



ČESKÉ VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V PRAZE

**Fakulta stavební
Katedra ocelových a dřevěných konstrukcí**

**Únavová životnost svařovaných styčnicků
metodou konečných prvků s komponentami**

**Fatigue endurance of welded joints
by component based finite element method**

DISERTAČNÍ PRÁCE

Mgr. Kirill Golubiatnikov

Doktorský studijní program: Pozemní stavby

Studijní obor:

Školitel: prof. Ing. František Wald, CSc.

Praha, 2023

PROHLÁŠENÍ

Jméno doktoranda: Mgr. Kirill Golubiatnikov

Název disertační práce: Únavová životnost svařovaných styčnicků metodou konečných prvků s komponentami.

Prohlašuji, že jsem uvedenou disertační práci vypracoval/a samostatně pod vedením školitele prof. Ing. Františka Walda, CSc.

Použitou literaturu a další materiály uvádím v seznamu použité literatury.

Disertační práce vznikla v souvislosti s řešením projektu: TAČR FW01010392 a SGS19/150/OHK1/3T/11.

V Praze dne 27.11.2023



podpis

Abstrakt

Práce je zaměřena na novou generaci návrhu únavové životnosti svařovaných styčnicků ocelových stavebních konstrukcí. Hlavním rozdílem od klasických modelů je využití komplexního řešení skořepinovým modelem Metodou konečných prvků. Metoda zpřesňuje návrh regresní analýzou pomocí výstupů metodami, které jsou v současnosti k dispozici. Je zahrnut vliv středních napětí, který ovlivňuje přesnost odhadu únavové životnosti. Charakteristické rozkmity napětí lze pro jednotlivé komponenty styčnicku stanovit metodami extrapolovaných jmenovitých napětí a jmenovitých napětí.

Summary

The study is focused on the new generation of design fatigue endurance of welded joints of steel structures. The main difference from the classical models is the complex solution by the shell model using the Finite Element Method. The method refines the design by regression analysis using the outputs of the currently available methods. The mean stress effect is included, which affects the accuracy of fatigue life prediction. Characteristic stress ranges can be determined for individual components using the Hot-Spot stress method and nominal stress method.

Klíčová slova

Ocelové konstrukce; stavební konstrukce; svařované styčnický; únavová životnost; metoda konečných prvků; numerický výpočet.

Keywords

Steel structures; building structures; welded joints; fatigue life; finite element method; numerical calculation.

Poděkování

Poděkování patří prof. Františku Waldovi za vedení při studiu. Práce byla připravena za finanční podpory grantů TAČR FW01010392 a SGS19/150/OHK1/3T/11.

Termíny

<u>Označení</u>	<u>Anglicky</u>	<u>Česky</u>
NS	Nominal stress method	Metoda nominálních napětí
HSSM	Hot spot stress method	Metoda ohnisek napětí
NSM	Notch stress method	Metoda vrubových napětí
-	Linear extrapolation	Lineární aproximace
-	Quadratic extrapolation	Kvadratická aproximace
-	Reservoir method	Metoda nádrže
LA	Linear elastic analysis	Lineární analýza materiálu
NLA	Nonlinear elastic analysis	Nelineární analýza materiálu
-	Solid model	Objemový model
-	Shell model	Skořepinový model
-	Rigid link	Tuhá vazba
CHS	Circle hollow section	Kruhový uzavřený průřez
RHS	Rectangle hollow section	Pravoúhlý uzavřený průřez
MKP	Finite element method	Metoda konečných prvků

Značky

<u>Označení</u>	<u>Anglicky</u>	<u>Český</u>
K_m	Stress magnification factor	Zvětšovací součinitel nedokonalostí
K_s	Reduction factor	Součinitel různých faktorů
K_t, K_b	Stress concentration factor in the notch	Součinitel koncentrace napětí ve vrubu
γ_{Ff}	Partial factor	Součinitel spolehlivosti
σ_R	Stress range	Rozkmit napětí
$\sigma_{max}, \sigma_{min}$	Extreme stress of load	Extrémní napětí při zatížení
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	HSSM stress range in extrapolation points	Rozkmit napětí ve stanovených bodech pro metodu ohnisek napětí
σ_t, σ_b	Axial and bending stress	Tahové a ohybové napětí
ΔS_s	Structural stress parameter	Součinitel strukturního napětí
$\Delta \sigma_s$	Structural stress range	Rozkmit strukturního napětí
m'	Exponent	Exponent

r	Degree of bending	Stupeň ohnutí
$I(r)$	Fatigue life integral from crack propagation analysis	Integrál únavové životnosti z analýzy šíření trhliny
N_R	Design life time expressed as number of cycles	Počet cyklů do porušení
σ_C	Reference value of the fatigue strength	Referenční únavová pevnost
N_{FAT}	Reference value of the fatigue endurance	Referenční hodnota únavové životnosti
B	Constant	Konstanta
m	Slope of fatigue strength curve	Sklon únavové křivky
σ_a	Stress amplitude of load	Amplituda rozkmitu napětí zatížení
R	Load ratio	Poměr namáhání
σ_m	Mean stress of load	Střední napětí zatížení
σ_y, σ_u	Tensile yield or ultimate strength	Mez kluzu a pevnosti ocele
σ'_a	Modified amplitude of stress load	Modifikovaná amplituda rozkmitu napětí
σ'_R	Modified value of the stress range	Upravený rozkmit napětí
σ'_e	Modified reference value of the fatigue strength	Modifikovaná referenční únavová pevnost
D	Calculated damage sum	Kritéria kumulace poškození
CV	Comparison value	Srovnávací kritérium
SCF, K_1	Stress concentration factor	Součinitel koncentrace napětí
$L_{r,extr}$	Limits for extrapolation region	Meze oblasti extrapolace

Obsah

Úvod.....	1
1. Současný stav problematiky	2
1.1 Styčníky otevřených průřezů	2
1.1.1 Základní metody	2
1.1.2 Rozkmit napětí.....	2
1.1.3 Součinitele koncentrace napětí v umělém vrubu	4
1.1.4 Alternativní metody výpočtu rozkmitu napětí	5
1.1.5 Tvorba modelu.....	6
1.1.6 Počet cyklů	10
1.1.7 Modifikační součinitele.....	11
1.1.7.1 Vliv středních napětí	11
1.1.7.2 Vliv třídy oceli	14
1.1.8 Celkové poškození	16
1.2 Styčníky uzavřených průřezů	17
1.2.1 Rozkmit napětí.....	17
1.2.2 Volba sítě.....	19
1.2.3 Výpočet počtu cyklů.....	19
2. Cíle práce.....	21
2.1 Hlavní cíl	21
2.2 Experimentální část.....	21
2.3 Numerické části	21
3. Experimentální část.....	23
3.1 Podklady	23
3.1.1 Popis experimentů	23
3.1.1 Vyhodnocení experimentálních dat.....	24
3.2 Výsledky únavových zkoušek	24
3.2.1 Zkoušení vzorků z oceli S700MC	24
3.2.2 Zkoušení vzorků z oceli S500.....	25
3.2.3 Zkoušení vzorků z oceli S355.....	25
3.3 Vyhodnocení výsledků	26
4. Numerická simulace svařovaných styčnicků	27
4.1 Podklady	27
4.2. Svařované styčníky v ohybu	28

4.2.1 Referenční objemové modely	28
4.2.2 Skořepinové modely	29
4.3 Svařované styčníky v tahu	32
4.3.1 Referenční objemové modely	32
4.3.2 Skořepinové modely	33
4.3.3 Modifikace extrapoláčního postupu pro svařované styčníky v tahu	34
5 Optimalizace výpočtu únavové životnosti	40
5.1 Podklady	40
5.2 Svařovaný styčník v ohybu	41
5.3 Svařovaný styčník v tahu	42
Závěr	49
Literatura	51
Přílohy	57
Příloha A. Experimenty	57
Příloha B. Numerické simulace	60
Příloha C. Optimalizace výpočtu únavové životnosti.....	80
Příloha D. Vzorové příklady	81

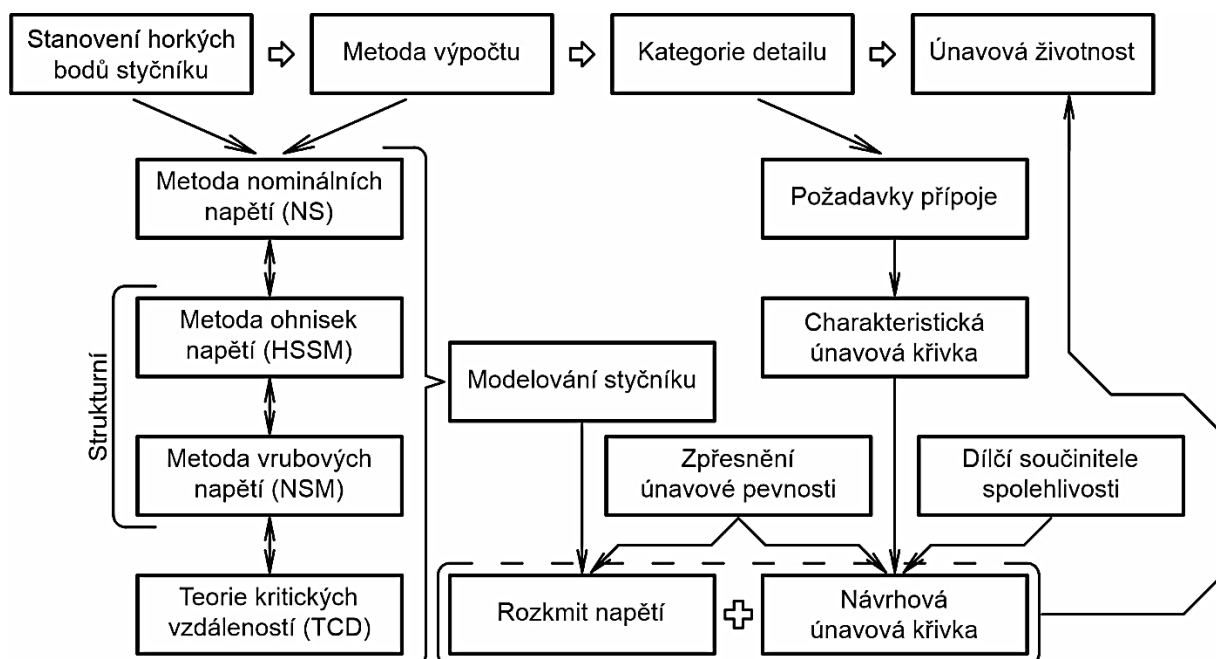
Úvod

Předpověď únavové životnosti se zaměřuje na otázky rozkmitu napětí, kategorií detailu a přesnosti výpočtu počtu cyklů. Připravovaná práce se orientuje na využití strojového učení pro podporu numerického odhadu únavové životnosti ve styčnicku.

Současné metody řeší rozdělení napětí při kombinaci stálého a cyklického zatížení objemovým numerickým modelem, výpočtem rozkmitu napětí a počtu cyklů do porušení využitím Basquinového vztahu. Dále se stanovuje součinitel celkového poškození pro cyklické namáhání s proměnnou amplitudou v čase. Řešení se využije při návrhu nebo rekonstrukci existujícího styčnicku. Klasický postup je popsán na obrázku 1. Nevýhodou je časově náročný výpočet, citlivost na velikost sítě, zanedbání vlivu středních napětí a nutnost výběru kategorie detailu při využití metody nominálních napětí pro svařované spoje. Výše uvedené parametry ovlivňují výslednou přesnost analýzy.

V práci je připravena verifikace skořepinového modelu, který se pro návrh styčnicku v praxi využívá (Wald, 2021), na objemovém modelu. Je studována volba sítě pro analýzu svařovaných spojů. Na základě verifikace jsou doporučeny zpřesňující součinitele pro styčnicku různých geometrií a volba vlivu středního napětí.

Pro numerické modely je pro prvky zvolena metoda nominálních napětí. Pro svařované spoje se využívá metoda ohnisek napětí. Součinitele spolehlivosti se neuvažují. Největší napětí se získá numerickou analýzou Metodou konečných prvků.



Obrázek 1. Schéma výpočtu s využitím Metody konečných prvků

1. Současný stav problematiky

1.1 Styčníky otevřených průřezů

1.1.1 Základní metody

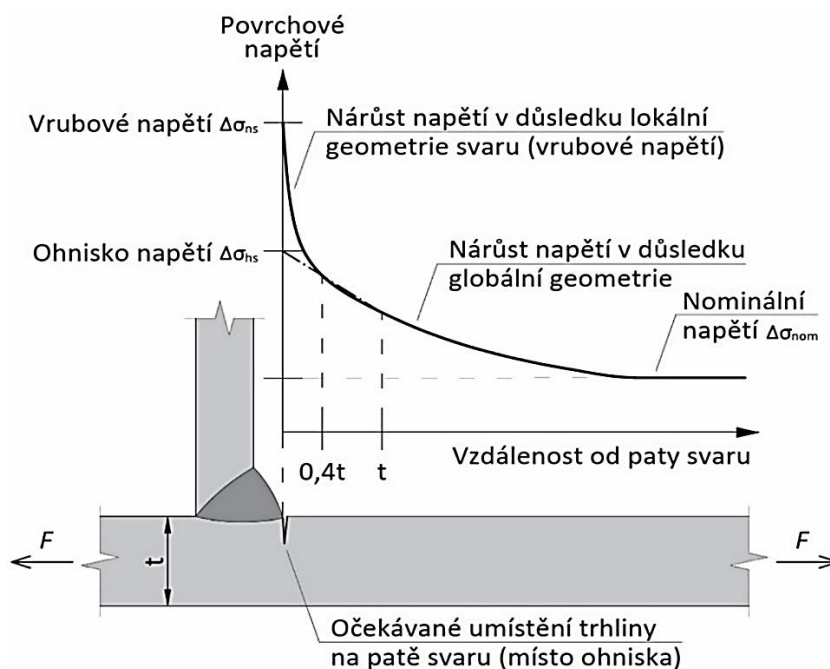
Pro stanovení únavové životnosti lze využít tří základních metod:

1. Metodu nominálních napětí (NS), která je nejstarší. Je v ní připraveno velké množství únavových tříd a součinitelů koncentrace napětí. Je obtížně programovatelná. V praxi je nejčastěji využívána pro svou jednoduchost.
2. Metodu ohnisek napětí (HSSM), jež se skládá z několika únavových tříd a vztahů. Lze modelovat selhání spoje od vzniku únavovou trhliny v plechu u svaru až po její rozevření.
3. Metodu vrubových napětí (NSM), která zkoumá porušení praskání svaru. Výpočet vychází z tříd extrémního rozkmitu napětí ve vrubu.

Kategorie detailu se u NSM a HSSM vybírá jednoduše, podle geometrie spoje. U NS závisí výběr na dalších okrajových podmínkách. Únavová životnost svařovaných styčnicků je ovlivněna větším počtem parametrů, než se uvažuje pro mezní stav únosnosti a použitelnosti.

1.1.2 Rozkmit napětí

Návrh styčnicku ovlivňuje poměrné přetvoření a rozdělení napětí po průřezu. Wald a kol. (Wald a kol., 2022) připravili metodu návrhu obecných styčnicků pomocí metody konečných prvků s komponentami. Metodu lze pro návrh únavové pevnosti využít pro analýzu napětí v jednotlivých částech styčnicku. Poloha bodů pro odečet napětí je zobrazena na obrázku 2 a záleží na extrapolacním postupu. Oproti únosnosti je řešení citlivější na poměrné přetvoření ve styčnicku a volbě sítě.



Obrázek 2. Odečet napětí pro jednotlivé návrhy únavové pevnosti

Rozkmit napětí se pro metodu nominálních napětí stanovuje pomocí vztahu:

$$\sigma_R = \gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2} = \gamma_{Ff} K_m K_s (\sigma_{max} + k\sigma_{min})$$

pro metodu ohnisek napětí podle:

$$\begin{aligned} \sigma_R &= \gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2} = \gamma_{Ff} K_m K_s (1,5\sigma_1 - 0,5\sigma_2) && \text{lineární aproximace, hrubá síť} \\ \sigma_R &= \gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2} = \gamma_{Ff} K_m K_s (1,67\sigma_1 - 0,67\sigma_2) && \text{lineární aproximace, jemná síť} \\ \sigma_R &= \gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2} = \gamma_{Ff} K_m K_s (2,52\sigma_1 - 2,24\sigma_2 + 0,72\sigma_3) && \text{kvadratická aprox., druh a} \\ \sigma_R &= \gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2} = \gamma_{Ff} K_m K_s (3\sigma_1 - 3\sigma_2 + \sigma_3) && \text{kvadratická aproximace, druh b} \end{aligned} \quad (1)$$

a pro metodu vrubových napětí podle:

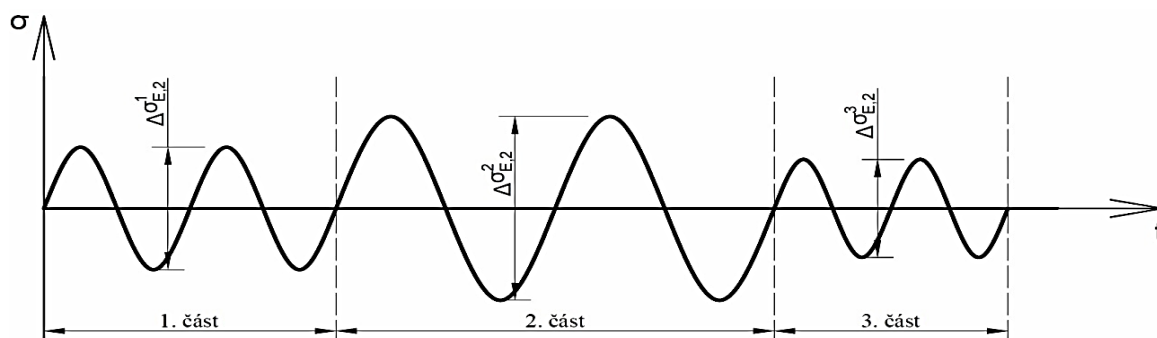
$$\sigma_R = \gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2} = \gamma_{Ff} (\sigma_{max} - \sigma_{min}), \quad \sigma_i = K_t \sigma_t^{HSSM} + K_b \sigma_b^{HSSM}$$

kde

- γ_{Ff} je součinitel spolehlivosti (EN 1991-1-1)
- K_m součinitel koncentrace napětí kvůli velkým nedokonalostem (Niemi a kol., 2018), (Hobbacher, 2016)
- $K_s = K_{s1} \times K_{s2} \dots$ součinitele různých faktorů (Niemi, 2018), (Hobbacher, 2016) a (EN 1993-1-9), jako například je tloušťka plech ≥ 25 mm
- $k = 0,6$ pro kombinaci tah-tlak / 1 pro jiné
- K_t, K_b součinitele koncentrace napětí v umělém vrubu pro tahovou a ohybovou složky (Lida a kol., 1994)
- $\sigma_{max}, \sigma_{min}$ extrémní napětí cyklu zatížení
- $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ rozkmit extrémních napětí cyklického zatížení ve stanovených bodech, polohy bodu záleží na metodice aproximaci a rozměru síti
- σ_t, σ_b extrémní tahové a ohybové napětí cyklu zatížení

Podle (prEN 1993-1-14) zahrnou únavové křivky vliv malých technologických nedokonalosti. Ostatní se zohledňují součinitelem K_m (Hobbacher, 2016), nebo numerickým modelováním (Fricke, 2004).

