rozbory byly zaměřeny na čepové desky v různém geometrickém uspořádání a materiálovém provedení. Byly analyzovány čepové desky tloušťky 8 mm a šířky 60 mm, 76 mm a 90 mm; vrtání otvorů pro čep průměru 30 mm bylo voleno 30 mm, 31 mm, 32 mm a 33 mm; čepové desky byly zhotoveny z ocelí tříd pevnosti S235, S355 a S690.

Návrh čepového spoje podle normativního dokumentu ČSN EN 1993-1-8 lze provést buď jako spoj čepový (odst. 3.13 normy) nebo jako spoj šroubový s jedním šroubem (odst. 3.6 normy). Často velmi rozdílné výsledky při aplikaci obou metod – pro shodná uspořádání a zatížení spoje – plynou z odlišných principů a předpokladů.

Pro návrh a ověření čepového spoje lze použít i další analytické postupy, kdy čepová deska je pokládána za křivý prut. Na základě konkrétního geometrického uspořádání a daného zatížení je možné stanovit součinitel koncentrace napětí a pomocí něj vypočítat extrémní napětí v čepové desce od zatížení vneseného čepem. Součinitel koncentrace napětí lze

stanovit různými postupy. Při provedených analýzách byly využity vztahy sestavené O. Němcem, J. Puchnerem nebo M. M. Frochtem a H. N. Hillem (které jsou využívány zejména v oblasti strojních konstrukcí, strojů a zařízení, především dynamicky namáhaných). Součinitel koncentrace napětí pro analyzované konfigurace dosahoval maximálních hodnot od 3,40 do 5,69.

Numerický model FEM systémem ANSYS umožňuje získat komplexní přehled o stavu napjatosti a deformací v čepové desce pro libovolnou intenzitu zatížení spoje. Výpočtové modely byly řešeny jako geometricky i materiálově nelineární. Numerické modely byly sestaveny a řešeny pro spoje z oceli S355 pro všechny výše uvedené šířky čepových desek a průměry otvoru pro čep.

Hlavním cílem experimentálního řešení – zatěžovacích zkoušek – bylo získat reálnou odezvu spoje na účinky zatížení a stanovit mezní únosnosti spoje v pružné oblasti (v případě požadavku na volné pootáčení) i plastické oblasti. Experimentálně byly řešeny spoje všech materiálových i rozměrových variant čepových spojů. Byly získány pracovní diagramy, vyjadřující závislosti mezi působící silou a prodloužením (deformací ve směru působící síly).

Z porovnání výsledků získaných analytickými, numerickými i experimentálními metodami vyplývá, že skutečná elastická únosnost je ve všech hodnocených případech vždy vyšší než návrhová únosnost stanovená analytickými postupy.

Rozdíly v únosnostech získaných z analytických postupů, ukazující na výstižnost (přesnost) návrhových postupů a jejich „rezervu“ v únosnosti, jsou v jednotlivých případech různé, vždy však nižší, než reálná (experimentální) únosnost elastická.

Podrobné závěry jsou uvedeny v kapitole 3.4.

V oblasti svarových spojů bylo cílem provedených experimentálních analýz ověření vlastností svarových spojů prvků z konstrukčních ocelí obvyklé jakosti a moderních vysokopevnostních ocelí. Moderní vysokopevnostní oceli mají podobné chemické složení jako tradiční konstrukční oceli obvyklých pevností a jsou tedy velmi dobře svařitelné stejnými technologiemi tavného svařování. Při svařování je třeba stanovit parametry svařovacího procesu, které jsou předepsány pro svařování jednotlivých druhů ocelí. Obecně platnou podmínkou je splnění kritérií pro oba druhy svařovaných ocelí. S ohledem na způsob výroby vysokopevnostních ocelí je třeba technologické podmínky svařování specifikovat tak, aby nedošlo, v důsledku vneseného tepla při provádění svaru, k degradaci vlastností materiálu v oblasti spojů.

Experimentální část práce byla zaměřena na vliv vybraných parametrů svařování (především volby přídatného materiálu a vneseného tepla) na výsledné vlastnosti svarových spojů prvků z vysokopevnostní oceli a oceli obvyklé jakosti. Pro prvky z vysokopevnostní oceli byla zvolena ocel Weldox700 (S690QL), jako tradiční konstrukční oceli byly použity oceli S235JR a S355J0. Hlavní část experimentálních zkoušek byla zaměřena na svarové spoje prvků z oceli S690 a S355, resp. S690 a S235. Experimentální ověření byla provedena u koutových i tupých svarů. Při svařování byly použity technologie

MMA a MAG. Cílem experimentálních zkoušek svarů bylo ověřit únosnost svarových spojů prvků z ocelí S690 + S355 a S690 + S235 a určit, zda lze vhodnou volbou parametrů svařování dosáhnout kvalitní a dostatečně únosný spoj u všech testovaných druhů ocelí.

Koutové svary: pro svařování byla použita technologie ručního obloukového svařování obalenou elektrodou s ručním vedením elektrody. Zkoušky potvrdily vhodnou volbu přídavného materiálu i parametrů svařování. Svařováním nedošlo k negativnímu ovlivnění vlastností vysokopevnostní oceli v tepelně ovlivněných oblastech. Svarový spoj vykazoval požadovanou dostatečnou úroveň únosnosti i to, že pro všechny svary vyhovovaly provedením a tepelný příkon pro jednotlivé svary byl vhodně zvolený.

Tupé svary: experimentální zkoušky tupých svarů byly zaměřeny na svary typu "V" vzájemně spojující plechy stejné tloušťky 8 mm z ocelí S355 + S355; S690 + S690; S690 + S355 a S690 + S235. Pro svařování byla použita technologie svařování tavící se elektrodou v aktivním plynu s pojezdem hořáku na mechanizovaném vozíku. Variantně bylo voleno více druhů svařovacích drátů.