Při velkém množství různých zatěžovacích cyklů je třeba z rozkmitů napětí jednotlivých cyklů stanovit součinitel celkového poškození. Metoda nádrže (EN 1993-1-9) se pro třídění využívá nejčastěji.



Obrázek 3. Grafická prezentace metody nádrže

1.1.3 Součinitele koncentrace napětí v umělém vrubu

Japonští experti v práci (Lida a kol., 1994) uvádí vztahy pro výpočet součinitelů koncentrace napětí ve vrubu, které zaleží na geometrie svařovaného spoje:

pro T spoje:

$$K_t = 1 + \left[\frac{1 - \exp(-0,9\theta\sqrt{W/2h})}{1 - \exp(-0,45\pi\sqrt{W/2h})} \right] \times \left[\frac{h}{(2,8(W/t) - 2)r} \right]^{0,65}$$

$$K_b = 1 + \left[\frac{1 - \exp(-0,9\theta\sqrt{W/2h})}{1 - \exp(-0,45\pi\sqrt{W/2h})} \right] \times 1,9 \sqrt{\tanh\left(\frac{2t_p}{t+2h} + \frac{2r}{t}\right)} \times \tanh\left[\frac{(2h/t)^{0,25}}{1-r/t}\right] \times \left[\frac{0,13+0,65(1-r/t)^4}{(r/t)^{1/3}} \right]$$

kde

$$W = (t + 2h) + 0,3(t_p + 2h_p)$$

(2)

pro křížové spoje:

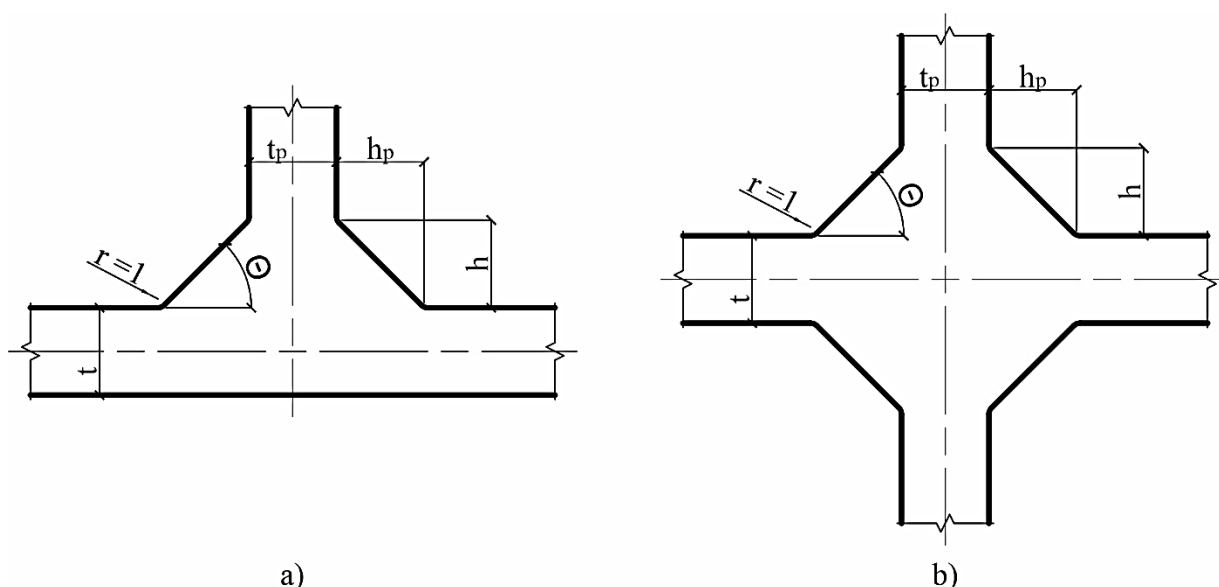
$$K_t = 1 + \left[\frac{1 - \exp(-0,9\theta\sqrt{W/2h})}{1 - \exp(-0,45\pi\sqrt{W/2h})} \right] \times 2,2 \left[\frac{h}{(2,8(W/t) - 2)r} \right]^{0,65}$$

$$K_b = 1 + \left[\frac{1 - \exp(-0,9\theta\sqrt{W/2h})}{1 - \exp(-0,45\pi\sqrt{W/2h})} \right] \times \sqrt{\tanh\left(\frac{2t_p}{t+2h} + \frac{2r}{t}\right)} \times \tanh\left[\frac{(2h/t)^{0,25}}{1-r/t}\right] \times \left[\frac{0,13+0,65(1-r/t)^4}{(r/t)^{1/3}} \right]$$

kde

$$W = (t + 4h) + 0,3(t_p + 2h_p)$$

Vysvětlení jednotlivých parametrů je na obrázku 4.



Obrázek 4. Vysvětlení jednotlivých parametrů (Chattopadhyay a kol., 2011) pro
a) T spoje a b) křížové spoje

1.1.4 Alternativní metody výpočtu rozkmitu napětí

Alternativní metody výpočtu rozkmitu napětí umožňují přesnější rozbor problematiky únavové životnosti.

- Práce Haibacha (Haibach, 1986) předpokládá odečet napětí ve vzdálenosti 2 až 2,5 mm od začátku spoje dvou plechů, viz obrázek 5.a). Vychází se z výsledků experimentální analýzy. Rozkmit napětí lze stanovit bez součinitele koncentrace napětí. Práce je podkladem metody ohnisek napětí.
- Metoda ASME (Hechmer a kol., 1991) byla připravena pro analýzu tlakových nádob. Jedná se o aproximaci metody HSSM na výpočetním modelu s odstraněním nelineární části, obrázek 5.b), a řešením systému rovnic, které se nazývá Simpsonova integrace:

$$\sigma_{memb} = \frac{1}{t} \int_0^t \sigma_{xx}(y) dy + \frac{1}{t} \int_0^t \tau_{xy}(y) dy + \frac{1}{t} \int_0^t \tau_{zy}(y) dy$$

$$\sigma_{bend} = \frac{6}{t^2} \int_0^t \sigma_{xx} \left(\frac{t}{2} - y \right) dy + \frac{6}{t^2} \int_0^t \tau_{xy} \left(\frac{t}{2} - y \right) dy + \frac{6}{t^2} \int_0^t \tau_{zx} \left(\frac{t}{2} - y \right) dy \quad (3)$$

$$\sigma_R = \sigma_{memb} + \sigma_{bend}$$

- Xiao a Yamada (Xiao a kol., 2004) zvolili pro stanovení únavové životnosti napětí ve vzdálenosti 1 mm od povrchu plechu v daném řezu, obrázek 5.c). Doporučuje se křivka FAT100. Experimentální analýza potvrdila vhodnost metody. (Niemi a kol., 2018) ukazuje nedostatek informací pro modely s nedokonalostmi.
- Dongova metoda (Dong, 2001) se liší od klasického řešení doplněním parametru konstrukčního napětí $\Delta\sigma_S$ a rovnice S-N křivky se změní na

$$\Delta\sigma_S = \Delta\sigma_S \times [t^{(m' - 2/2m')}] / I(r)^{1/m'} \quad (4)$$

kde

$\Delta\sigma_S$ je rozkmit strukturního napětí

t tloušťka plechu

m' exponent, $m' = 3,6$ (Niemi a kol., 2018)

r stupeň ohybu

$I(r)$ integrál únavové životnosti z analýzy šíření trhliny, obvykle 1,1 až 1,3 (Niemi a kol., 2018)

Závislost s počtem cyklů lze vyjádřit podle (Dong, 2014), (Selvakumar a kol., 2013) jako

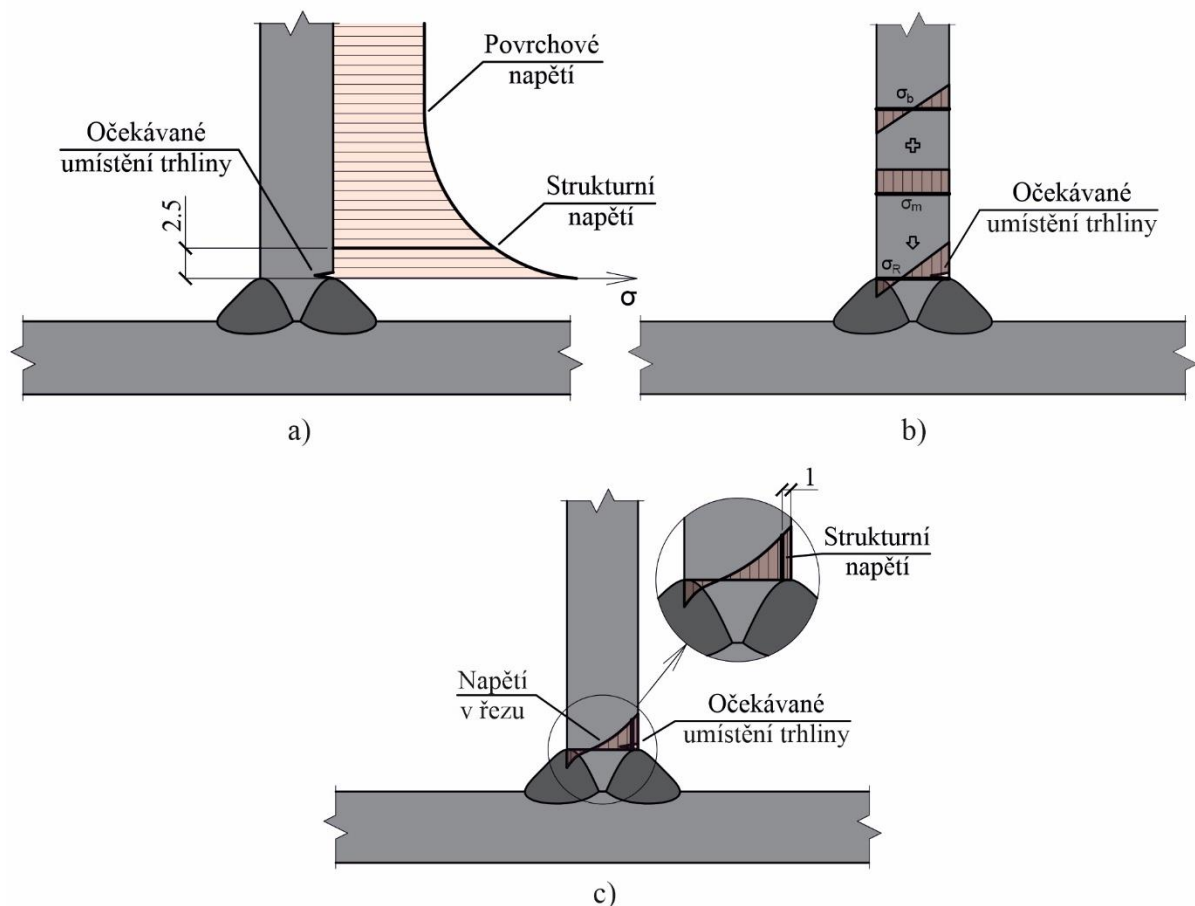
$$\Delta\sigma_S / \{ [t^{(m' - 2/2m')}] I(r)^{1/m'} \} = C N^{-1/m} \quad (5)$$

$$\Delta\sigma_S = K_S (\sigma_{max} + \sigma_{min}) = \sigma_m + \sigma_b$$

kde

C, m jsou konstanty, $m = 3$ (EN 1993-1-9)

Hodnoty konstanty C a exponentu m' záleží na velkém množství parametrů. Podle (Dong a kol., 2010) lze uvažovat $C = 13876^{m'}$ MPa, $m' = 3,125$. Všechny nedokonalosti zohlední model.



Obrázek 5. Alternativní metody výpočtu rozkmitu napětí
a) Haibach, b) ASME, c) Xiao-Yamada

1.1.5 Tvorba modelu

Vytvoření modelu sestává z dvou kroků, návrh prvků a jejich vazeb a vytvoření sítě. Oba kroky mají vliv na přesnost výsledků. Podle (prEN 1993-1-14) lze zobecnit:

1. Rozdíl velikosti prvků nemá být více než tři. V oblasti extrapolace napětí pro hrubou síť jedna a pro jemnou síť dva. Přejchod od malých k větším má být postupný.
2. Skořepinové modely se volí pro plechy bez excentricit. Vliv nedokonalosti lze uvažovat redukčními součiniteli.
3. Doporučuje se lineární analýza LA (*Linear elastic analysis*), víc (prEN 1993-1-14).

Prvky se volí s dvaceti uzly pro objemové a osmi pro skořepinové modely.

Volba sítě

Doporučené rozměry sítě pro metodu ohnisek napětí jsou uvedeny v (Hobbacher, 2016) a (Niemi a kol., 2018) a ukázány v tabulce 1. Pro NS je volba obtížnější. Práce (Aygul, 2012), (Glinka a kol., 2014) a (Chattopadhyay a kol., 2011) doporučují volbu podle modelu, (Karlsson, 2018) a (DNVGL-RP-0005) se volí rozměr podle vztahů, které závisí na typu styčnicků, například pro spoje tvaru T je $\sqrt{t \times a}/2$.

Tabulka 1. Rozměry sítě a polohy výpočetních bodů pro lineární extrapolaci, (HSSM)

Model a kořen svaru:		Hrubá síť		Jemná síť	
		Typ a	Typ b	Typ a	Typ b
Prvek <i>Délka × šířka</i>	Skořepinový:	$\leq t \times t$	10 × 10 mm	$\leq 0,4t \times t$	-
	Objemový:	$\leq t \times t$	10 × 10 mm	$\leq 0,4t \times t$	-
Body extrapolace σ_1/σ_2	Skořepinový	0,5t/1,5t (střed strany)	5/15 mm (střed strany)	0,4t/1t	-
	Objemový:	0,5t/1,5t (střed povrchu)	5/15 mm (střed povrchu)	0,4t/1t	-

Poznámka: Příčný rozměr sítě lze změnit na: $w/2$ pro všechny; nebo w pro skořepinové modely s hrubou sítí, kde $w = \text{tloušťka plechu} + 2 \times \text{výška svaru}$.

V (prEN 1993-1-14) se doporučuje pro případy velkých špiček napětí nebo nepravidelného rozdělení napětí použít kvadratickou extrapolaci s rozměrem sítě podle tabulky 2.

Tabulka 2. Rozměry sítě a poloha výpočetních bodů pro kvadratickou extrapolaci, (HSSM)

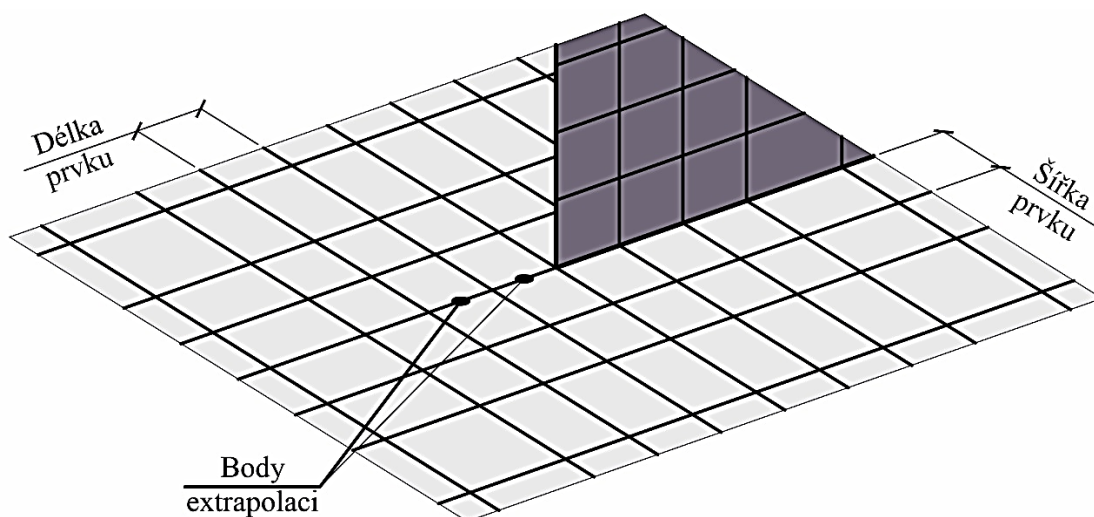
Model a kořen svaru:		Jemná síť	
		Typ a	Typ b
Prvek <i>Délka × šířka</i>	Skořepinový:	$\leq 0,4t \times 0,4t$	$\leq 4 \times 4 \text{ mm}$
	Objemový:	$\leq 0,4t \times 0,4t$	$\leq 4 \times 4 \text{ mm}$
Body extrapolace $\sigma_1/\sigma_2/\sigma_3$	Skořepinový	0,4t/0,9t/1,4t (střed strany)	4/8/12 mm (střed strany)
	Objemový:	0,4t/0,9t/1,4t (střed strany)	4/8/12 mm (střed strany)

Modelování svařovaného spoje skořepinovými modely

Skořepinové modely umožní zkrátit čas výpočtu a využít větší modely. Otázkou je vhodné modelování svaru. Podle (prEN 1993-1-14) se pro únavovou životnost doporučuje pouze modelování svaru pro stanovení skutečnou rotační kapacity v ohniscích druhu a. Práce (Akhlaghi, 2009) ukazuje na vliv svaru při výpočtu typu b a na velkou citlivost dosažených rozkmitů na metodice modelování. Autoři pro svarové spoje pomocí skořepinových modelů volí řešení, která jsou popsána dále.

Tuhé spoje

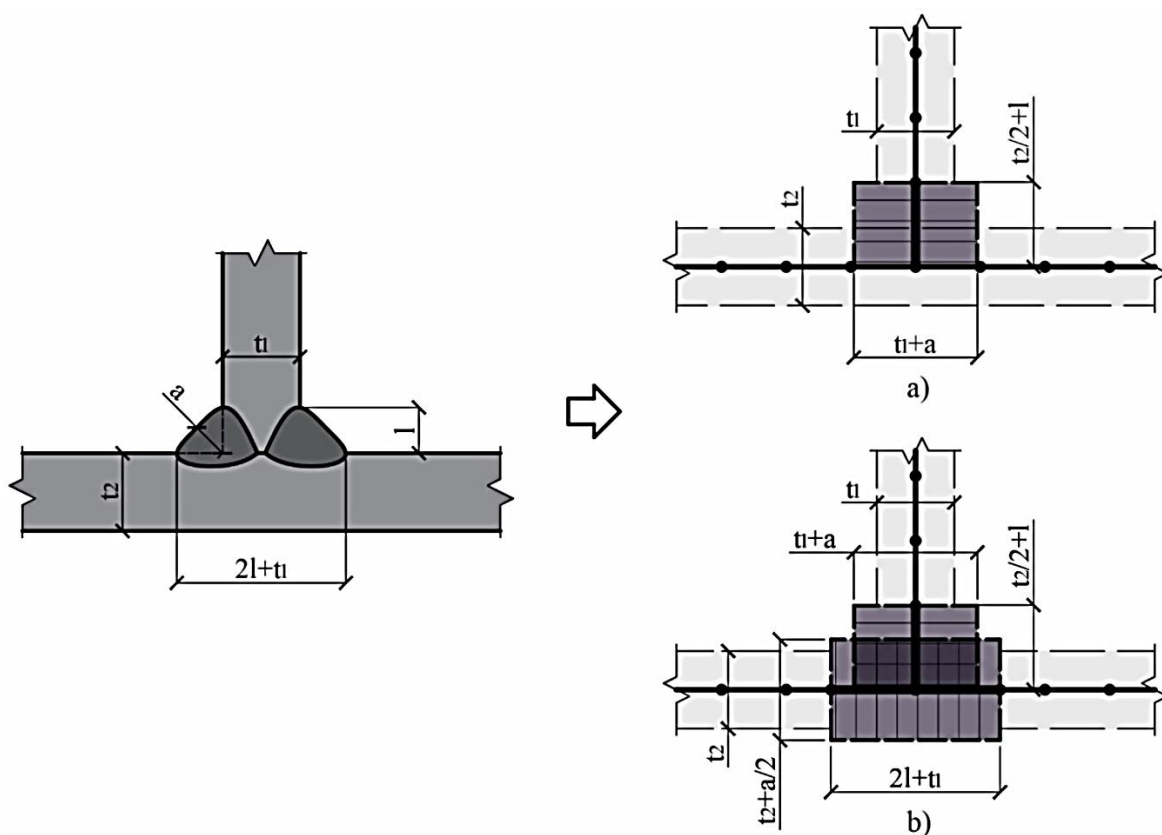
Metoda nahrazuje svar tuhým spojem mezi plechy. Řešení se doporučuje při výpočtu rozkmitu napětí pro ohniska druhu b, viz (Niemi a kol., 2018), (Hobbacher, 2016) a (prEN 1993-1-14). Voli se hrubá síť, obrázek 6. Koncentrace napětí kolem spoje ukazuje na citlivost výběru polohy bodů, ve kterých se odečítají napětí.



Obrázek 6. Model tuhého spoje, polohy bodů pro odečet napětí druhu b (Niemi a kol., 2018)

Tloušťka plechu

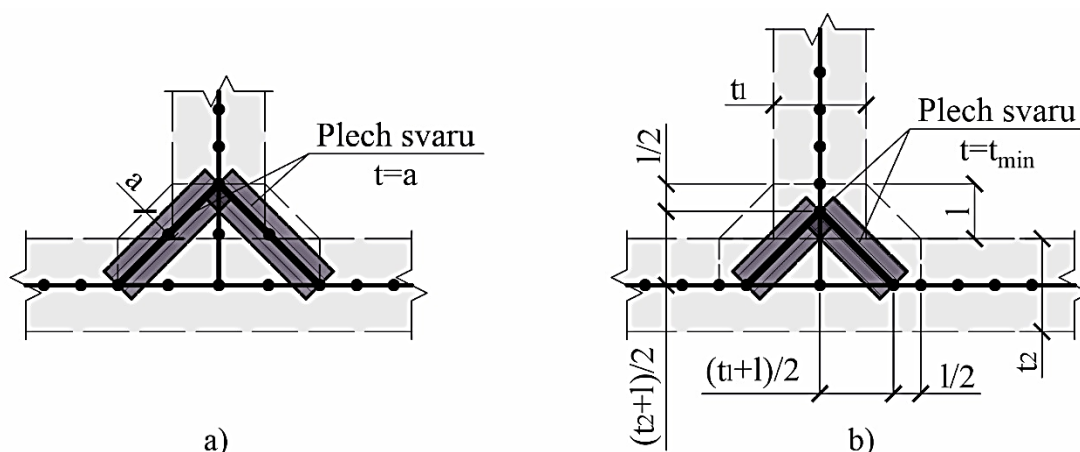
U této metody svar se modeluje zvětšením tloušťky prvku v oblasti skutečného svaru. Lze zesílit jen připojený plech (Niemi a kol., 2018), (Fricke a kol., 2001) viz obrázek 7.a), nebo oba, obrázek 7.b), (Aygul, 2012), (Karlsson, 2018) a (Eriksson a kol., 2009). Plechy se spojí tuze. Doporučuje se hrubá síť $t \times t$.



Obrázek 7. Svar se modeluje pomocí tloušťky prvků
a) připojeného (Fricke a kol., 2001), b) obou (Eriksson a kol., 2009)

Šikmý prvek

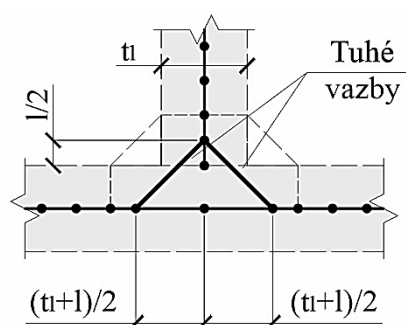
Metoda se doporučuje (prEN 1993-1-14) pro výpočet ohnisek napětí druhu a. Citlivá je poloha připojení šikmého plechu, který modeluje svar, a základního plechu. Podle (Niemi, 1995) má připojení korespondovat s polohou kořene a paty svaru na skutečném svaru (obrázek 8.a). Práce (Glinka a kol., 2014) a (Chattopadhyay a kol., 2011) umísťují připojení ve středech odvěsen svaru, viz obrázek 8.b). Tloušťka plechu, který modeluje svar, se pro Niemiovu metodu volí jako výška svaru a pro Glinkovu jako nejmenší tloušťka prvku v spoji.



Obrázek 8. Svar je modelován jako šikmý prvek s umístěním podle a) (Niemi, 1995), b) (Glinka a kol., 2014) a (Chattopadhyay a kol., 2011)

Tuhé vazby

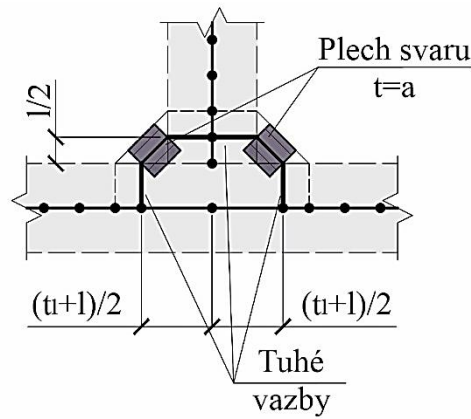
Řešení pomocí tuhých vazeb navrhli Fayard a kol. (Fayard a kol., 1996). Tuhost reprezentují náhradní tuhé vazby, které jsou umístěny obdobně jako v předchozím modelu 8.b), tj. mezi odpovídajícími body sítě, viz obrázek 9.



Obrázek 9. Svar je modelován pomocí tuhých vazeb (Fayard a kol., 1996)

Tuhé vazby a skloněný prvek

Model kombinuje obě předchozí řešení. Poprvé byl využit v práci (Turlier a kol., 2010). Skládá se z šikmého plechu mezi středy odvěsen koutového svaru a tuhých vazeb, které plechy připojují, viz obrázek 10. Tloušťky šikmého plechu jsou navrženy podle práce (Niemi a kol., 2018).



Obrázek 10. Model svaru nakloněným prvkem a tuhými vazbami (Turlier a kol., 2010)

1.1.6 Počet cyklů

Únavovou životnost lze předpovědět Basquinovou rovnicí. Závislost počtu cyklů na rozkmitu/amplitudě napětí se popisuje v logaritmickém měřítku, viz obrázek 11.

$$N_R = B / \sigma^m \quad \text{obecný vztah} \quad (6)$$

$$N_R \times \sigma_R^m = N_{FAT} \times \sigma_C^m \quad \text{modifikace v (EN 1993-1-9)}$$

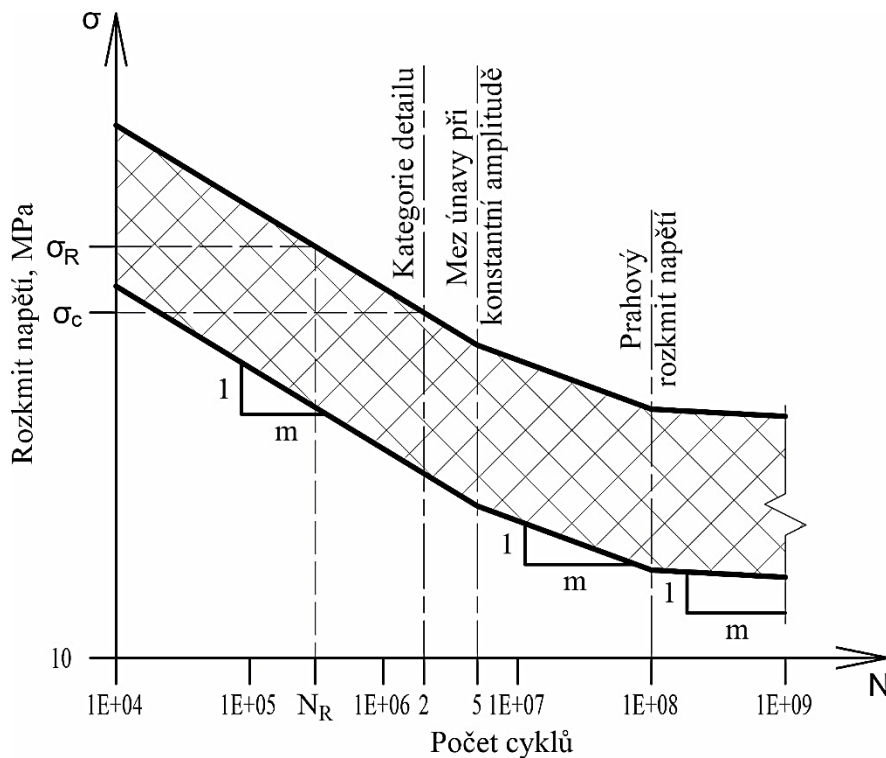
kde

N_R je počet cyklů do porušení

$\sigma, \sigma_R, \sigma_C$ rozkmit napětí

B konstanta

m sklon křivky



Obrázek 11. Vysvětlení parametrů Basquinové rovnice

Modifikace vztahu v (EN 1993-1-9) je připravena pro výpočet počtu cyklů při referenční únavové pevnosti pro kategorie detailu FAT, která je vyjádřena rozkmitem napětí při 2×10^6 cyklů.

1.1.7 Modifikační součinitele

Technické normy využívají omezený počet únavových tříd (FAT), které vychází ze základních vstupů, kterými jsou tloušťka, hodnota středních napětí, dokonalost vzorků a další méně významné. Navrhované styčníky mají odlišné charakteristiky. Pro zpřesnění se modifikuje rozkmit napětí nebo kategorie detailu. Hlavní otázky jsou shrnuty dále.

1.1.7.1 Vliv středních napětí

Pro zjednodušený výpočet podle (EN 1993-1-9) se, pokud se nejedná o zmenšení rozkmitu napětí při kombinaci tahu s tlakem, vliv středních napětí neuvažuje. Využívá se při návrhu výškových konstrukcí a konstrukcí na velmi velká rozpětí. Zdokonalení výpočetního modelu umožní snížení finančních nákladů (Isaev a kol., 2019). Uvažování středních napětí odhad únavové životnosti výrazně zpřesní.

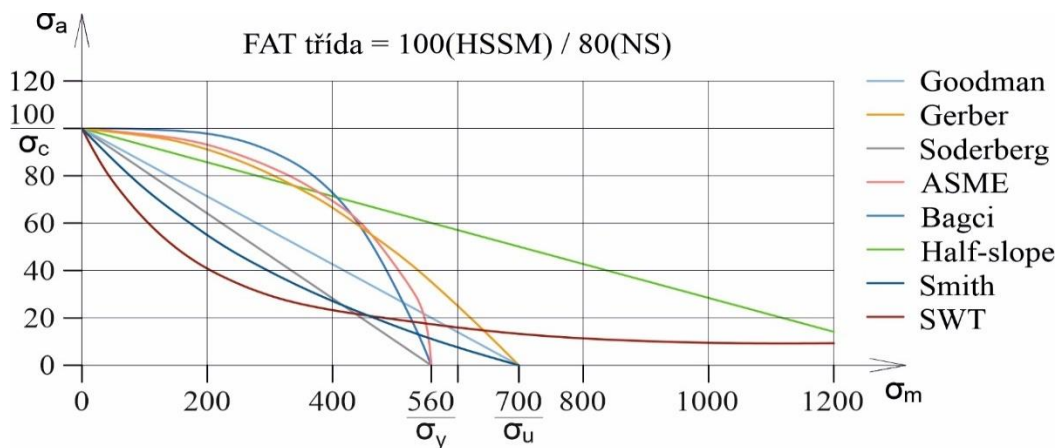
Rozkmit napětí

Podle (Papuga a kol., 2018) je k dispozici jedenáct modifikací hodnot amplitudy rozkmitu napětí. Ve stavebním inženýrství se využívají tři, Goodmanova (Dowling a kol., 2009), Gerberova (Kwofie, 2001) a Soderbergova (Papuga, 2014). Vychází se ze vztahu:

$$(\sigma_a/\sigma_e) + (\sigma_m/\sigma_x)^y = 1 \quad (7)$$

kde

σ_a	je amplituda rozkmitu napětí
$\sigma_e = \sigma_c/2$	amplituda dohodnuté únavové pevnosti
σ_c	referenční únavová pevnost s $R = \sigma_{min}/\sigma_{max} = 0$ (hodnota z norem podle (Flake, 2008))
$\sigma_m = (\sigma_{max} + \sigma_{min})/2$	střední napětí
σ_x	mez pevnosti nebo kluzu pro Soderbergovou metodu
y	1 nebo 2 pro Gerberovou



Obrázek 12. Grafické představení modifikačních metod

Pro výpočet modifikovaného rozkmitu napětí lze vyjádřit σ_e a nahradit ho opravenou amplitudou σ'_a . Získají se vztahy:

$$\begin{aligned}\sigma'_a &= \sigma_a / [1 - (\sigma_m / \sigma_u)] && \text{Goodmanova modifikace} \\ \sigma'_a &= \sigma_a / [1 - (\sigma_m / \sigma_u)^2] && \text{Gerberova modifikace} \\ \sigma'_a &= \sigma_a / [1 - (\sigma_m / \sigma_y)] && \text{Soderbergova modifikace}\end{aligned}\quad (8)$$

Byla publikována řada dalších zpřesněných modifikací, např. ASME (Chu, 2000), Bagci (Wang a kol., 2000), Half-slope (Sekercioglu, 2009), Smith (Finley, 1953) a SWT (Grover a kol., 1951), rovn. (9). Práce (Papuga a kol., 2018) ukazuje na velké rozdíly mezi analytickými a experimentálními hodnotami.

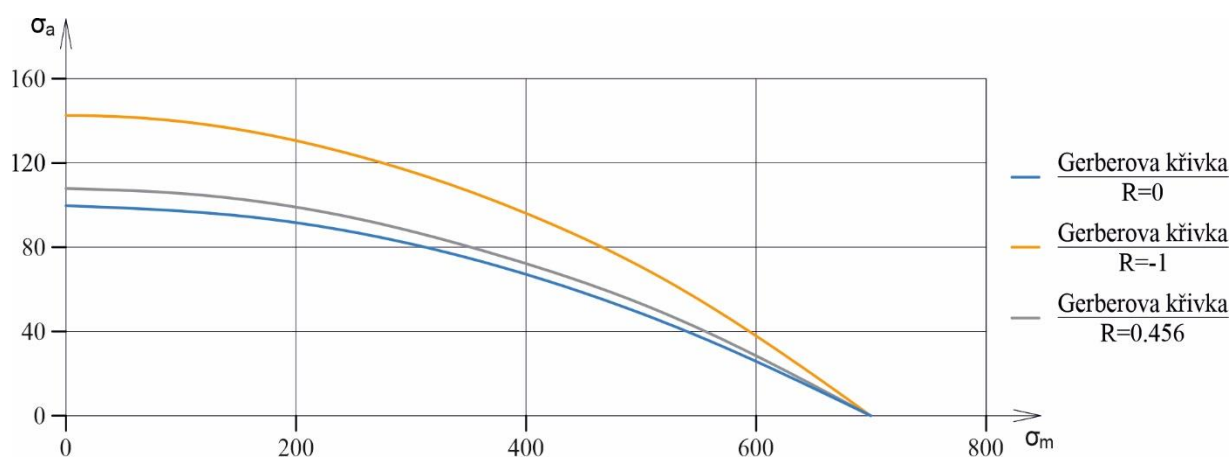
$$\begin{aligned}\sigma'_a &= \sigma_a / [1 - (\sigma_m / \sigma_y)^2]^{1/2} && \text{metoda ASME} \\ \sigma'_a &= \sigma_a / [1 - (\sigma_m / \sigma_y)^4] && \text{Bagciova metoda} \\ \sigma'_a &= \sigma_a / [1 - (\sigma_m / 2\sigma_u)] && \text{metodou Half-slope} \\ \sigma'_a &= [\sigma_a \times (1 + (\sigma_m / \sigma_u))] / [1 - (\sigma_m / \sigma_u)] && \text{Smithova metoda} \\ \sigma'_a &= \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \times \sigma_a} && \text{metoda SWT}\end{aligned}\quad (9)$$

Únavová (FAT) křivka

Vychází se z modifikace únavové křivky podle vztahů (8), (9) a výpočtu podle idealizované křivky s $R = -1$. Pro referenční normové třídy s hodnotou $R = 0$ (Flake, 2008), je třeba využít SWT modelu s průběhem $R = 0$, $\sigma_m = \sigma_a$.

$$\sigma_{c,R=-1} = \sqrt{(\sigma_{c,R=0} + \sigma_{c,R=0})\sigma_{c,R=0}} \quad (10)$$

Hodnoty lze dále modifikovat v závislosti na parametrech rozkmitu napětí, viz obr. 13.