U svarových spojů ocelí S690 + S355 a S690 + S235 provedené zkoušky tupých svarů prokázaly předpokládaný vznik lomu v nejslabším místě svarového spoje; místem iniciace všech lomů byla oblast maximálního zhrubnutí zrn v tepelně ovlivněné oblasti na rozhraní základního materiálu a svarového kovu. Při všech tahových zkouškách kombinace spoje oceli S690 a ocelí S235 a S355 byla lomová plocha lokalizovaná v oceli s nižší pevností. Výsledná pevnost odpovídala použitým druhům ocelí.

Možný nepříznivý vliv svařování na vysokopevnostní ocel byl dále zkoumán pomocí zkoušek tvrdosti v oblasti svarového spoje. Tvrdost indikuje nežádoucí tepelné ovlivnění materiálů ve svařované oblasti. Byla měřena tvrdost HV10 na metalografickém výbrusu tupých svarů zkušebních těles. Měřicí body byly rozmístěny tak, že pokrývaly oblast prvního základního materiálu, celou tepelně ovlivněnou zónu do osy svaru a symetricky přes tepelně ovlivněnou oblast do druhého spojovaného materiálu, a to u horního i dolního povrchu zkušebního tělesa.

Při svařování plechů z ocelí S690 + S355 a S690 + S235 byly naměřené maximální hodnoty tvrdostí v požadovaném rozsahu, které ukazují, že nedošlo k nežádoucímu ovlivnění vlastností ocelí. Výsledky měření tvrdostí dokládají správně navržené parametry a dobré provedení svarových spojů.

Výsledky provedených experimentálních zkoušek potvrzují vysoké pevnosti spojů při svařování oceli S690 vysokopevnostními drátovými elektrodami i velmi dobré hodnoty na úrovni horní hranice pevnosti při kombinacích ocelí obvyklé jakosti S235 a S355 s ocelí S690. Vzhledem k velmi příznivému průběhu tvrdostí ve svarových spojkách lze předpokládat i dobrou houževnatost svaru.

Podrobné závěry jsou uvedeny v kapitole 4.5.

Budoucí směřování, rozvoj a vývoj konstrukčních spojů prvků dřevěných i ocelových konstrukcí lze očekávat především v oblastech aplikace nových materiálů, zavádění nových poznatků z výzkumu chování těchto detailů a zpřesněných, případně komplexních

návrhových postupů. Nadále bude třeba získávat nové poznatky z dlouhodobého působení spojů dřevěných konstrukcí, zejména působících v nepříznivých podmínkách.

Další vývoj spojů dřevěných prvků s ocelovými kolíky a vnitřním ocelovým plechem lze spatřovat v oblasti jejich zesílení (vyztužení) proti nepříznivým účinkům namáhání napříč vlákna a formám křehkého porušení dřeva, což může vést ke zvýšení úrovně návrhové únosnosti i k příznivějšímu chování detailu v plastické oblasti. Zesílení spojů je taktéž velmi aktuální téma při provádění sanací porušených spojů nebo při nutnosti zvýšení únosnosti spojů stávajících. Lze očekávat, že problematika zesílení spojů by mohla být součástí nově připravované edice evropských standardů pro navrhování dřevěných konstrukcí.

Moderní oceli s výhodnými mechanickými i technologickými vlastnostmi mohou sehrát významnou úlohu v dalším rozvoji oblasti spojů čepových. Jedná se o perspektivní materiály, disponující vysokou úrovní pevnosti, tvrdosti, houževnatosti i otěruvzdornosti. Jejich aplikace pro čepové desky může vést k zvýšení trvanlivosti i odolnosti čepových spojů při nepříznivých formách namáhání, například dynamického a na únavu, anebo působení v nepříznivých podmínkách prostředí.

Moderní vysokopevnostní oceli mají vysoký potenciál využití i v oblasti stavebních a inženýrských konstrukcí. Významným důvodem bude nezbytné snížení hmotnosti stavební konstrukce – množství oceli – v souvislosti se silícím požadavkem na globální úspory přírodních a energetických zdrojů. Lze tak očekávat intenzivní vývoj nových konstrukčních systémů, využívajících příznivých mechanických vlastností vysokopevnostních ocelí, systémů použitelných i pro běžné typy konstrukcí a staveb, a spolu s tím i již v úvodu zmíněný rozvoj spojů, tedy i spojů svařovaných.