Obrázek 13. Modifikace Gerberove křivky

Clemsonova rovnice (Wang a kol., 2000) je další možností popisu vlivu středního napětí na amplitudy rozkmitu $\sigma_m - \sigma_a$, kterou lze popsat jako:

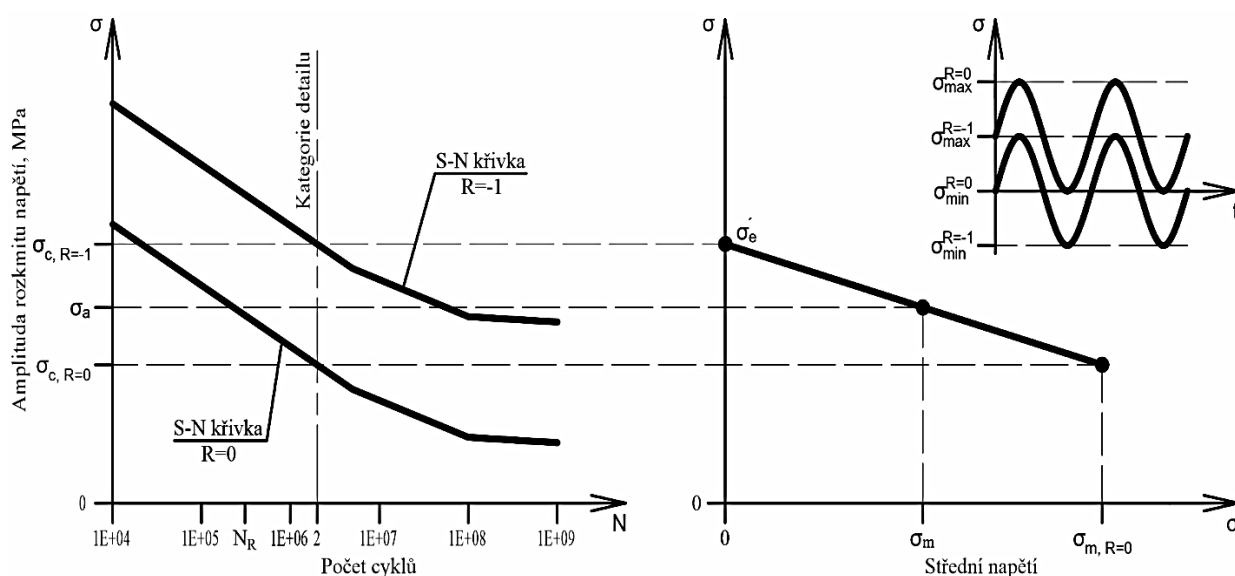
$$\sigma'_e = \sigma_{c,R=-1} [1 - (\sigma_m / \sigma_y)^{\sigma_y / \sigma_{c,R=-1}}] \quad (11)$$

Alternativní řešení spojují mechanické a únavové vlastnosti spoje. Nieslonyova metoda (Nieslony a kol., 2013) zahrnuje více parametrů a využívá vlivů poměru a amplitudy napětí. Pro jednotlivé modely jsou závislosti vyjádřeny jako:

$$\sigma'_e = \sigma_a \left[\sigma_{c,R=-1} / \sigma_{c,R=0} \right]^{(\sigma_m(1-R)) / (\sigma_{c,R=0}(R+1))} \quad \text{pro 1. model;}$$

$$\sigma'_e = \sigma_a \left[1 + \sigma_m \left[(1-R) / (R+1) \right] \left[(\sigma_{c,R=-1} - \sigma_{c,R=0}) / \sigma_{c,R=0}^2 \right] \right] \quad \text{pro 2. model} \quad (12)$$

Vysvětlení parametrů je na obrázku 14.



Obrázek 14. Vysvětlení parametrů Nieslonyové metody (Nieslony a kol., 2013)

Pro výpočet počtu cyklů při $R = -1$ lze použít hodnotu maximálního napětí. Práce (Marczewska a kol., 2005) ukazuje na možnost modifikace pomocí meze pevnosti oceli:

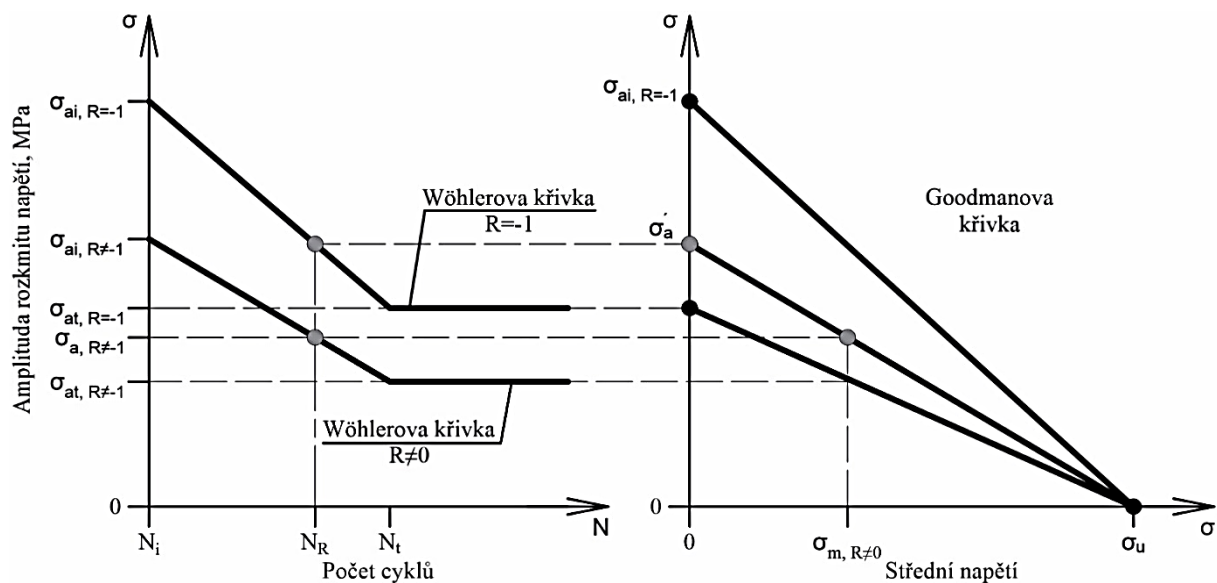
$$\sigma'_a = (0,5\sigma_{max}(-R - 1) + \sigma_{max}) / (1 - [0,5(R + 1)(\sigma_{max}/\sigma_u)]^y) \quad (13)$$

kde y se rovná jedné pro Goodmanovu a dvěma pro Gerberovu metodu. Takto se spojí vlivy namáhání a vlastnosti materiálu a zpřesní výpočet.

Podle (Marczewska a kol., 2005) lze využít Wöhlerovu křivku, ve které se využijí pouze mechanické vlastnosti materiálu prvků. Materiálová křivka se popíše ve dvou bodech, napětí při $1E+04$ a $1E+06$. Podle (Zahavi a kol., 1996) a (Frost a kol., 1999) se uvažuje $\sigma_{ai} = 0,9\sigma_u$ a $\sigma_{at} = 0,5\sigma_u$. Počet cyklů lze získat ze vztahu:

$$N_R = 10^{\left[\frac{\log(\sigma'_a) \log(N_i) - \log(\sigma'_a) \log(N_t) + \log(\sigma_{ai}) \log(N_t) - \log(\sigma_{at}) \log(N_i)}{\log(\sigma_{ai}) - \log(\sigma_{at})} \right]} \quad (14)$$

Označení veličin ve vztahu je na obrázku 15.

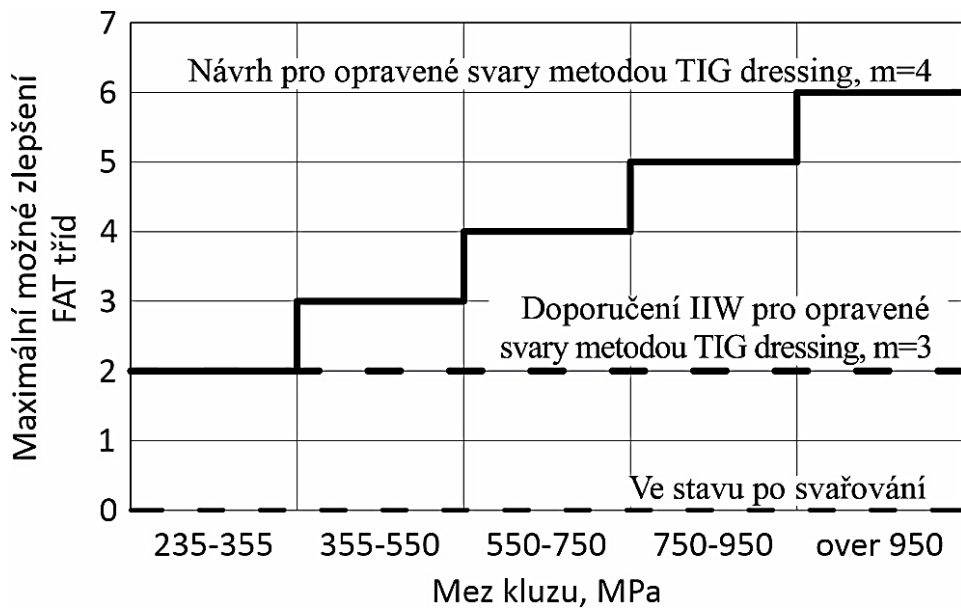


Obrázek 15. Vysvětlení vstupů pro Marczevskovu metodu (Marczewska a kol., 2005)

1.1.7.2 Vliv třídy oceli

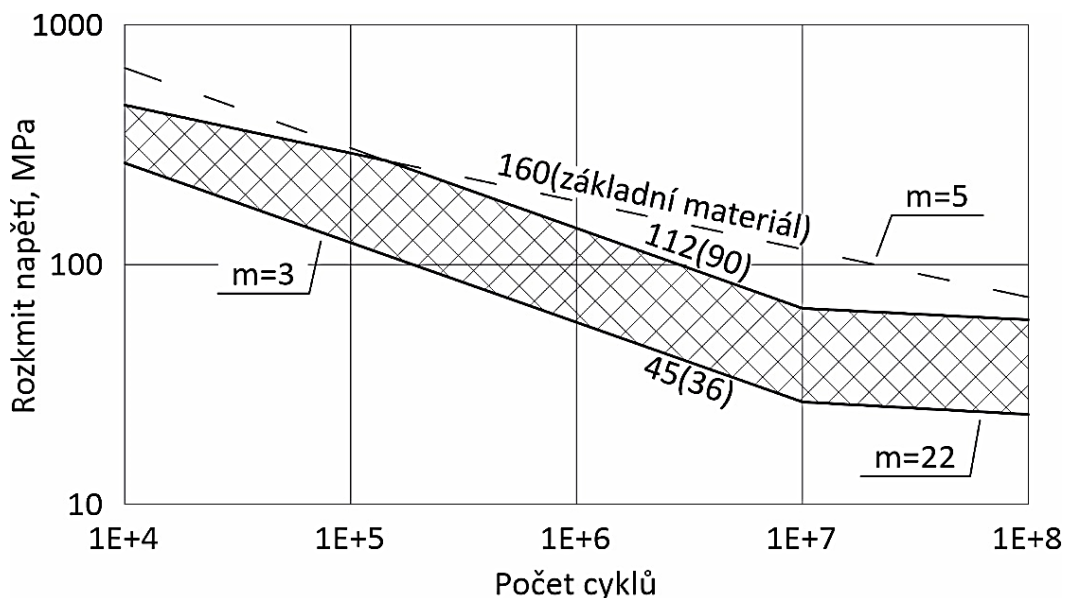
Ocelové svařované konstrukce z vysokopevnostní oceli se využívají nejen ve strojírenské ale v poslední době i ve stavební praxi. Při statickém namáhání lze vysoké pevnosti materiálu využít u řady konstrukčních prvků. Při dynamickém namáhání se ověřuje vhodnost materiálu a detailu pro namáhání na únavu. Konzervativní řešení může využití vysokopevnostních ocelí omezit. Současné návrhové postupy, např. ve stávajícím evropském předpisu (EN 1993-1-9) nebo navrhovaného (prEN1993-1-9), normy nedoporučují stupňování únavových tříd v závislosti na mezi pevnosti oceli bez úpravy povrchu svaru.

Pro vysokopevnostní oceli zkoumali rozdíly únavové pevnosti na vzorcích bez a s úpravou povrchu svaru (Yildirim a kol., 2016) a (Yildirim a kol., 2020). V pracích se sklon únavové křivky m změnil z hodnoty tři na 4 až 5,6 a zvýšila se třída únavové pevnosti. Vliv chlazení housenky po svařování na únavovou životnost studovali Lahtinen, Vilaca a Infante (Lahtinen a kol., 2019). Definovali nejmenší návrhovou hodnotu sklonu křivky jako $m = 3,7029$. Vzorky svařené různými technologiemi zkoušeli Sága a kol. (Sága a kol., 2020) a Costa a kol. (Costa a kol., 2010). Studie zahrnovaly svařování laserem, elektrodami a obrábění pýchování housenky svaru a kořene. Doložily, že lze využít i méně konzervativních návrhových tříd únavové pevnosti. Závislost změny únavových křivek na pevnostní třídě oceli a úpravě povrchu svaru metodou TIG dressing, které připravil Yildirim v (Yildirim, 2015) je ukázána na obrázku 16.



Obrázek 16. Yildoromové doporučení stupňování FAT tříd podle meze kluzu oceli, metoda úpravy svaru TIG dressing (Yildirim, 2015)

Povrch svarů není po svařování upravován nebo se pouze odstraňují vrcholy svaru, nazývá se *Burr grinding*. Cílem TIG dressing je plynulý přechod mezi základním materiálem a svarem přetavením kořene svaru. Pokud se únavová třída popíše metodou nominálních napětí, přináší jakákoli úprava povrchu svarů podle (Haagensen a kol., 2013) nárůst 1,3krát, viz obrázek 17. Pokud se postupuje metodou ohnisek napětí, využívá se klasifikace oceli, běžná $f_y < 350$ MPa nebo vysokopevnostní.



Obrázek 17. Doporučení únavové třídy podle meze kluzu oceli na základě návrhu Mezinárodního institutu svařování. Úprava svaru je *Burr grinding* (Haagensen a kol., 2013)

1.1.8 Celkové poškození

Celkové poškození v případě několika odlišných zatěžovacích cyklů se vypočítá Palmgren-Minerovým pravidlem:

$$\sum n_i/N_i \leq D \quad (15)$$

kde

n_i je počet cyklů příslušného rozkmitu napětí části posuzovaného spektra

N_i počet cyklů na mezi únavy se stejným rozkmitem

Hodnota kritéria kumulace poškození D se podle (EN 1993-1-9) rovná 1. (Hobbacher, 2016) doporučuje použití hodnoty 0,5 až 1 v závislosti na spoji. Při velkých proměnných hodnotách středního napětí lze využít až hodnotu 0,2 (Sonsino a kol., 2007).

Pro kombinaci smykového a normálního namáhání platí omezující podmínky:

$$(\sigma_R/\sigma_C)^2 + (\tau_R/\tau_C)^2 \leq CV \quad \text{platí pro obecné namáhání}$$

$$(\sigma_{R,comb}/\sigma_C)^2 \leq CV \quad \text{se uplatní při konstantní amplitudě zatížení se směrem} \quad (16)$$

maximálního napětí $\pm 60^\circ$ od normálu ke svaru

kde

$$\sigma_{R,comb} = 0,5(\sigma_R + \sqrt{\sigma_R^2 + 4\tau_R^2})$$

CV je součinitel, který záleží na druhu namáhání a směru sil, hodnota je v tabulce 3

Tabulka 3. Hodnoty srovnávací kritéria a kumulace poškození (Hobbacher, 2016)

Druh zatížení	Smykové a normální namáhání	Hodnoty součinitelů CV a D
Konstantní amplituda	Úměrný	$CV = 1$
	Není úměrný	$CV = 0,5$
Proměnná amplituda	Úměrný	$D = 0,5$
		$CV = 1$
	Není úměrný	$D = 0,5$
		$CV = 0,5$

1.2 Styčníky uzavřených průřezů

1.2.1 Rozkmit napětí

Výpočet únavové životnosti styčnicků z uzavřených průřezů se liší od styčnicků z otevřených vlivem tuhosti průřezů v kroucení a tvaru svarových housenek, které většinou nemají náběhy. Podklady pro stanovení únavové životnosti styčnicků z uzavřených průřezů připravil Zhao a kol. (Zhao a kol., 2001). Podle (EN 1993-1-9) lze metodou nominálních napětí rozkmit napětí spočítat jako:

$$\sigma_R = \gamma_{Ff} \Delta \sigma_{E,2} = \gamma_{Ff} K_1 K_s (\sigma_{max} + k \sigma_{min}) \quad (17)$$

kde

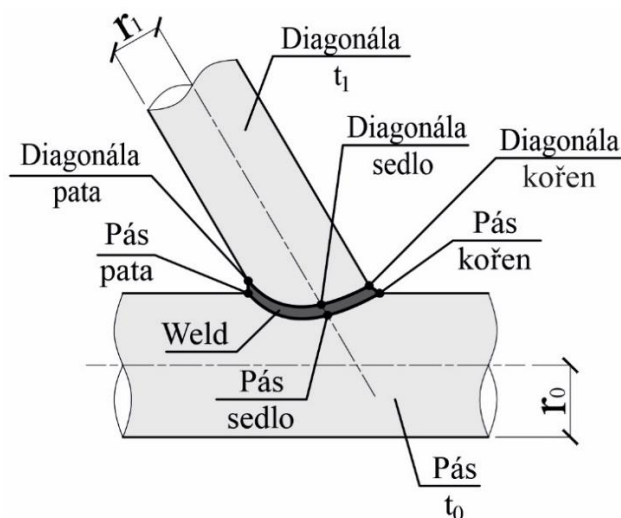
K_1 je zvětšovací součinitel podle tabulky 4, viz čl. 4 tab. 4.1 a 4.2 v (EN 1993-1-9)

$K_s = K_{s1} K_{s2}$ součinitele dalších vlivů, např. (Niemi a kol., 2018) a (Hobbacher, 2016)

Tabulka 4. Zvětšovací součinitel K_1 pro uzavřené průřezy namáhané v rovině

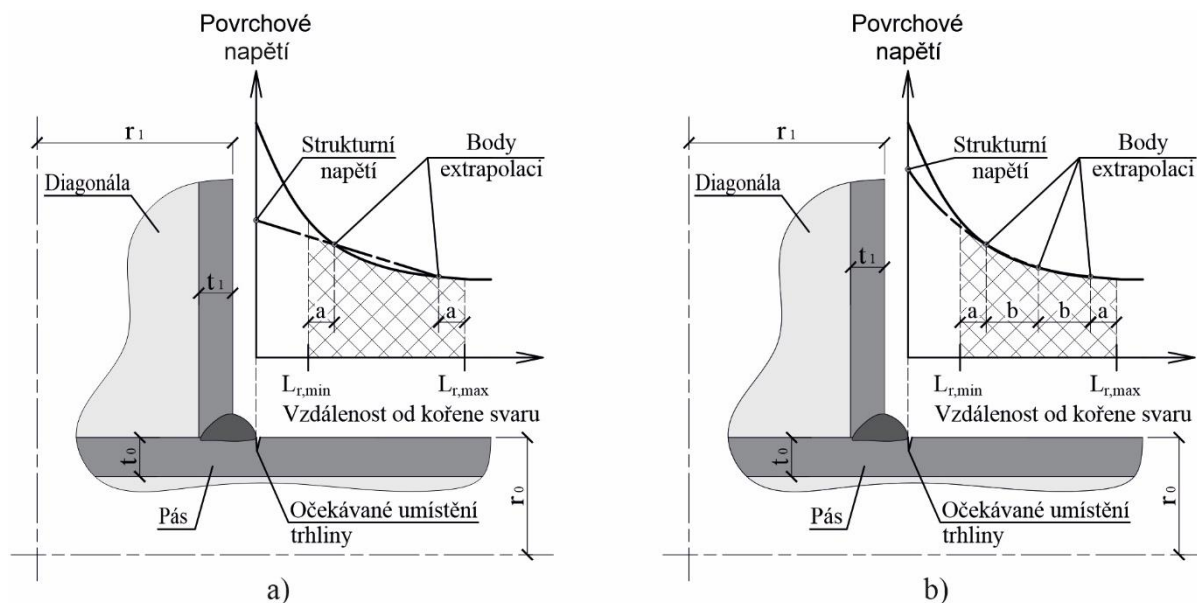
Uzavřený průřez	Tvar styčnicku		Pás	Svislice	Diagonály
Kruhový	Spoj s mezerou	K typ	1,5	1,0	1,3
		N/KT typ	1,5	1,8	1,4
	Přesazený spoj	K typ	1,5	1,0	1,2
		N/KT typ	1,5	1,65	1,25
Pravoúhlý	Spoj s mezerou	K typ	1,5	1,0	1,5
		N/KT typ	1,5	2,2	1,6
	Přesazený spoj	K typ	1,5	1,0	1,3
		N/KT typ	1,5	2,0	1,4

Připravované evropské návrhové normy (prEN 1993-1-14) a (prEN 1993-4-9) doporučují výpočet metodou ohnisek napětí druhu c. O výsledku rozhoduje poloha, ve které se odečítají napětí. Doporučená poloha bodů pro kontrolu je napjatosti je označena na obrázku 18.



Obrázek 18. Poloha bodů pro výpočet metodou ohnisek napětí druhu c podle (prEN 1993-1-9)

Vztahy se vychází z poznatků pro styčníky prvků otevřených průřezů. Liší se doporučená poloha extrapolačních bodů, které se využívají pro odečet hodnot při extrapolaci proceduře, viz obrázek 19 a tabulka 5. Pro kruhový uzavřený průřez (CHS) se doporučuje lineární aproximace a pro hranaté (RHS) kvadratická.



Obrázek 19. Oblasti extrapolace (prEN 1993-1-14) pro uzavřené průřezy
a) kruhové, b) pravoúhlé

Tabulka 5. Poloha bodů pro extrapolaci

Meze oblasti extrapolace	Extrapolace	Pásky		Diagonály	
		Sedlo	Koruna	Sedlo	Koruna
$L_{r,min}^a$	Lineární	$0,4t_0$		$0,4t_1$	
$L_{r,max}^b$		$0,09r_0$	$0,4\sqrt{r_0 t_0 r_1 t_1}$	$0,65\sqrt{t_1 r_1}$	
$L_{r,min}^a$	Kvadratická	$0,4t_0$		$0,4t_1$	
$L_{r,max}$		$L_{r,min} + t_0$		$L_{r,min} + t_1$	

Poznámky: ^aminimální hodnota je 4 mm; ^bminimální hodnota $L_{r,min} + 0,6 t_1$

Vztahy pro aproximace nejsou doporučeny. Používají se klasické matematické formulace, tj. metoda nejmenších čtverců pro lineární extrapolaci a polynom na intervalu pro kvadratickou. Lineární extrapolace se popisuje vztahem:

$$\sigma_R = c * x + d$$

$$c = \left[\sum_{i=1}^n x_i \sigma_i - \left(\sum_{i=1}^n \sigma_i \times \sum_{i=1}^n x_i / n \right) \right] / \left[\sum_{i=1}^n x_i^2 - \left(\left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2 / n \right) \right] \quad (18)$$

$$d = \left[\sum_{i=1}^n \sigma_i - \left(c \times \sum_{i=1}^n x_i \right) \right] / n$$

kde

c, d jsou konstanty aproximací

σ_i, x_i hodnoty napětí a vzdálenosti známých bodů v mezích regionu aproximace

Při $x = 0$ se rovnice (18) zkrátí na $\sigma_R = d$.

Pro kvadratickou extrapolaci platí:

$$\begin{aligned} \sigma_R = \sigma_1 & [(x - x_2)(x - x_3)/(x_1 - x_2)(x_1 - x_3)] \\ & + \sigma_2 [(x - x_1)(x - x_3)/(x_2 - x_1)(x_2 - x_3)] \\ & + \sigma_3 [(x - x_1)(x - x_2)/(x_3 - x_1)(x_3 - x_2)] \end{aligned} \quad (19)$$

Při $x = 0$ se rovnice (19) mění na:

$$\begin{aligned} \sigma_R = \sigma_1 & [x_2 x_3 / (x_1 - x_2)(x_1 - x_3)] + \sigma_2 [x_1 x_3 / (x_2 - x_1)(x_2 - x_3)] \\ & + \sigma_3 [x_1 x_2 / (x_3 - x_1)(x_3 - x_2)] \end{aligned} \quad (20)$$

Norská norma (DNVGL-RP-0005) doporučuje polohy bodů aproximace navázat na rozměry spojovaných prvků, viz vztahy (21).

$$\begin{aligned} a = 0,2\sqrt{r_1 t_1}; b = 0,65\sqrt{r_1 t_1} & \quad \text{na diagonále} \\ a = 0,2\sqrt{r_1 t_1}; b = 0,4\sqrt{r_1 t_1 r_0 t_0} & \quad \text{na pásu v koruně svarového spoje} \\ a = 0,2\sqrt{r_1 t_1}; b = \pi r_1 / 36 & \quad \text{na pásu v sedle svarového spoje} \end{aligned} \quad (21)$$

Vzdálenosti jsou již pro extrapolační oblasti upraveny

1.2.2 Volba sítě

Doporučená velikost sítě podle (prEN 1993-1-14) je pro všechny druhy uzavřených průřezů $0,5t \times 0,5t$ a (DNVGL-RP-0005) ukazuje na možnost použití rozměru $t \times t$.

1.2.3 Výpočet počtu cyklů

Výpočet počtu cyklů do poškození spoje z dutých průřez metodou ohnisek napětí je založen na principu Basquinovou rovnice. Využívají se proměnlivé sklony únavových křivek, viz obrázek 20 (Zhao a kol., 2000) a (prEN 1993-1-9), které závisí na tloušťce prvku. Vztahy pro výpočet jsou ukázány v rovnici (22) a) pro konstantní amplitudu a b) pro proměnnou amplitudu.

$$\begin{aligned} \log(\sigma_R) &= (1/3)(12,476 - \log(N_R)) + (0,06 \log(N_R) \log(16/t)) \quad \text{tradičně} & \text{a)} \\ N_R &= 10^{\log(N_R)} \leftarrow \log(N_R) = (12,476 - 3 \log(\sigma_R)) / (1 - 0,18 \log(16/t)) & (22) \\ \log(\sigma_R) &= (1/5)(16,327 - \log(N_R)) + 0,402 \log(16/t) \quad \text{tradičně} & \text{b)} \\ N_R &= 10^{\log(N_R)} \leftarrow \log(N_R) = 16,327 - 5 \log(\sigma_R) + 2,01 \log(16/t) \end{aligned}$$

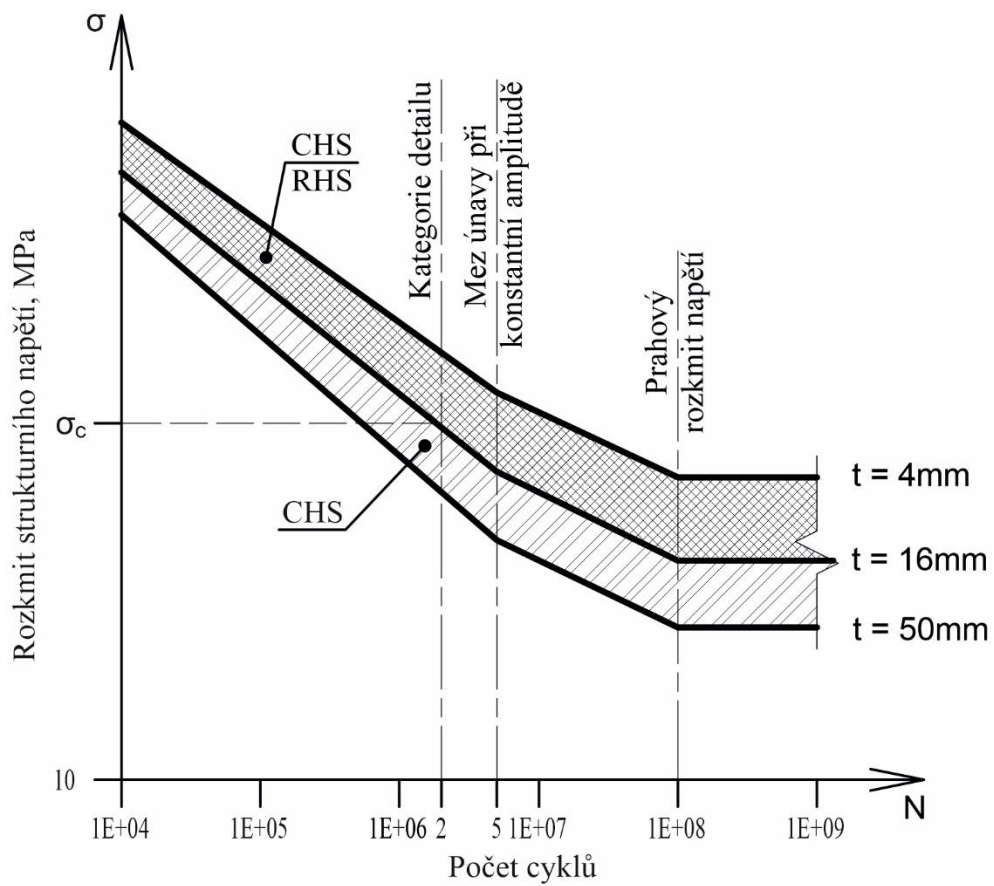
kde

N_R je počet cyklů do porušení

σ_R rozkmit napětí

t tloušťka prvku

Poznámka: Pro ověření výpočtu je nutně vypočítat únavovou třídu detailu, která je vyjádřena rozkmitem napětí $\sigma_R = \sigma_c$ při $N_R = 2 \times 10^6$ cyklů, a porovnat s hodnotami z tabulky B.2 normy prEN 1993-1-9 2020.



Obrázek 20. Oblasti únavových křivek pro spoje z kruhových uzavřených průřezů (CHS) $4 \text{ mm} \leq t \leq 50 \text{ mm}$ a pravoúhlých (RHS) ($4 \text{ mm} \leq t \leq 16 \text{ mm}$)

2. Cíle práce

2.1 Hlavní cíl

Cílem disertační práce je příprava návrhu únavové životnosti svařovaných ocelových styčníků skořepinovými prvky metodou konečných prvků. Metoda ohnisek napětí bude zpřesněna strojovým učením na experimentálních výsledcích, které budou rozšířeny numerickými simulacemi.

2.2 Experimentální část

- Příprava, provedení a vyhodnocení únavových zkoušek vzorků z vysokopevnostních ocelí pro ověření předpokladu závislosti mezi únavovou kategorií detailu spoje a třídy oceli.

2.3 Numerické části

- Na základě numerické a experimentální analýzy se genetickým algoritmem zvolí jedna ze sedmi doporučených metod modelování svaru, viz obrázek 21. Stanoví se zpřesňující součinitele pro použití daného modelu návrhu spojů prvků druhu a z otevřených průřezů.
- Budou popsány okrajové podmínky, které pro únavovou životnost zahrnou vliv středních napětí, a meze platností.
- Numerické modely budou validovány na experimentech. Bude ověřen předpoklad závislosti křivek na třídě oceli.
- Pro vybrané svařované styčnické spoje budou pro únavovou analýzu navrženy vhodné skořepinové modely MKP.
- Bude provedena parametrická studie vlivu součinitelů a budou připraveny meze platností.
- Pro konkrétní svařované styčnické spoje a obecné namáhání budou regresivní analýzou a strojovým učením připraveny zpřesňující součinitele.

	Standardní postup	Modifikovaný postup
Rozkmit napětí	<p><u>Vstupy z modelu:</u> $\sigma_{\min}, \sigma_{\max}$</p> <p>$R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ $R \geq 0, \sigma_R = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$ $R < 0, \sigma_R = \sigma_{\max} - 0,6\sigma_{\min}$</p> <p><u>Výstup části:</u> $\sigma_R = \sigma_R$</p>	<p><u>Vstupy z modelu:</u> $\sigma_{\min}, \sigma_{\max}$</p> <p>$R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$</p> <p><u>Výstup části:</u> $\sigma_R = \sigma_R$</p> <p>Optimalizace a korekce Korekce rozkmitu napětí $\sigma_i = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$ $\sigma_R^* = 1,67\sigma_{0,4t} - 0,67\sigma_{1t}$ ohyb $\sigma_R^* = (1,67X^{SM} - 0,67)\sigma_{1t}$ tah+ohyb</p> <p>$\sigma_a = \sigma_R / 2$ $\sigma_R^* = 2k\sigma_a$ Vliv středních napětí $\sigma_c = \sigma_c^{R=0} \rightarrow \sigma_c^{R=-1}$ $\sigma_e^* = k\sigma_c^{R=-1}$</p>
Únavová třída	<p><u>Vstupy z EN 1993-1-9:</u> σ_c, m, N_{FAT}</p> <p>σ_c závisí na typu styčnicku, m, N_{FAT} závisí na hodnotě a typu napětí</p> <p><u>Výstup části:</u> $\sigma_c = \sigma_c, m = m, N_{FAT} = N_{FAT}$</p>	<p><u>Vstupy z EN 1993-1-9:</u> σ_c, m, N_{FAT}</p> <p>m, N_{FAT} závisí na hodnotě a typu napětí</p> <p><u>Výstup části:</u> $\sigma_c = \sigma_c, m = m, N_{FAT} = N_{FAT}$</p> <p>Stupňování únavových tříd $f_y \leq 500 \text{ MPa}, \sigma_c^{R=0} = \sigma_c$ $f_y > 500 \text{ MPa}, \sigma_c^{R=0} = \sigma_c + 2$ třídy</p>
Počet cyklů	<p><u>Vstupy z předchozích částí:</u> $\sigma_R, \sigma_c, m, N_{FAT}$</p> <p>$N_R = \sigma_c^m N_{FAT} / \sigma_R^m$ - Parížské pravidlo</p> <p><u>Výstup:</u> N_R</p>	<p>$\sigma_{\min}, \sigma_{\max}, \sigma_i$ jsou extrémní napětí $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$ poměr zatížení σ_R rozkmit napětí σ_R^* upravený rozkmit napětí σ_c referenční únavová pevnost při $N_{FAT} = 2E+06$ σ_c^* upravená únavová pevnost m sklon únavové křivky N_{FAT} referenční hodnota únavové životnosti N_R počet cyklů do porušení</p>

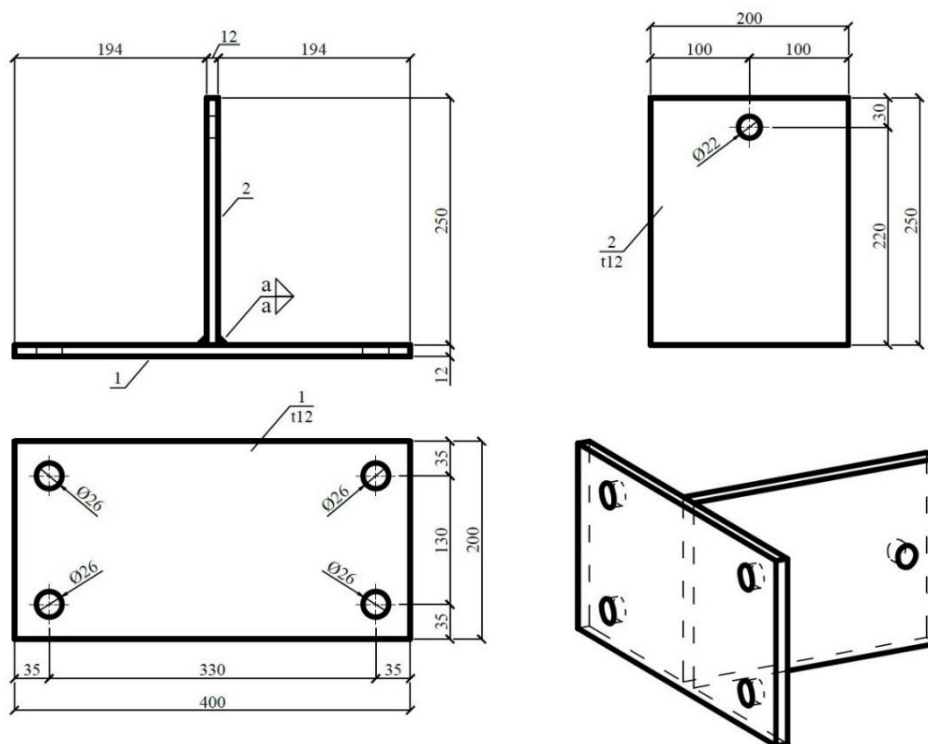
Obrázek 21. Vývojový diagram postupu práce

3. Experimentální část

3.1 Podklady

3.1.1 Popis experimentů

V rámci projektu TAČR Merlion III FW01010392 bylo zkoušeno 37 vzorků tvaru T, které se navazovaly na publikované vzorky a modely Chillala a Pagara (Chillal a kol., 2016). Každý vzorek byl vyroben ze dvou plechů 400×200 a 250×200 mm z oceli S700MC (21 kusů), S500 (8 kusů) a S355 (8 kusů) podle obrázku 22. Vzorek byl na zkušební rám uložen šroubovým přípojem. Koutové svary byly připraveny metodou MAG, A35 podle EN ISO 4063, s ochranným plynem M21, směs 82 % Ar + 18 % CO₂, podle EN ISO 14175 a stupněm jakosti B podle EN 25817 ve Výukové svařovací laboratoři ČVUT na FS. Účinné výšky svaru byly 5 a 6 mm. Tepelný příkon byl 1,02 kJ/mm. Povrch svarů nebyl upraven.