Seznam obrázků

- Obr. 2.1: Kolíkový spoj systému BSB – detail styčnicku (www.blumer-bsb.ch)
- Obr. 2.2: Kolíkový spoj systému BSB – prvky spoje (www.blumer-bsb.ch)
- Obr. 2.3: MKD system (autor)
- Obr. 2.4: Greim Bau system (www.pollmeier.com)
- Obr. 2.5: Detail styčnicku příhradového vazníku systému Greim Bau (www.pollmeier.com)
- Obr. 2.6: Systémové řešení pomocí samovrtných kolíků SFS-WS a vkládaných ocelových plechů (www.greim.com)
- Obr. 2.7: Styčnick konstrukce řešený pomocí samovrtných kolíků SFS-WS a vkládaných ocelových plechů (www.kasper.cz)
- Obr. 2.8: Rozteče a vzdálenosti kolíkových prvků od okrajů a konců
- Obr. 2.9: Příklad přípoje prutu – přenos normálové a posouvající síly (autor)
- Obr. 2.10: Příklad momentového spoje prutů – přenos normálové síly, posouvající síly a ohybového momentu (autor)
- Obr. 2.11: Způsoby porušení spoje dřevo – ocel, vnitřní ocelová plech (ČSN EN 1995-1-1)
- Obr. 2.12: Obrázec pro kalibraci DIC systému (Sobriety s.r.o.)
- Obr. 2.13: Uspořádání spoje
- Obr. 2.14: Uspořádání kolíkového spoje, osazení zkušební tělesa ve zkušebním stroji LabTest 6.1000 (autor)
- Obr. 2.15: Zesílení vybraných zkušebních těles v čelech dřevěného prvku. (autor)
- Obr. 2.16: Osazení zkušební tělesa ve zkušebním stroji LabTest 6.1000 (autor)
- Obr. 2.17: Osazení zkušební tělesa ve zkušebním stroji LabTest 6.1000 (autor)
- Obr. 2.18: Výsledky zatěžovacích zkoušek: závislost síla – posun ve směru působící síly
- Obr. 2.19: Porušený spoj po provedené zatěžovací zkoušce. Na obrázku je těleso K4 (autor)
- Obr. 2.20: Zkušební těleso K5 před provedením zkoušky (autor)
- Obr. 2.21: Uspořádání analyzovaného spoje
- Obr. 2.22: Návrhová únosnost součástí spoje s kolíky \varnothing 16 mm z oceli S355
- Obr. 2.23: Návrhová únosnost součástí spoje s kolíky \varnothing 16 mm z oceli 1.3505
- Obr. 2.24: Návrhová únosnost součástí spoje s kolíky M16 mm z oceli 5.8
- Obr. 2.25: Návrhová únosnost součástí spoje s kolíky M16 mm z oceli 8.8
- Obr. 2.26: Návrhová únosnost součástí spoje – základní dřevěný průřez a vložený plech
- Obr. 2.27: Návrhová únosnost součástí spoje – hladké kolíky a kolíky závitové
- Obr. 2.28: Návrhová únosnost vyztuženého spoje
- Obr. 2.29: Návrhová únosnost při porušení blokovým smykem
- Obr. 2.30: Varianty vyztužení kolíkových spojů (autor)
- Obr. 2.31: Uchycení zkušebních těles v horní části do zkušebního zařízení (autor)
- Obr. 2.32: Uchycení zkušební tělesa v dolní části ke zkušebnímu zařízení (autor)
- Obr. 2.33: Celkové uspořádání zatěžovací zkoušky (autor)
- Obr. 2.34: Zatěžovací schéma opakovaného zatížení zkušebních těles tahovou silou
- Obr. 2.35: Závislost síla – posun pro zkušební tělesa T-A (kolíky z oceli S355 a 5.8)
- Obr. 2.36: Závislost síla – posun pro zkušební tělesa T-B (kolíky z oceli 1.3505 a 8.8)
- Obr. 2.37: Závislost síla – posun pro zkušební tělesa T-C (kolíky z oceli 1.3505)
- Obr. 2.38: Závislost síla – posun pro opakované zatížení tahovou silou

- Obr. 2.39: Typická porušení zkušebních těles (autor)
- Obr. 2.40: MKP model analyzovaného spoje
- Obr. 2.41: Pokrytí vloženého ocelového plechu a kolíků prvky SOLID 95
- Obr. 2.42: Analýza MKP – deformace základního prvku a vloženého plechu při 285 kN
- Obr. 2.43: Analýza MKP – deformace kolíkových prostředků při úrovni zatížení 285 kN
- Obr. 2.44: Analýza MKP – srovnávací napětí v základním dřevěném prvku při 285 kN
- Obr. 2.45: Analýza MKP – srovnávací napětí v ocelových kolících při úrovni zatížení 285 kN
- Obr. 2.46: Orientace souřadného systému
- Obr. 2.47: Oblast pro výpočet map rozložení přetvoření a výchylek
- Obr. 2.48: Vykreslení hlavního přetvoření se znázorněním směru
- Obr. 2.49: Zkušební těleso před a po deformaci
- Obr. 2.50: Rozložení přetvoření před a v průběhu zatěžování.
- Obr. 3.1: Čepový dvojstřížný spoj – Bazénová hala v Brně – Kohoutovicích (autor)
- Obr. 3.2: Čepový vícestřížný spoj – 7th Avenue Bridge, Pittsburgh (www.flickr.com)
- Obr. 3.3: Namáhání čepu ohybem – dvojstřížný čep
- Obr. 3.4: Průběh napětí v hlavním řezu čepové desky
- Obr. 3.5: Rozměry čepové desky (Petersen, 1990)
- Obr. 3.6: Geometrie čepové desky – čepový spoj
- Obr. 3.7: Geometrie čepové desky – spoj s jedním šroubem
- Obr. 3.8: Geometrické uspořádání čepových desek analyzovaných variant spoje
- Obr. 3.9: Schéma zatížení čepového spoje
- Obr. 3.10: Zkušební tělesa – čepová deska a čep před provedením zkoušky (autor)
- Obr. 3.11: Zkušební tělesa před provedením experimentu (autor)
- Obr. 3.12: Zkušební tělesa z Obr. 3.11 po provedené zatěžovací zkoušce (autor)
- Obr. 3.13: Osazení zkušebních těles ve zkušebním stroji LabTest 6.1000 (autor)
- Obr. 3.14: Zkušební těleso připravené ke zkoušce před osazením snímači polohy (autor)
- Obr. 3.15: Osazení sestavy snímači polohy – úchylkoměry HBM WA (autor)
- Obr. 3.16: Deformované čepové desky šířky 76 mm po provedené zkoušce (autor)
- Obr. 3.17: Experimentálně dosažená únosnost čepového spoje (ocel S235)
- Obr. 3.18: Experimentálně dosažená únosnost čepového spoje (ocel S355)
- Obr. 3.19: Experimentálně dosažená únosnost čepového spoje (ocel S690)
- Obr. 3.20: Pracovní diagram (závislost síla – deformace) pro vybraný čepový spoj
- Obr. 3.21: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S235, šířka desky 60 mm)
- Obr. 3.22: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S235, šířka desky 76 mm)
- Obr. 3.23: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S235, šířka desky 90 mm)
- Obr. 3.24: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S355, šířka desky 60 mm)
- Obr. 3.25: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S355, šířka desky 76 mm)
- Obr. 3.26: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S355, šířka desky 90 mm)
- Obr. 3.27: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S690, šířka desky 60 mm)
- Obr. 3.28: Návrhová únosnost čepového spoje (ocel S690, šířka desky 76 mm)
- Obr. 3.29: Výpočtový model čepového spoje (deska a čep) - geometrické uspořádání
- Obr. 3.30: Závislost síla – deformace: porovnání numerických kalibračních výpočtů s experimentálně získanými výsledky (Šmak, 2017a)
- Obr. 3.31: Srovnávací napětí na čepové desce na úrovni meze kluzu

- Obr. 3.32: Srovnávací napětí na čepové desce na úrovni meze pevnosti
- Obr. 3.33: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou únosností (ocel S235)
- Obr. 3.34: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou únosností (ocel S355)
- Obr. 3.35: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou únosností (ocel S690)
- Obr. 3.36: Pracovní diagram spoje (výsek) a jeho proložení funkcí spline
- Obr. 3.37: Naměřená závislost tahové síly na dráze (vlevo) a odpovídající závislost prodloužení na působící tahové síle (derivace funkce – vpravo)
- Obr. 3.38: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou elastickou únosností (ocel S235 podle materiálových zkoušek)
- Obr. 3.39: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou elastickou únosností (ocel S355 podle materiálových zkoušek)
- Obr. 3.40: Srovnání návrhových únosností použitých metod s experimentálně stanovenou elastickou únosností (ocel S690 podle materiálových zkoušek)
- Obr. 4.1: Historický vývoj moderních vysokopevnostních ocelí (Dubina, 2008)
- Obr. 4.2: Porovnání nákladů na svařování ocelí S235JR a S1100QL (Herman, 2014)
- Obr. 4.3: Porovnání celkových nákladů oceli (Dubina, 2008)
- Obr. 4.4: Diagram ARA (CCT) (www.quora.com)
- Obr. 4.5: Schéma výrobních procesů vysokopevnostní oceli (Weglowski, 2013)
- Obr. 4.6: Schéma tepelného tváření ocelí Weldom (SSAB, 2009)
- Obr. 4.7: Svarový spoj prvků z oceli S355 a S690 (autor)
- Obr. 4.8: Trhlina za studena (www.twi-global.com)
- Obr. 4.9: Kombinovaná tloušťka (ČSN EN 1011-2)
- Obr. 4.10: Diagram pro stanovení teploty předehřevu (ČSN EN 1011-2)
- Obr. 4.11: Vliv teploty předehřevu na prodloužení doby difuze vodíku (Kubíček, 2011a)
- Obr. 4.12: Trhlina za horka (Kubíček, 2011b)
- Obr. 4.13: Tepelně ovlivněná oblast (Heat Affected Zone – HAZ) (Šmak, 2017b)
- Obr. 4.14: Průběh teplotního cyklu při svařování, $t_{8/5}$ (Kubíček, 2011b)
- Obr. 4.15: Průběh teplotního cyklu u vícevrstvého svařování (Kuncipál, 1986)
- Obr. 4.16: Tvrdost v TOZ v závislosti na době ochlazování $t_{8/5}$ (www.imoa.info)
- Obr. 4.17: Přejícná tloušťka plechu (ČSN EN 1011-2: SSAB, 2011)
- Obr. 4.18: Doba ochlazování $t_{8/5}$ pro trojrozměrný tok (ČSN EN 1011-2: SSAB, 2011)
- Obr. 4.19: Doba ochlazování $t_{8/5}$ pro dvojrozměrný tok (ČSN EN 1011-2: SSAB, 2011)
- Obr. 4.20: Pracovní oblasti pro ocel S355 a S690 (Weldom700) (autor)
- Obr. 4.21: Pracovní oblasti pro oceli S500M, S690QL a S 890QL. (www.imoa.info)
- Obr. 4.22: Princip svařování MAG (www.oerlikon-welding.com)
- Obr. 4.23: Přenos svarového kovu (SIAD, 2006)
- Obr. 4.24: Povrch koutového svaru podle přenosu svarového kovu: zkratový přenos (vlevo); sprchový přenos (vpravo). (<http://weldinganswers.com>)
- Obr. 4.25: Detail provaření svaru podle přenosu svarového kovu: zkratový přenos (vlevo); sprchový přenos (vpravo). (<http://weldinganswers.com>)
- Obr. 4.26: Princip svařování MMA (www.oerlikon-welding.com)

- Obr. 4.27: Minimální doporučené teploty přehřevu pro oceli Weldox podle tloušťky plechu (SSAB, 2011)
- Obr. 4.28: Uspořádání zkušebních těles pro zkoušku koutových svarů
- Obr. 4.29: Připravený materiál pro provedení svaru (autor)
- Obr. 4.30: Svar provedený drátovou elektrodou OK Autrod 12.51 rozkyvem na dvě svarové housenky (autor)
- Obr. 4.31: Svar provedený drátovou elektrodou OK Autrod 12.51 přímo na pět svarových housenek (autor)
- Obr. 4.32: Hydraulický zkušební stroj ZD40 (autor)
- Obr. 4.33: Řídící jednotka EDC 60 (autor)
- Obr. 4.34: Tvrdoměr Zwick 3212 (autor)
- Obr. 4.35: Svarový spoj po provedené zkoušce spoje ocelí S235 + Weldox700 (autor)
- Obr. 4.36: Svarový spoj po provedené zkoušce spoje ocelí S355 + Weldox700 (autor)
- Obr. 4.37: Výsledky tahových zkoušek prvků z S235 + Weldox700 – koutové svary
- Obr. 4.38: Výsledky tahových zkoušek prvků z S355 + Weldox700 – koutové svary
- Obr. 4.39: Porušení zkušebních těles v základním materiálu (autor)
- Obr. 4.40: Porušení zkušebních těles po úpravě tvaru zkušebních těles (autor)
- Obr. 4.41: Výsledky tahových zkoušek svařovaných konstrukčních prvků z oceli S355
- Obr. 4.42: Výsledky tahových zkoušek svařovaných konstrukčních prvků z oceli Weldox700
- Obr. 4.43: Záznam zkoušky svarů S235 + W700 a S355 + W700
- Obr. 4.44: Výsledky tahových zkoušek prvků z oceli S235 a Weldox700
- Obr. 4.45: Výsledky tahových zkoušek prvků z oceli S355 a Weldox700
- Obr. 4.46: Výsledky měření tvrdosti ve svarovém spoji ocelí Weldox700
- Obr. 4.47: Výsledky měření tvrdosti ve svarovém spoji oceli Weldox700 a oceli S235
- Obr. 4.48: Výsledky měření tvrdosti ve svarovém spoji oceli Weldox700 a oceli S355