Obrázek 22. Schéma zkoušeného vzorku

Svařené vzorky byly převezeny do Centra AdMaS Fakulty stavební Vysokého učení technického v Brně, kde byly osazeny senzory a zkoušeny. Přítomnost trhlin vzniklých při chladnutí po svařování byla ověřena kapilární metodou. Trhliny nebyly objeveny. Pro stanovení napětí podle metodiky extrapolovaných jmenovitých napětí byly všechny vzorky osazeny na stojině T-průřezu dvěma tenzometry pro ohniska typu a, tj. ve vzdálenostech $0,4t$ mm a t mm od stěny plechu. Pásnice vzorku tvaru T-průřezu byla přišroubována k prvku, který byl závitovými tyčemi uchycen ke sloupu rámu. Vzorek se smrštěním svarů mírně deformoval, a proto byl podložen tenkými plechy na straně horních, tažených šroubů. Tlak byl na vzorek vyvozen přes všesměrný kloub zatěžovacím válcem.

Vzorek byl namáhán smykem a ohybem z roviny T profilu s různou frekvencí (2–10 Hz) tak, aby nedocházelo k rezonanci. Při měření byly ukládány extrémy z cyklů. Po dosažení deformace 120 % aritmetického průměru konstantní části v průběhu zatěžování byl vzorek byl považován za zničený.

3.1.1 Vyhodnocení experimentálních dat

Výsledky byly zpracovány regresní analýzou podle (Niemi a kol., 2018) a (Bartsch a kol., 2020), viz příloha A. Hodnoty byly filtrovány podle (ANSI/AISC 360-16).

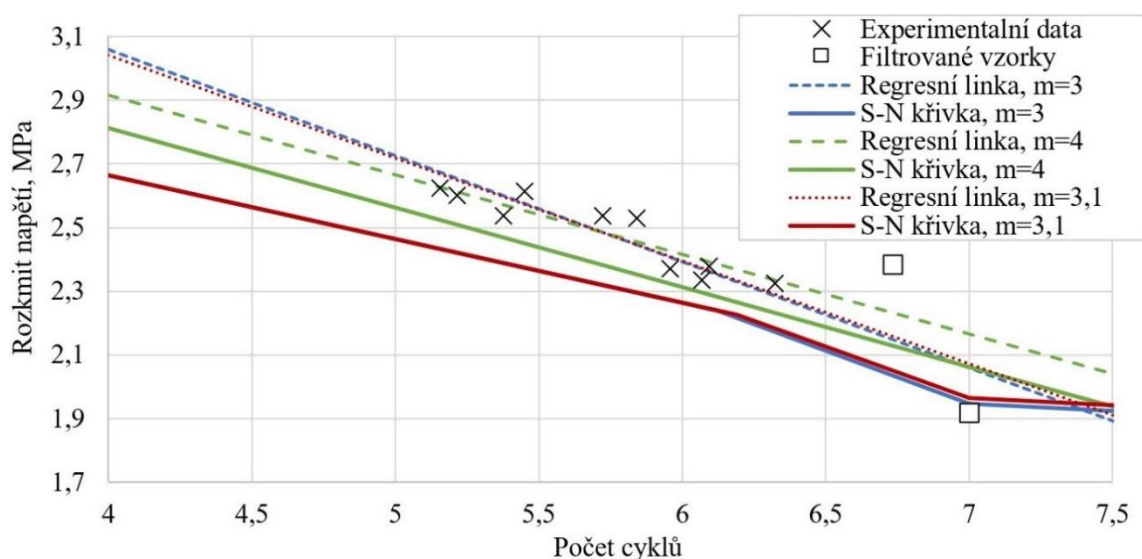
Na obrázcích jsou zobrazeny únavové křivky s $m = 3, 4$ a nejvěrohodnější libovolný, které odpovídají doporučeným sklonům podle (Haagensen a kol., 2013), (Yildirim, 2015) a (Kuhlmann, 2009). První a třetí křivky jsou upraveny podle doporučení (Haagensen a kol. 2013), s horním omezením únavové životnosti základního materiálu, únavová třída FAT160 se sklonem $m = 5$, a prodloužením se sklonem $m = 22$ po 10^7 cyklů. Řešení se sklonem křivky $m = 4$ není omezeno.

Malé vzorky mají v porovnání se skutečnými styčníky menší reziduální pnutí. Pro zkoušení se doporučuje velký poměr hodnot napětí $R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$. Nejméně se doporučuje $R = 0,5$. Pokud podmínku nelze dosáhnout příručka IIW doporučuje snížení výpočtové únavové třídy (FAT) o 20 % (Hobbacher, 2016).

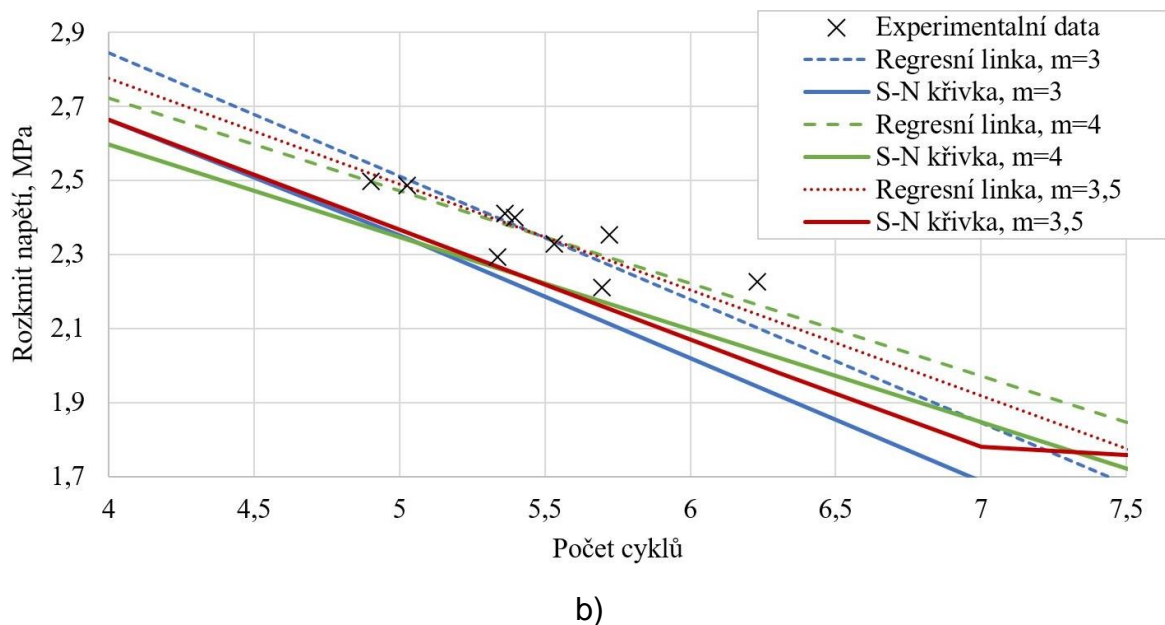
3.2 Výsledky únavových zkoušek

3.2.1 Zkoušení vzorků z oceli S700MC

Bylo zkoušeno 21 vzorků s účinnými výškami svaru 5 a 6 mm. Na obrázku 23a) jsou zobrazeny vypočtené rozkmit napětí 151,52; 173,12 a 155,09 MPa při $2E+06$ cyklů pro první řadu experimentů a na obrázku 23b) pro druhou s dosaženými hodnotami 83, 03 MPa; 104,94 MPa a 95,73 MPa. V tomto případě se volí návrhové únavové třídy FAT125 a FAT80 podle nejvěrohodnějších odhadů.



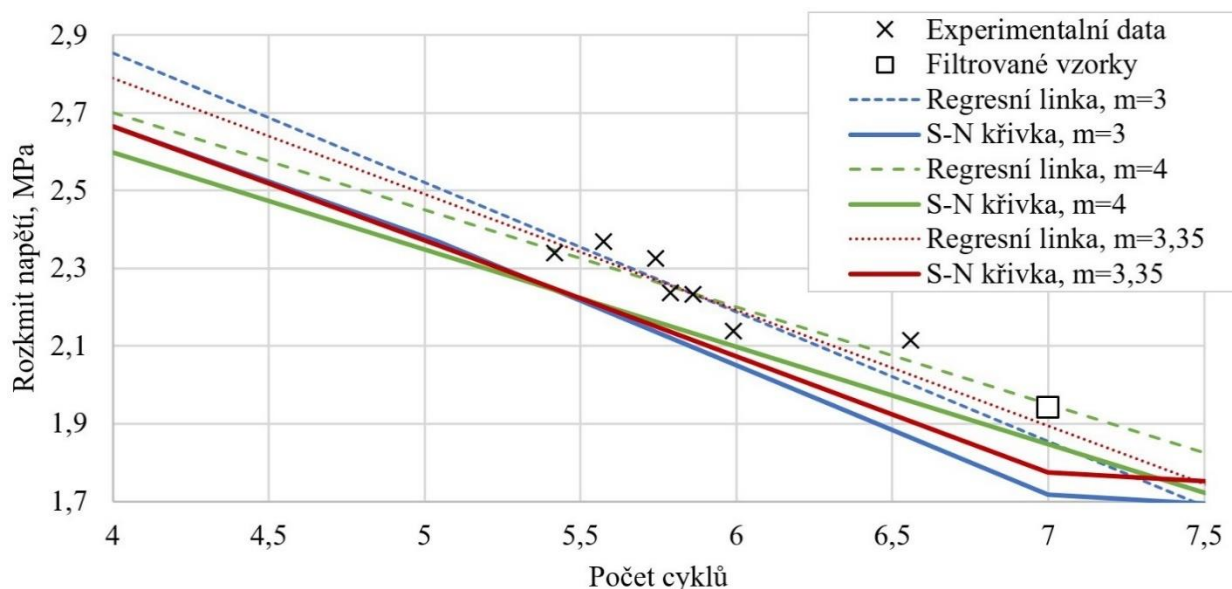
a)



Obrázek 23. Dosažené výsledky zkoušení vzorků s účinnou výškou
a) 5 mm a b) 6 mm

3.2.2 Zkoušení vzorků z oceli S500

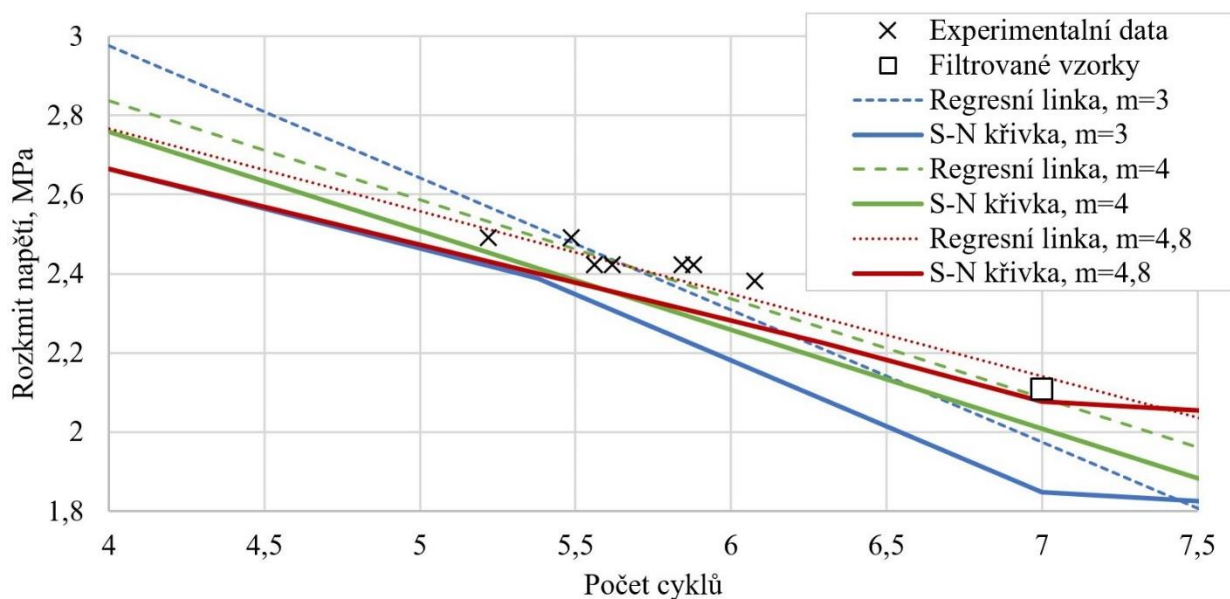
Bylo zkoušeno 8 vzorků s účinnou výškou 6 mm. Na obrázku jsou zobrazeny vypočtené rozkmity napětí 89,05; 105,34 a 96,31 MPa při $2E+06$ cyklů. V tomto případě se volí návrhová únavová třída FAT90 podle nejvěrohodnějšího odhadu.



Obrázek 24. Dosažené výsledky zkoušení vzorků S500

3.2.3 Zkoušení vzorků z oceli S355

Bylo zkoušeno 8 vzorků s účinnou výškou 6 mm. Na obrázku jsou zobrazeny vypočtené rozkmity napětí 120,52; 152,6 a 167,41 MPa při $2E+06$. V tomto případě se volí návrhová únavová třída FAT100 podle nejvěrohodnějšího odhadu.



Obrázek 25. Dosažené výsledky zkoušení vzorků S355

3.3 Vyhodnocení výsledků

Řady vzorků z ocele S700MC, s účinnou výškou svaru 6 mm, a S500 byly svařeny s využitím nevhodné elektrody. Obě série jsou vyloučeny z analýzy.

Dosažené hodnoty byly porovnány s analytickými výpočty podle doporučených postupů, tj. podle Eurokódu EN (EN 1993-1-9), podle Mezinárodního institutu svařování IIW (Haagensen a kol., 2013) a podle (Yildirim, 2015), viz Tabulka 6. Stupňování únavových tříd platí jen pro vzorky s mezí kluzu ocele vyšší než 355 MPa.

Tabulka 6. Průměrné odchylky počtu cyklů s využitím doporučených únavových křivek

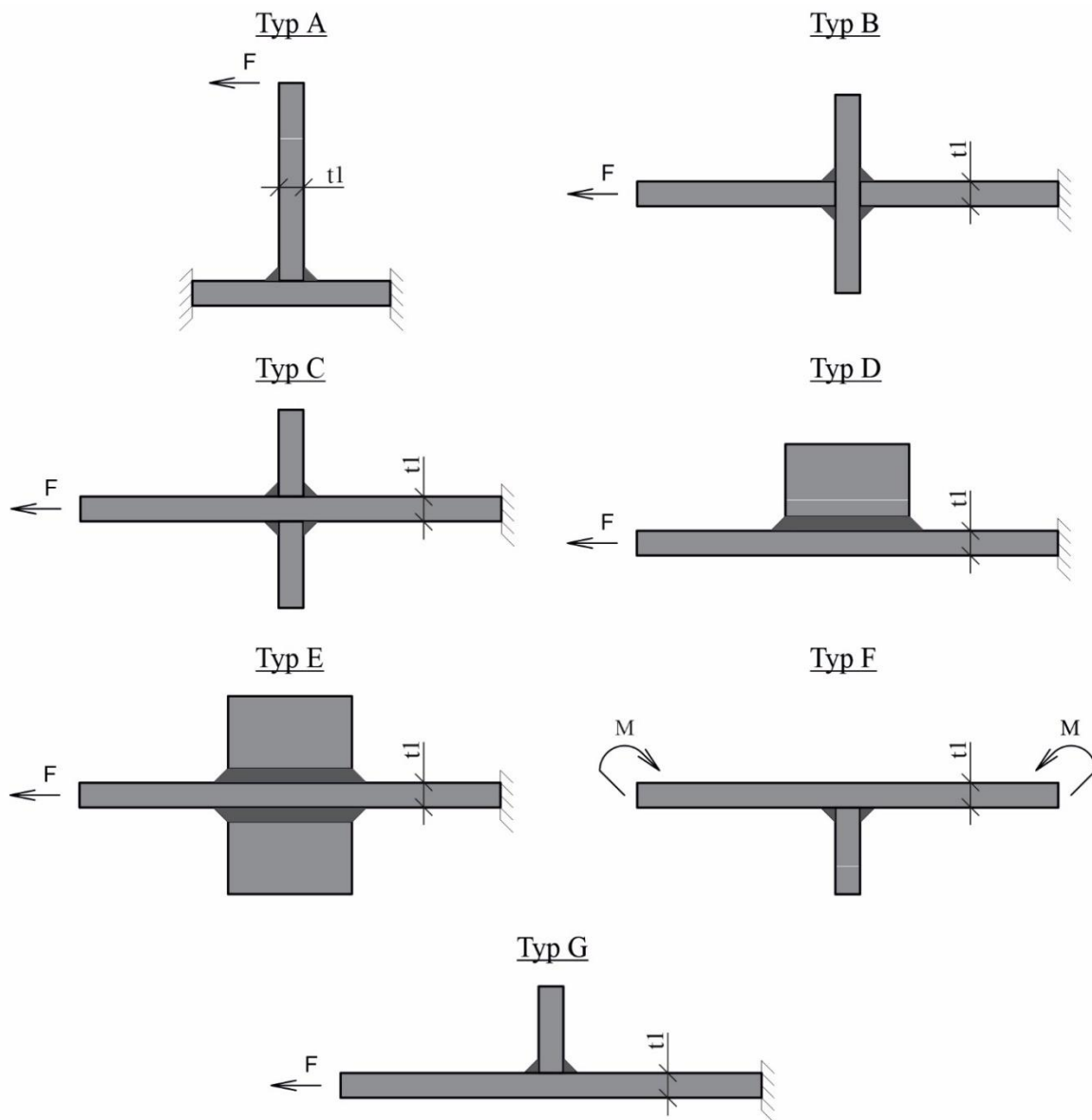
	FAT třídy pro vzorky z ocele S700MC / S355	m	Průměrná odchylka (%) pro vzorky z ocele:	
			S700MC	S355
EN	100 / 100	3	704,06	421,64
IIW	125 / -	3	311,68	-
Yildirim	160 / -	4	287,07	-

Hodnoty průměrných odchylek ukazují rezervy u svařovaných styčnicků v ohybu, což souhlasí s předpokladem konzervativnosti výpočetních metod. Rozdíl mezi IIW a Yildirimovými výpočty, 311,68 % a 287,07 %, není velký. Výsledky potvrzují dominanci vlivu středních napětí.

4. Numerická simulace svařovaných styčnicků

4.1 Podklady

Pro analýzu byla vytvořena databáze únavových zkoušek z literatury a z vlastních experimentů. Vzorky jsou seskupeny podle geometrie spojů, viz obrázek 26. Podle tabulky B.1 (EN 1993-1-9) dle metody ohnisek napětí patří všechny druhy styčnicků k únavové třídě FAT100. Odkazy a popisy vzorků jsou uvedeny v tabulce B1 přílohy B.