Seznam tabulek

- Tab. 2.1: Rozteče a vzdálenosti kolíkových prostředků od krajů a konců (ČSN EN 1995-1-1)
- Tab. 2.2: Výsledky zatěžovacích zkoušek zkušebních těles K1 až K6
- Tab. 2.3: Návrhová únosnost spoje pro alternativní konfigurace
- Tab. 2.4: Přehled zkušebních těles a způsobu zatěžování
- Tab. 2.5: Výsledky zatěžovacích zkoušek plynulým tahem
- Tab. 2.6: Zatěžovací schéma opakovaného zatížení tahovou silou
- Tab. 2.7: Výsledky zatěžovacích zkoušek opakovaným zatížením
- Tab. 2.8: Materiálové charakteristiky smrkového dřeva (Milch, 2016)
- Tab. 3.1: Pevnosti ocelí podle ČSN EN 1993-1-1 (12) a podle materiálových zkoušek
- Tab. 3.2: Výsledky zatěžovacích zkoušek klidovým tahem
- Tab. 3.3: Návrhová únosnost spoje (analytické řešení) [kN]
- Tab. 3.4: Únosnost spoje s uvážením skutečných pevností materiálu (analytické řešení)
- Tab. 3.5: Výsledky analýzy systémem ANSYS
- Tab. 4.1: Přehled ocelí podle ČSN EN 10025-2 až 10025-6 (Rotter, 2016)
- Tab. 4.2: Mechanické vlastnosti a uhlíkové ekvivalenty ocelí Weldox a Domex (SSAB, 2009)
- Tab. 4.3: Tvrdost HV5 u svarových spojů s nízkým, středním a vysokým tepelným příkonem
- Tab. 4.4: Rozsah chemického složení materiálu legujících prvků (ČSN EN 1011-2)
- Tab. 4.5: Maximální kombinovaná tloušťka svařitelná bez předehřevu (ČSN EN 1011-2)
- Tab. 4.6: Stupně obsahu vodíku (ČSN EN 1011-2)
- Tab. 4.7: Vliv tvaru svaru na čas ochlazování $t_{8/5}$ (ČSN EN 1011-2: SSAB, 2011)
- Tab. 4.8: Doporučené hodnoty $t_{8/5}$ pro dosažení požadované úrovně KV (Koukal, 2017)
- Tab. 4.9: Doporučené teploty předehřevu při svařování VP ocelí (Koukal, 2017)
- Tab. 4.10: Doporučená pevnost přídavného materiálu u ocelí Weldox (SSAB, 2011)
- Tab. 4.11: Vliv tepelného dělení na tvrdost v TOZ podle způsobu dělení (Herman, 2016)
- Tab. 4.12: Vlastnosti oceli S235JR (www.bolzano.cz)
- Tab. 4.13: Vlastnosti oceli S355J0 (www.bolzano.cz)
- Tab. 4.14: Vlastnosti oceli Weldox700 – S690 QL (www.ssab.com)
- Tab. 4.15: Typické chemické složení elektrod OK 48.00 (www.esab.cz)
- Tab. 4.16: Typické mechanické vlastnosti elektrod OK 48.00 (www.esab.cz)
- Tab. 4.17: Typické chemické složení elektrod OK Autrod 12.51 (www.esab.cz)
- Tab. 4.18: Typické mechanické vlastnosti elektrod OK Autrod 12.51 (www.esab.cz)
- Tab. 4.19: Typické chemické složení elektrod OK Autrod 13.29 a 13.31 (www.esab.cz)
- Tab. 4.20: Typické mechanické vlastnosti elektrod OK Autrod 13.29 a 13.31 (www.esab.cz)

Bibliografie

- AICHER, S. a G. STAPF, 2016. Compressive strength parallel to the fiber of spruce with high moisture content. *European Journal of Wood and Wood Products*. Berlin: Springer Berlin Heidelberg. ISSN 0018-3768.
- BALLIO, G. a F. MAZZOLANI, 1983. *Theory and design of steel structures*. Rev. English ed. New York: Chapman and Hall. ISBN 04-122-3660-5.
- BLASS, H. a M. FRESE, 2013a. *Dauerhaftes Laubrundholz für Holzbauwerke*. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing. ISBN 978-3-7315-0062-9.
- BLASS, H. a M. FRESE, 2013b. Naturally Grown Round Wood - Ideas for an Engineering Design. *Materials and joints in timber structures: recent developments of technology*. New York: Springer, s. 77-88. ISBN 978-94-007-7810-8.
- BLASS, H. a C. SANDHAAS, 2017. *Timber Engineering - Principles for Design*. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing. ISBN 978-3-7315-0673-7.
- BLESÁK, L., J. SANDANUS a F. DRAŠKOVIČ, 2012. Modification of physical, mechanical and stiffness features of timber and its influence on the resistance of a connection timber-timber. *Wood Research*. ISSN 1336-4561.
- BOUCHAÏR, A., P. RACHER a J. F. BOCQUET, 2007. Analysis of dowelled timber to timber moment-resisting joints. *Materials and Structures*. 40(10), 1127-1141. DOI: 10.1617/s11527-006-9210-0. ISSN 1359-5997.
- BRUNNAUER, A., 2017. The Practical Design of Dowel-Type Connections in Timber Engineering Structures according to EC 5. In: *International Conference on Connections in Timber Engineering – From Research to Standards*. Graz, Austria: Graz University of Technology, Institute of Timber Engineering and Wood Technology, s. 6-15. ISBN 978-3-85125-553-9.
- BUREŠ, J., O. ŠVÁBENSKÝ a M. KALINA, 2014. Long-term Deformation Measurements of Atypical Roof Timber Structures. In: *Proceedings of INGEO 14 Conference*. Praha: České vysoké učení technické, 12, s. 22-27. DOI: 10.14311/gi.12.4. ISSN 1802-2669.
- COLLIN, P., 2005. Design of welds in high strength steel. In: *EUROSTEEL 2005: 4th European Conference of Steel and Composite Structures*. Aachen: Verlag Mainz.
- DANCETTE, S., D. FABREGUE, V. MASSARDIER, J. MERLIN, T. DUPUY a M. BOUZEKRI, 2012. Investigation of the Tensile Shear fracture of Advanced High Strength Steel spot welds. *ENGINEERING FAILURE ANALYSIS*. 25, 112-122. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2012.04.009. ISSN 13506307.
- ANSYS, 2016. ANSYS [online]. Southpointe: ANSYS, Inc.
- DUBINA, D., 2008. Performance and Benefits of Using High Strength Steels. In: *ECCS Annual Meeting Aalesund*. Aalesund.
- DUGGAL, S., 2007. *Design of Steel Structures*. 12. New Delhi: Tata McGraw-Hill Publishing Company Limited. ISBN 0-07-463095-4.

- FROCHT, M. a H. HILL, 1940. Stress concentration factors around a central circular hole in a plate loaded through a pin in the hole. *Journal of Applied Mechanics*. New York.
- HERMAN, P., 2014. Svařování jemnozrnných, vysokopevných ocelí. In: *Nové materiály, technologie a zařízení pro svařování*. Ostrava: Český svářečský ústav s.r.o. ISBN 178-80-248-1573-2.
- HOFFMEYER, P., 1978. Moisture content – Strength Relationship for Spruce Lumber Subjected to Bending, Compression and Tension along the Grain. In: *Proceedings of IUFRO Timber Engineering Conference*. Vancouver.
- JOHANSEN, K., 1949. Theory of timber connections. *Association for Bridge and Structural Engineering*. Zurich, 1949(9), 249-262.
- KHLESTOV, V, E KONOPLEVA a H MCQUEEN, 1998. Kinetics of austenite transformation during thermomechanical processes. *Canadian Metallurgical Quarterly*. 37(2), 75-89. DOI: 10.1016/S0008-4433(97)00030-X. ISSN 00084433.
- KLAJMONOVÁ, K. a A. LOKAJ, 2015. Reinforcement Possibilities of Round Timber Bolted Joints. *Advanced Material Research*. Switzerland: Trans Tech Publications, 2015(1082), 359-364. ISSN 1022-6680.
- KLOIBER, M., J. TIPPNER a J. HRIVNÁK, 2014. Mechanical properties of wood examined by semi-destructive devices. *Materials and Structures*. 47(1-2), 199-212. ISSN 1359-5997.
- KOLAŘÍK, L., M. KOLAŘÍKOVÁ, P. VOUNDROUŠ a R. HRABINA, 2012. The choice of parameters for welding of steel S355NL. In: *Annals of DAAAM for 2012 & Proceedings of the 23rd International DAAAM Symposium*. Wien: DAAAM International. ISSN 2304-1382.
- KOTÁSKOVÁ, P., Z. HAVÍŘOVÁ, M. ŠMAK a B. STRAKA, 2016. Log buildings from the perspective of the current requirements. *Wood research*. Bratislava, 61(4). ISSN 1336-4561.
- KOUKAL, J., M. SONDEL a D. SCHWARZ, 2017. Základy úspěšného svařování ocelových konstrukcí z VP ocelí. *Konstrukce*. Konstrukce media s.r.o. ISSN 1803-8433.
- KUBÍČEK, J., 2011a. Vysokopevnostní oceli a jejich technologické zpracování. In: *Odborná konference s mezinárodní účastí Technologické fórum 2011 Kouty*. Praha: ČVUT Praha, s. 132-140. ISBN 978-80-01-04852-8.
- KUBÍČEK, J., L. DANĚK a B. KANDUS, 2011b. *Technologie svařování a zařízení*. Plzeň: ŠKODA WELDING s.r.o.
- KUKLÍK, P. a A. KUKLÍKOVÁ, 2000. Nondestructive Testing of Solid Timber. *Proceedings of International Conference on Wood Fibre Composites*. Stuttgart, 303-312.
- KUNCIPÁL, J., 1986. *Teorie svařování: Dr. Vladimír Pešl*. 1. vydání. Praha: Nakladatelství technické literatury. ISBN 04-211-86.

- LATVA-SOMPPI, Jouko, 1998. *Experimental studies on pulp and paper mill sludge ash behavior in fluidized bed combustors*. Espoo: Technical Research Centre of Finland. ISBN 951-38-5214-8.
- LAUDIEN, U., 1979. *DVS-Gefügerichtreihe Stahl*. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweisstechnik. ISBN 38-715-5079-5.
- LOKAJ, A. a K. KLAJMONOVÁ, 2014. Round Timber Joints Exposed to Static and Dynamic Loading. In: *Wood research*. 59. Bratislava: Slovenský drevársky výskumný ústav, s. 439-448. ISSN 1336-4561.
- MARTINSEN, K., S.J. HU a B.E. CARLSON, 2015. Joining of dissimilar materials. *CIRP Annals*. 64(2), 679-699. DOI: 10.1016/j.cirp.2015.05.006. ISSN 00078506.
- MÍKA, I., 2016. Vysokopevné oceli. Perspektiva, výzvy, překážky, aplikace, metalurgická podstata. In: *Svařování vysokopevnostních ocelí*. Rychnov nad Kněžnou: ANB Česká svářečská společnost.
- MILCH, J., J. TIPPNER, V. SEBERA a M. BRABEC, 2016. Determination of the elasto-plastic material characteristics of Norway spruce and European beech wood by experimental and numerical analyses. *Holzforschung*. 70(11), 1081-1092. ISSN 00183830.
- DYNARDO, 2016. *DYNARDO* [online]. Weimar: DYNARDO, GmbH.
- NĚMEC, J. a O. PUCHNER, 1971. *Tvarová pevnost kovových těles*. Praha: Nakladatelství technické literatury.
- NISHIOKA, K. a K. ICHIKAWA, 2016. Progress in thermomechanical control of steel plates and their commercialization. *Science and Technology of Advanced Materials*. 13(2). DOI: 10.1088/1468-6996/13/2/023001. ISSN 1468-6996.
- OUCHI, C., 2001. Development of Steel Plates by Intensive Use of TMCP and Direct Quenching Processes. *ISIJ International*. 41(6), 542-553. DOI: 10.2355/isijinternational.41.542. ISSN 0915-1559.
- PETERSEN, C., 1990. *Stahlbau: Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*. 2. Braunschweig; Wiesbaden: Friedrich Vieweg & Sohn Verlag. ISBN 3-528-18837-5.
- PILOUS, V., 2009. *Materiály a jejich chování při svařování: Učební texty pro kurzy svářečských inženýrů a technologů*. Česká svářečská společnost ANB. Plzeň.
- PIRINEN, M., 2013. *The Effects of Welding Heat Input on the Usability of High Strength Steels in Welded Structures*. Lappeenranta, Finland.. Thesis for the degree of Doctor of Science. Lappeenranta University of Technology.
- RANTA-MAUNUS, A., 2007. *Strength of Finnish grown timber*. Otaniemi: VTT Technical Research Centre of Finland. ISBN 978-951-38-7068-3.
- RICHTER, K., F. HANUS a P. WOLF, 2005. *Structural Steels of S690 MPa yield Strength - A State of Art*. Dillinger Hüttenwerke. Dillingen.