Obrázek 26. Typy zkoumaných svařovaných spoje

- Typ A. Svařovaný styčník T-průřezu v ohybu,
- Typ B. Svařovaný křížový styčník s plně provařenými svary v tahu,
- Typ C. Svařovaný křížový styčník s příčně připojenými plechy v tahu,
- Typ D. Svařovaný styčník s podélně připojeným plechem v tahu,
- Typ E. Svařovaný styčník se dvěma podélně připojenými plechy v tahu,
- Typ F. Svařovaný styčník T-průřezu v 4bodovém ohybu,
- Typ G. Svařovaný styčník s příčně připojeným plechem v tahu

Experimenty z literatury byly pro odstranění vzorků s přeceněnou únavovou životností filtrovány podle postupu v příloze A. Prvním krokem bylo vytvoření referenčního objemového modelu. Většina článků obsahovala naměřené rozkmity napětí podle metody nominálních napětí, proto se i referenční model validoval touto metodou. Byly využity rozkmity napětí nebo v určených bodech, když byly uvedeny v člancích, nebo ve vzdálenosti větší jedné šířky zatíženého plechu od kořene, aby vynechat lokální nelineární zvýšení napětí. Počítalo se v pružném stavu. Při splnění maximálního rozdílu mezi experimentální a numerickou hodnotou do 10 % byl model považován za validovaný.

Pro každou experimentální sérii bylo připraveno sedm typů skořepinových modelů z 1.1.5. Rozkmit napětí se odečítal podle obou extrapoláčních postupů, tzv. jemná a hrubá síť, viz tab. 1. Modely byly dále verifikovány a validovány NS metodou.

V numerické části byl připraven postup pro výpočet rozkmitu napětí podle metody ohnisek napětí MKP modelem s deskostěnovými prvky.

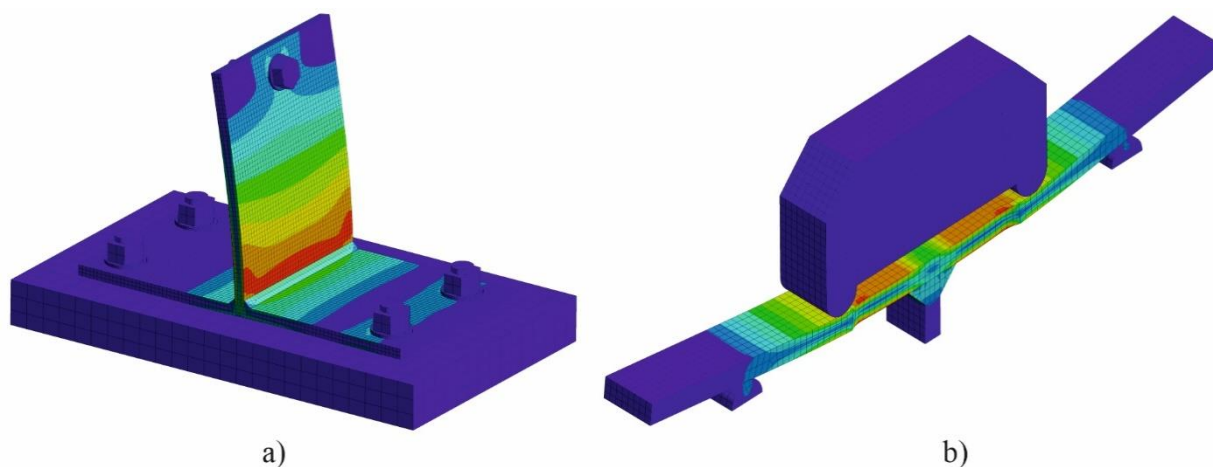
4.2. Svařované styčníky v ohybu

4.2.1 Referenční objemové modely

Referenční objemové modely byly vytvořeny v programu ANSYS 19.2, viz obrázek 27. Byly využity prostorové prvky s dvaceti uzly. Velikost sítě byla volena $0,4t \times 0,4t$, tzv. jemná síť. Zatěžovalo se kombinace extrémních namáhání během jednoho cyklu.

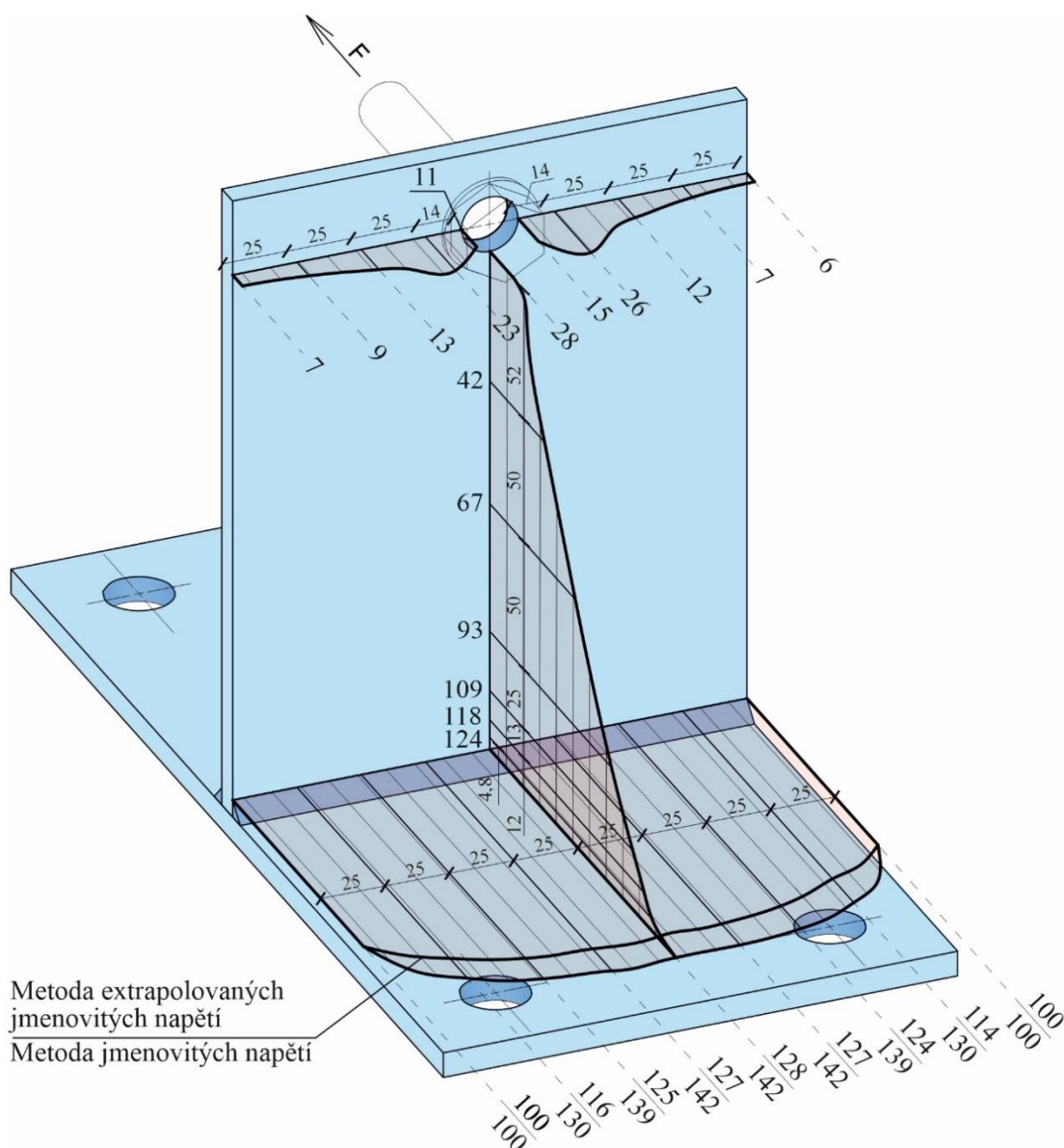
Aby se zachovala skutečná tuhost spoje mezi vzorkem a zkušebním rámem, jaká byla během experimentu, byly pro modely svařovaných spojů druhu A podkladní plechy. Pro minimalizaci vlivu deformace byla tloušťka plechu volena 50 mm. Kontaktní plochy byly modelovány v místech skutečného a předpokládaného dotyku dvou prvků.

Numerické modely svařovaných spoje typu B využívaly rozměry válce zkušebního rámu od výrobců. Polohy odpovídaly hodnotám uvedeným v člancích. Zatěžovalo se horními válci. Kontakty byly použity s třením, *friction* ($k=0,18$; *Pinball Region* = *Program Controlled*, *Interface Treatment* = *Adjust to Touch*) a bez tření, *frictionless* (*Pinball Region* = *Program Controlled*, *Interface Treatment* = *Adjust to Touch*).



Obrázek 27. Objemové numerické modely, *von-Mises stress*, pro
a) typ A (série 1), b) typ F (série 15)

Všechny modely jsou validovány, maximální odchylka je -2,64 %, viz tab. B2 sloupec PM. Příklad rozdělení povrchových napětí na tažené straně vzorku je na obrázku 28.



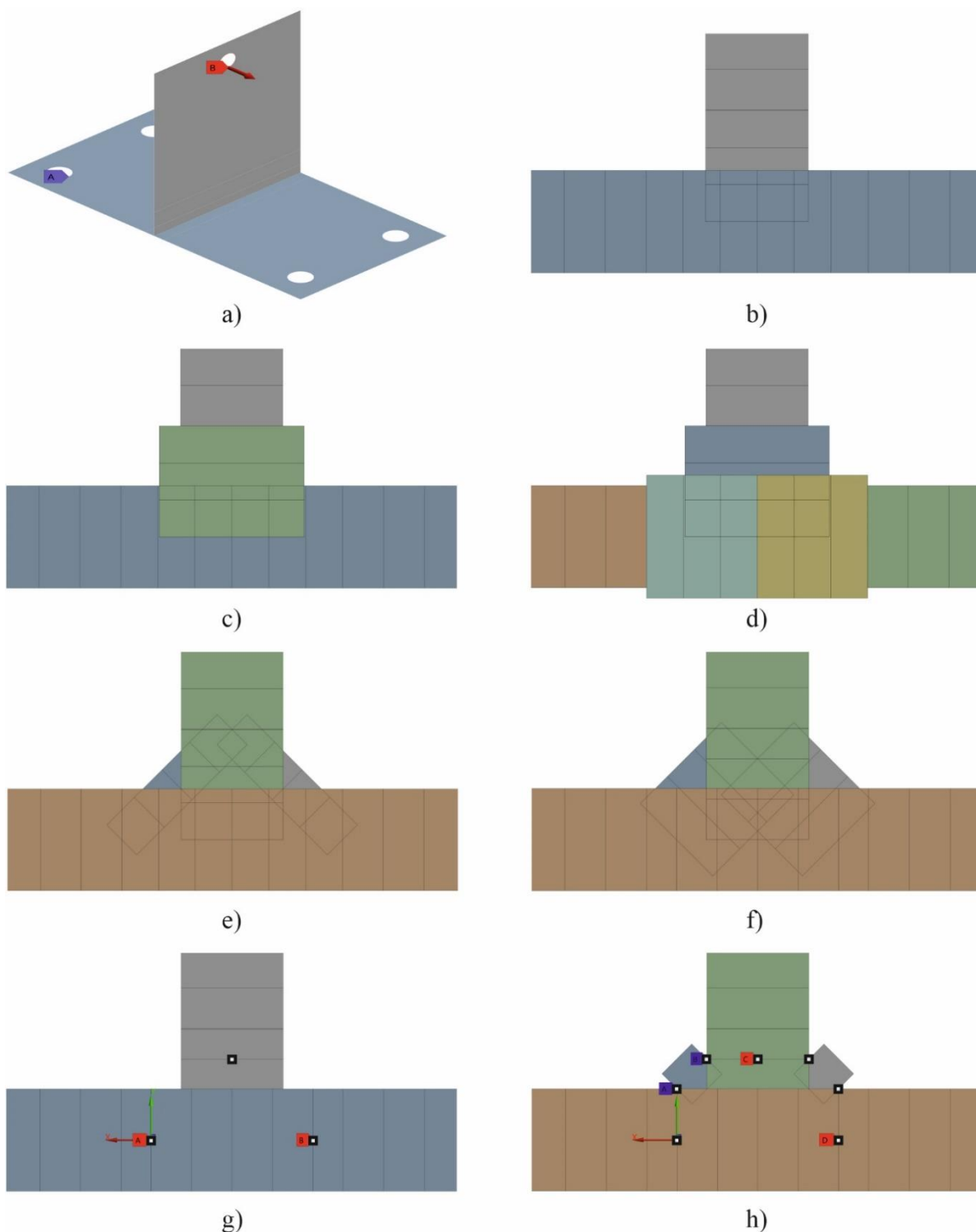
Obrázek 28. Rozdělení povrchových napětí na tažené straně modelu. Typ A, série 1

4.2.2 Skořepinové modely

Skořepinové modely byly vytvořeny deskostěnovými prvky *Midsurface* se skutečnou tloušťkou plechů. Svařovaná spoje se modelovala podle kapitoly 1.1.4. Příklady jsou na obrázku 29. Numerická síť byla připravena pomocí prvků s osmi uzly. Byly využity obě extrapoláční postupy podle tab. 1.

Pro spoje typu A byla zvolena tuhá kotvení, *Fixed Support*, která se umístila na hranách otvoru pro fixační šrouby ke zkušebnímu rámu. Namáhání se modelovalo stejně jako na objemovém modelu a bylo aplikováno k hraně díry pro horní šroub, viz obrázek 29a).

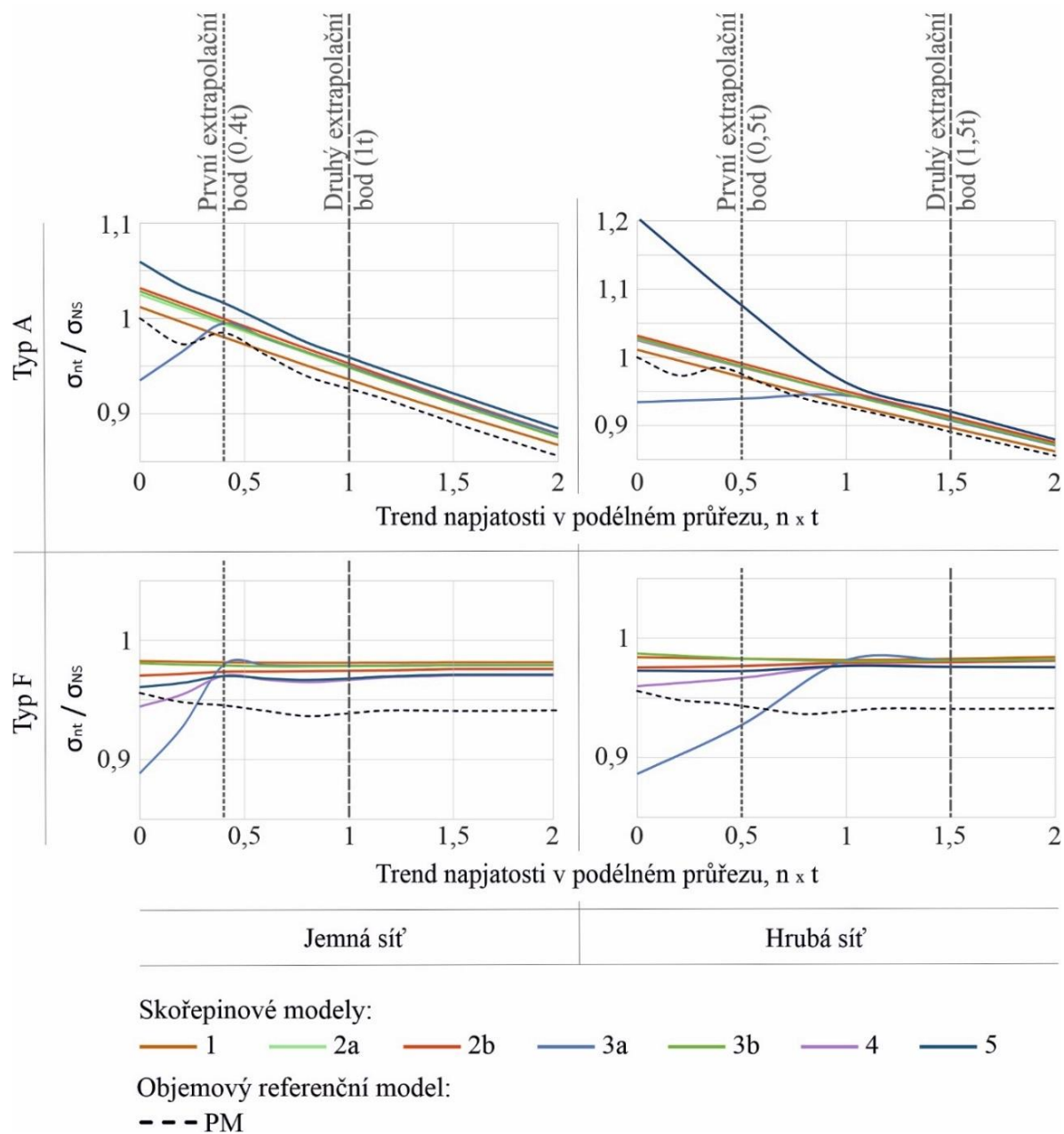
Řešení pro typ F využila dva druhy fixací. Levá opora je kloub bez lineárních posunů, *Simply Supported*. Pravá omezuje jenom svislý pohyb, *Displacement*. Model je namáhán dvěma silami, které představují polovinu skutečné hodnoty.



Obrázek 29. Příklady skořepinových modelů pro typ A, série 1
 a) okrajové podmínky, b) tuhé spoje, c) tloušťka připojeného plechu,
 d) tloušťky obou plechů, e) šikmý prvek (Niemi, 1995), f) šikmý prvek (Glinka a kol.,
 2014), g) tuhé vazby, h) tuhé vazby a skloněný prvek

Modely, kromě 3a, byly validovány podle metody NS s maximální odchylkou 8,88 %, víc tabulka B2 sloupce 1-5. Skořepinový model 3a nelze vlivem geometrie přijmout jako univerzální. Umístění šikmého prvku omezuje použití jenom na styčníky v tahu. U spojů v ohybu typu A je minimální odchylka 11,85 %.

Hlavním cílem této části je pro metodu ohnisek napětí volba nejpřesnějšího skořepinového modelu. Velikost sítě má velký vliv na kvalitu výpočtu a zaleží na výběru extrapoláčního postupu. Ze zkoušky citlivosti lze potvrdit výhody jemnější sítě, které jsou univerzálnost a stabilita. Skořepinové modely mají v aproximačních bodech rozkmity napětí velmi podobné objemovému modelu. Hodnoty se mezi metodami a typy svařovaných spojů příliš neliší, víc obrázek 30 a tabulka B3.