- ROTTER, T., 2016. Ocel pro stavební ocelové konstrukce. In: *TZB-info* [online]. Praha: Topinfo. ISSN 1801-4399.
- SANDHAAS, C., J. MUNCH-ANDERSEN a P. DIETSCH, 2018. *Design of connections in timber structures: A state-of-the-art report by COST Action FP1402 / WG3*. Aachen: Shaker Verlag GmbH. ISBN 978-3-8440-6144-4.
- SAVATA, K. a M. YASAMURA, 2003. Estimation of yield and ultimate strengths of bolted timber joints by nonlinear analysis and yield theory. *Journal of Wood Science*. Switzerland: Springer Nature, 49(5), 383–391. DOI: 0.1007/s10086-002-0497-3.
- SEDLACEK, G. a C. MÜLLER, 2001. High strength steels in steel construction. In: *Nibium 2001 - Science and Technology, Proceedings of the International Symposium*. Orlando, US, s. 907-930. ISBN 0-9712068-0-5.
- SCHRÖTER, F. a R. WILLMS, 2010. *Welding and fatigue in high performance steel*. Dillinger Hüttenwerke. Dillingen.
- SIAD, 2006. SIAD Czech spol. s.r.o. Plzeň.
- SOLARINO, F., L. GIRESENI, W-S. CHANG a H. HUANG, 2017. Experimental Tests on a Dowel-Type Timber Connection and Validation of Numerical Models. *Buildings*. 7(4). DOI: 10.3390/buildings7040116. ISSN 2075-5309.
- SSAB, , 2009. *The steelbook*. SSAB firemní materiál. Oxelösund.
- SSAB, , 2011. *Svařování ocelí Hardox a Weldox*. SSAB firemní materiál. Oxelösund.
- STRAKA, B., M. NOVOTNÝ, J. KRUPICOVÁ, M. ŠMAK, K. ŠUHAJDA a Z. VEJPUSTEK, 2013. *Konstrukce šikmých střech*. Praha: Grada. Stavitel. ISBN 978-80-247-4205-2.
- STRAKA, B. a M. ŠMAK, 2008a. Analýza vlivu poddajnosti spojů u vybraných typů dřevěných konstrukcí. In: *Současné dřevostavby a nové materiály na bázi dřeva*. Brno: Mendelova univerzita. ISBN 978-80-7375-213-2.
- STRAKA, B. a M. ŠMAK, 2008b. Halové stavby s dřevěnými vazníkovými, rámovými a obloukovými nosnými dílci. *Konstrukce*. 2008(4), 8-14. ISSN 1213-8762.
- STRAKA, B., M. ŠMAK a Z. VEJPUSTEK, 2016. Využití dřevěné kulatiny ve stavebních konstrukcích. In: *Stavební partner, ročník I*. Ostrava: VŠB TU. ISSN 1805-5958.
- ŠEFČÍKOVÁ, K., T. BRTNÍK, J. DOLEJŠ, K. KELTAMAKI a R. TOPILLA, 2015. Mechanical Properties of Heat Affected Zone of High Strength Steels. In: *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. IOP Publishing, 96. DOI: 10.1088/1757-899X/96/1/012053. ISSN 1757-8981.
- ŠMAK, M., 2010b. The problems of the action of high strength steel element in structures. In: *Proc. of The fourth international conference on structural engineering, mechanics and computation: Advances and Trends in Structural Engineering, Mechanics and Computation*. Cape Town, South Africa: CRC Press/Balkema, s. 667-670. ISBN 978-0415-58472-2.

- ŠMAK, M., J. KALA a F. HOKEŠ, 2017a. Pinned joints – their design and real behaviour. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Engineering and Computational Mechanics*. 170(4), 154-166. DOI: 10.1680/jencm.17.00003. ISSN 1755-0777.
- ŠMAK, M., J. KUBÍČEK a M. BAJER, 2017b. Welded joints between high-strength and normal-strength steels. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers - Structures and Buildings*. 170(9), 693-704. DOI: 10.1680/jstbu.16.00109. ISSN 0965-0911.
- ŠMAK, M. a J. PUCHNER, 2010a. Problems of the action of connections made with pins. In: *Proc. of 10th International Conference Modern Building Materials, Structures and Techniques*. Vol. II. Vilnius: VGTU leidykla TECHNIKA, s. 799-803. ISBN 978-9955-28-594-6.
- ŠMAK, M. a J. PUCHNER, 2011. Influence of geometrical parameters on the design of connections made with pins. In: *Recent Researches in Geography Geology, Energy, Environment and Biomedicine: Proceedings of the 4th WSEAS International Conference on Engineering Mechanics, structures, engineering Geology*. Corfu island, Greece: WSEAS Press, s. 413-417. ISBN 978-1-61804-022-0.
- ŠMAK, M. a B. STRAKA, 2014. Development of new types of timber structures based on theoretical analysis and their real behaviour. *Wood research*. Bratislava, 59(3), 459-470. ISSN 1336-4561.
- ŠMAK, M., B. STRAKA, P. KOTÁSKOVÁ, Z. HAVÍŘOVÁ a J. BARNAT, 2016. Dowelled joint in timber structures: experiment – design - realization. *Wood research*. Bratislava, 61(4). ISSN 1336-4561.
- TIMOŠENKO, S., 1951. *Pružnost a pevnost*. Praha: Technicko vědecké vydavatelství.
- TOPPILA, R., J. DOLEJŠ, T. KAUPPI, T. BRTNÍK, J. JOUTSENVAAARA, P. VAARA a R. RUOPPA, 2011. Investigation of behaviour of HSS using advanced techniques. In: *Proceedings of the METNET Seminar 2011 in Aarhus*. Aarhus. ISBN 978-951-784-555-5. ISSN 1795-424X.
- VANĚREK, J., M. ŠMAK, I. KUSÁK a P. MISÁK, 2017. Durability of FRP/wood bonds glued with epoxy resin. *Materials and technology*. 51(6), 889-895. DOI: 10.17222/mit.2016.321. ISSN 1580-2949.
- VRIES, P. a W. GARD, 1998. The development of a strength grading system for small diameter roundwood. In: *HERON*. 43. Delft: Delft University of Technology. ISSN 0046-7316.
- WEGLOWSKI, M., 2013. Modern toughened steels - their properties and advantages. In: *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa*. Gliwice: Institute of Welding. ISSN 2300-1674.
- WEMAN, Klas, 2012. *Welding processes handbook*. 2nd ed. Oxford: Woodhead Publishing. Woodhead Publishing in materials. ISBN 978-0-85709-510-7.
- ZRILIC, M. a V. GRABULOV, 2007. Static and impact crack properties of a high-strength steel welded joint. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 84(3), 139-150. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2006.09.021. ISSN 03080161.

ZRNÍK, J., L. KRAUS, T. PRNKA a K. ŠPERLINK, 2007. *Evropská strategie výrobních procesů*. Ostrava: Česká společnost pro nové materiály a technologie. ISBN 978-80-7329-153-2.

Normativní dokumenty:

ČSN EN 1011-1. (2009). Svařování – Doporučení pro svařování kovových materiálů – Část 1: Všeobecná směrnice pro obloukové svařování.

ČSN EN 1011-2. (2002). Svařování – Doporučení pro svařování kovových materiálů – Část 2: Obloukové svařování feritických ocelí + A1 8.04t.

ČSN EN 10025-1. (2005). Výrobky válcované za tepla z konstrukčních ocelí – Část 1: Všeobecné technické dodací podmínky + Oprava 1 3.11t.

ČSN EN 10025-2. (2005). Výrobky válcované za tepla z konstrukčních ocelí – Část 2: Technické dodací podmínky pro nelegované konstrukční oceli + Oprava 1 9.07t.

ČSN EN 10025-3. (2005). Výrobky válcované za tepla z konstrukčních ocelí – Část 3: Technické dodací podmínky pro normalizačně žíhané/normalizačně válcované svařitelné jemnozrné konstrukční oceli + Oprava 1 7.15t.

ČSN EN 10025-4. (2005). Výrobky válcované za tepla z konstrukčních ocelí – Část 4: Technické dodací podmínky pro termomechanicky válcované svařitelné jemnozrné konstrukční oceli.

ČSN EN 10025-5. (2005). Výrobky válcované za tepla z konstrukčních ocelí – Část 5: Technické dodací podmínky na konstrukční oceli se zvýšenou odolností proti atmosférické korozi + Oprava 1 3.11t.

ČSN EN 10025-6 + A1. (2009). Výrobky válcované za tepla z konstrukčních ocelí – Část 6: Technické dodací podmínky pro ploché výrobky z ocelí s vyšší mezí kluzu v zušlechtném stavu.

ČSN EN 1090-2. (2019). Provádění ocelových konstrukcí a hliníkových konstrukcí – Část 2: Technické požadavky na ocelové konstrukce.

ČSN EN 14080. (2013). Dřevěné konstrukce – Lepené lamelové dřevo a lepené rostlé dřevo – Požadavky.

ČSN EN 1993-1-8. (2007). Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-8: Navrhování styčníků + Z1 3.10t, Oprava 1 7.10t, Z2 7.11t, Oprava 2 11.13t, Z3 11.13t.

ČSN EN 1993-1-1. (2011). ed. 2. Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby + A1 2.16t, Oprava 1 6.16t.

ČSN EN 1993-1-12. (2008). Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-12: Doplňující pravidla pro oceli vysoké pevnosti do třídy S 700 + Z1 3.10t, Oprava 1 6.10t.

ČSN EN 1995-1-1. (2006). Eurokód 5: Navrhování dřevěných konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla – Společná pravidla a pravidla pro pozemní stavby + A1 5.09t, A2 5.15t.

ČSN EN 26891. (1994). Dřevěné konstrukce. Spoje s mechanickými spojovacími prostředky. Všeobecné zásady pro zjišťování charakteristik únosnosti a přetvoření.

ČSN EN ISO 4063. (2011). Svařování a příbuzné procesy – Přehled metod a jejich číslování.

ČSN EN ISO 6892-1. (2017). Kovové materiály – Zkoušení tahem – Část 1: Zkušební metoda za pokojové teploty.

ČSN EN ISO 9606-1. (2018). Zkoušky svářečů – Tavné svařování – Část 1: Oceli.

TNI CEN ISO/TR 15608. (2008). Svařování – Směrnice pro zařazování kovových materiálů do skupin.