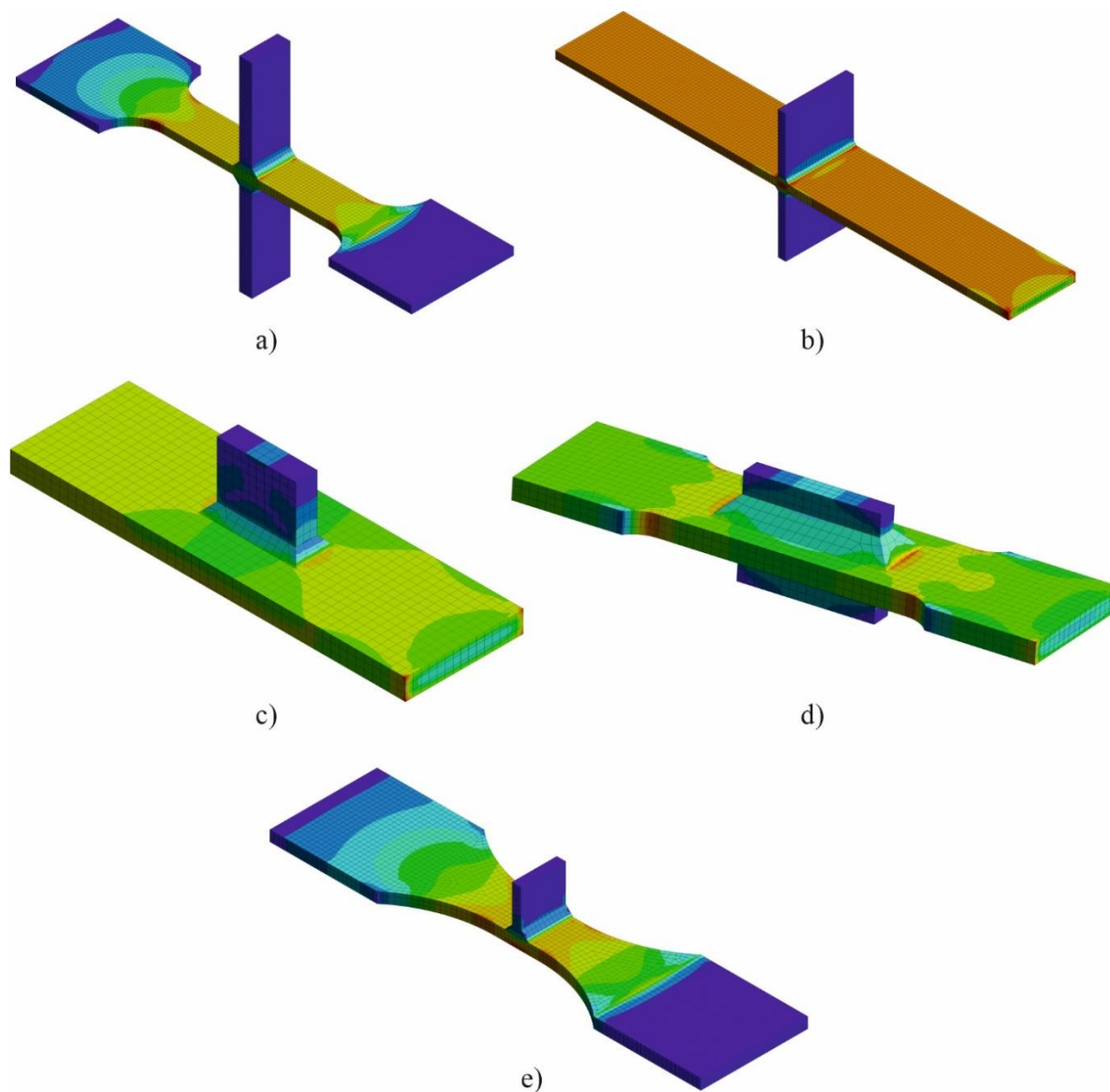


Obrázek 30. Trendy napjatosti u kořenu svaru ve podélném průřezu

4.3 Svařované styčníky v tahu

4.3.1 Referenční objemové modely

Řešení pro svařovaná styčníky v tahu byla připravena v ANSYS pomocí prvků s dvaceti uzly, obrázek 31. Odečet napětí byl proveden podle extrapoláčního postupu Jemná síť z tabulky 1. Velikost sítě byla volena $0,4t \times 0,4t$.



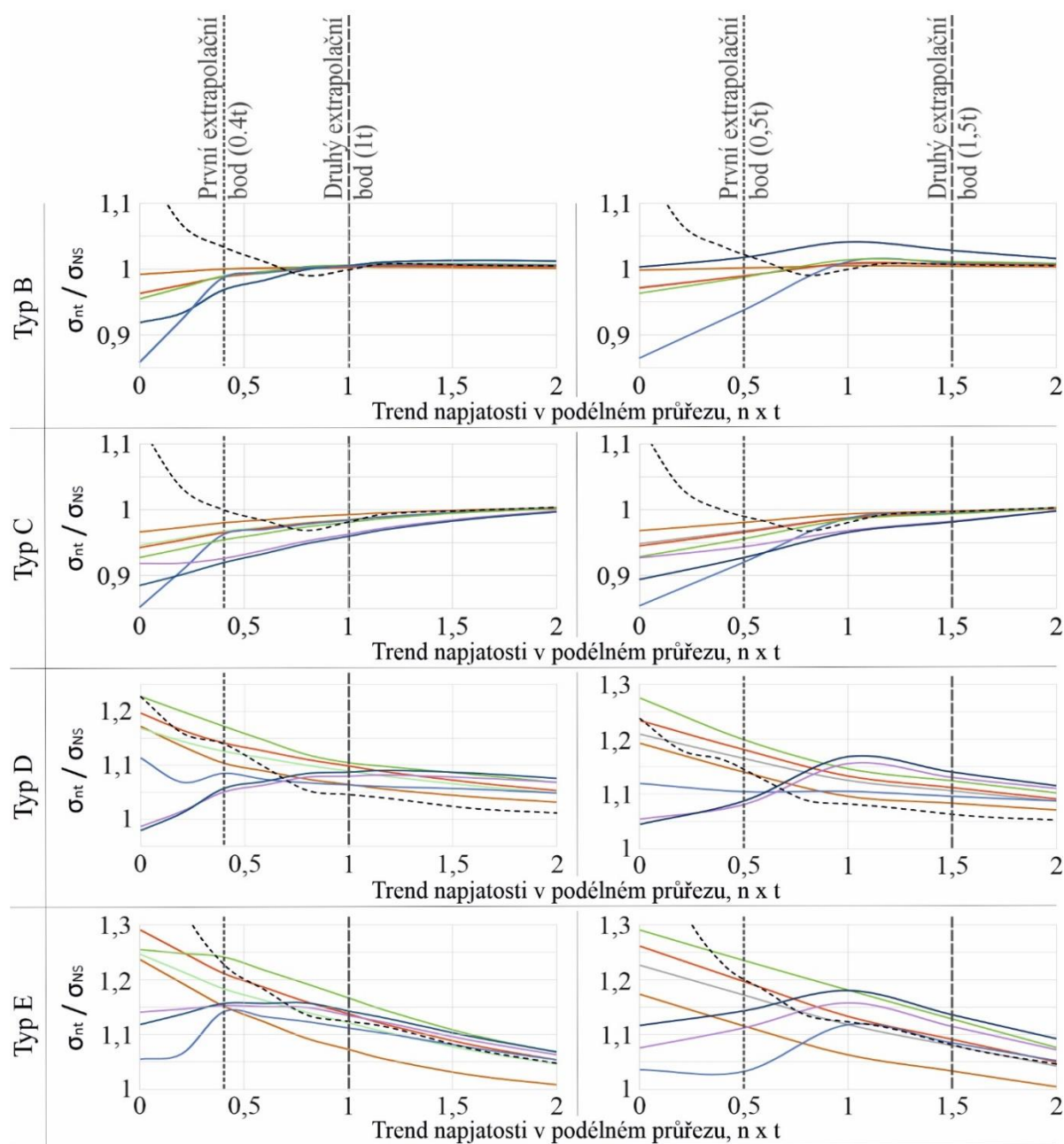
Obrázek 31. Objemové numerické modely, *von-Mises stress*, pro
a) typ B (série 5), b) typ C (série 4a), c) typ D (série 8),
d) typ E (série 25), e) typ G (série 6)

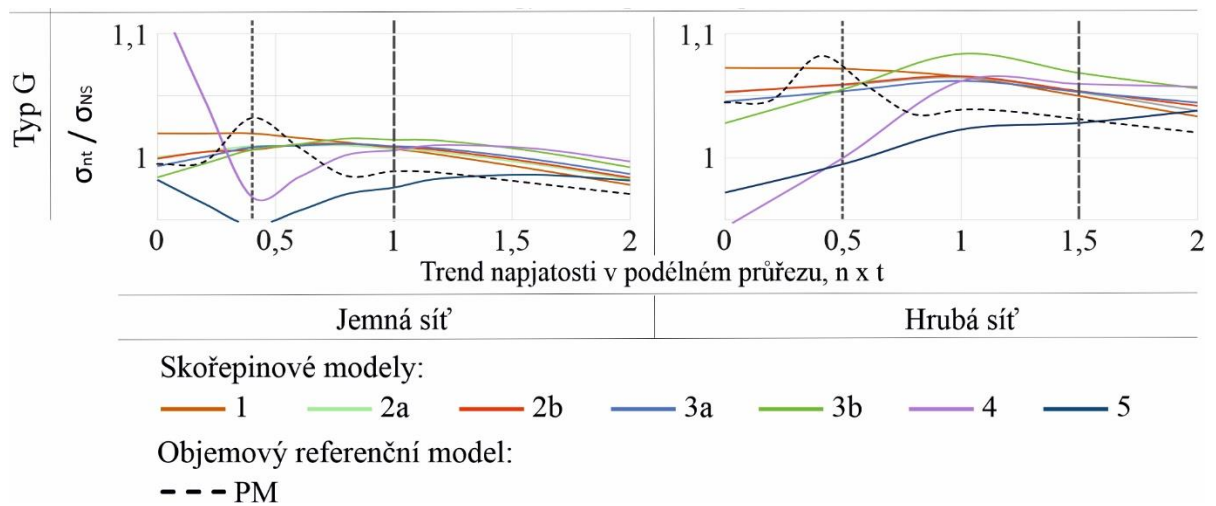
Každý model měl na jedné hraně tuhé podepření, *Fixed Support*, které omezovalo posun všemi směry. Podepření se modelovalo v oblasti, která byla uvedena v textu článku. K druhé hraně byla přiložena tahová síla s hodnotami odpovídajícími extrémům kombinaci zatížení. Všechny kontaktní zóny byly voleny zcela tuhé, *Bonded*, a odpovídaly spoji plechů plně provařenými svary. Modely jsou validovány podle metody nominálních napětí s maximální odchylkou -7,78 %, viz tabulka B4 sloupec PM.

4.3.2 Skořepinové modely

Modely byly připraveny pomocí skořepinových osmiuzlových prvků s tloušťkou, *Midsurface*. Svařované spoje jsou podle všech modelů z 1.1.4, podobné jako na obrázku 29 b) – h). Napětí byla sledována podle obou extrapoláčnických postupů. Kotvení a namáhání bylo vytvořeno stejně jako u objemových modelů. Řešení byla validována podle NS metody s maximální odchylkou 9,39 %, tabulka B4.

Porovnání rozkmitů napětí podle metody ohnisek napětí ukazuje velké nepřesnosti v prvním extrapoláčnickém bodu, viz obrázek 32, přičemž závislost mezi typem svařovaných styčniců a skořepinovým řešením nebyla vysledována. Ve vzdálenosti $2t$ se napětí stabilizují. Hodnoty jsou blízké rozkmitům napětí NS. Hustoty trendů při extrapoláčnickém postupu s jemnou sítí jsou výrazně větší a hodnoty ve druhém extrapoláčnickém bodu mají, téměř všechny, odchylky v pětiprocentních intervalech.





Obrázek 32. Trendy napjatosti u kořenu svaru v podélném průřezu

Rozdělení napjatostí u objemových modelů a dostatečně přesný odhad rozkmitu napětí ve druhém extrapoláčním bodu u skořepinových řešení, viz obrázek 32, dovolí předpokládat možnost modifikaci lineárního extrapoláčního postupu pro svařované styčnický v tahu.

4.3.3 Modifikace extrapoláčního postupu pro svařované styčnický v tahu

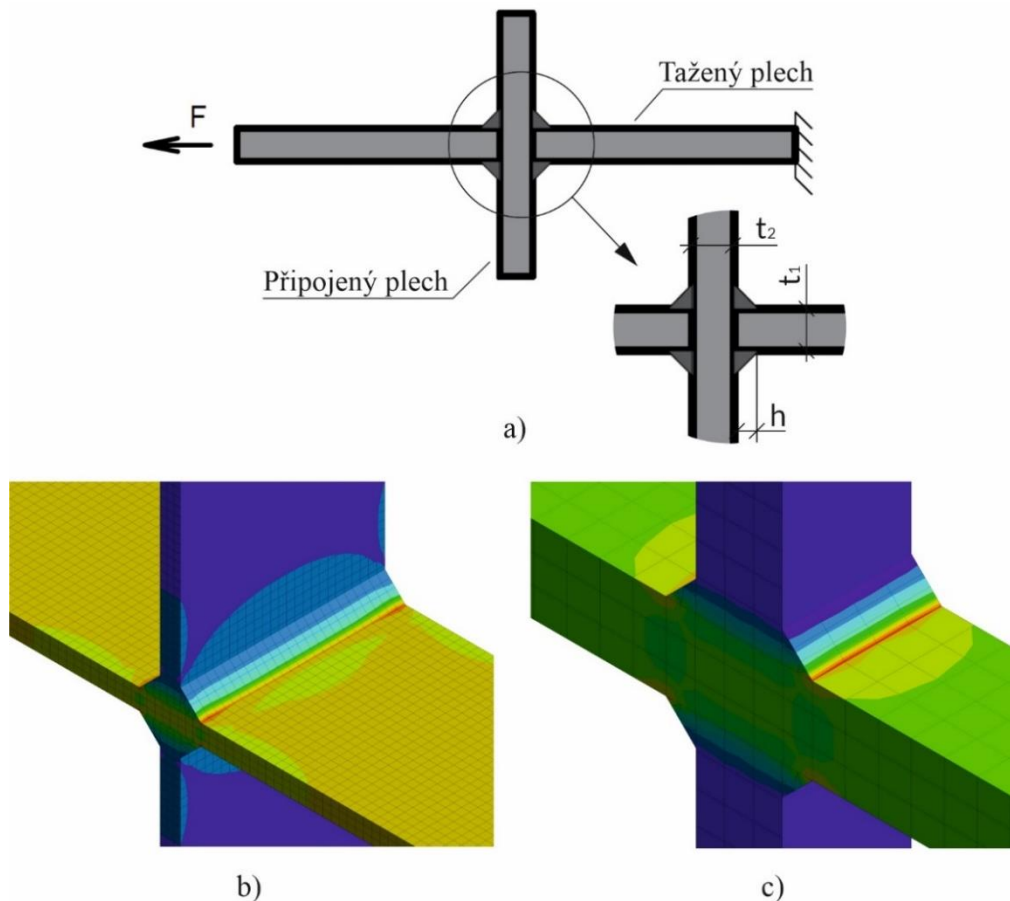
Při analytické analýze numerické části byl zjištěn podmíněně stabilní poměr mezi rozkmity napětí v prvním a druhém extrapoláčním bodu $X = \sigma_{0,4t}/\sigma_{1t}$, což umožňuje nahradit nepřesnou hodnotu $\sigma_{0,4t}$ v rovnici lineárního extrapoláčního postupu (23). Tento součinitel poměru rozkmitu napětí X závisí na geometrii spoje a skořepinovém modelu.

$$\sigma_{0,4t} = X\sigma_{1t} \tag{23}$$

$$\sigma_R = \sigma_{1t}(1,67X - 0,67)$$

Parametrická studie

Pro stanovení hodnot součinitele X byla v programu ANSYS připravena parametrická studie. Při numerické zkoušce se postupně měnily tloušťky taženého a připojeného plechů (6, 12, 18, 25 a 40 mm) a svarové housenky (6,8,10,12 a 14 mm). Příklady a vysvětlení jsou na obrázku 33. Modely se řešily objemovými prvky s dvaceti uzly. Každý vzorek byl namáhán dvěma kombinacemi sil. Celkem bylo analyzováno 625 vzorků. Velké rozsahy, které byly přiřazeny jednomu parametru, byly pro odstranění extrémů nahrazeny 75% kvantily. Výsledky jsou nejvíce citlivé na tloušťku taženého plechu t_1 , viz tabulka 7. Ostatní parametry mají vliv do 5 %.



Obrázek 33. Příklad parametrické studie na modelu typu C
a) rozměry a okrajové podmínky, b) nejmenší model (*von-Mises stress*),
c) největší model (*von-Mises stress*)

Tabulka 7. Citlivost součinitele poměru rozkmitu napětí objemového modelu X^{PM} na tloušťku taženého plechu t_1 , 75% kvantil, a hodnoty proměnných α a β

Tloušťka taženého plechu t_1 , mm	Typ svařovaného styčnicku				
	B	C	D	E	G
6	1,011	1,011	1,064	1,065	1,017
12	1,024	1,012	1,088	1,088	1,019
18	1,041	1,025	1,087	1,099	1,022
25	1,056	1,036	1,075	1,102	1,033
40	1,075	1,06	1,054	1,095	1,042
α	0,002	0,0015	-0,0005	0,0005	0,001
β	1,015	1,015	1,08	1,08	1,015

Získané veličiny byly zpracovány metodou nejmenších čtverců. Proměnné α, β jsou uvedeny ve tabulce 7. Hodnotu součinitele poměru napětí pro objemový model X^{PM} lze vypočítat jako:

$$X^{PM} = \alpha(t_1 - 6) + \beta \quad (24)$$

kde

α, β jsou proměnné aproximační křivky pro určitý typ styčnicku

X^{PM} součinitel poměru rozkmitu napětí $\sigma_{0,4t}/\sigma_{1t}$ pro objemový model

Nepřesnost

Skořepinové modely mají odchylku v druhém extrapolacním bodě. Pro převod součinitele poměru rozkmitu napětí z objemového na skořepinový model $X^{PM} \rightarrow X^{SM}$ je třeba násobit hodnotu σ_{1t} korelačním součinitelem ω z tabulky 8. Pro součinitel X^{SM} platí vztah:

$$\sigma_R^{PM} = \sigma_R^{SM} \rightarrow \sigma_{1t}(1,67X^{PM} - 0,67) = \sigma_{1t}\omega(1,67X^{SM} - 0,67)$$

$$X^{SM} = 0,6 \left(\frac{1,67X^{PM} - 0,67}{\omega} \right) + 0,4 \quad (25)$$

kde

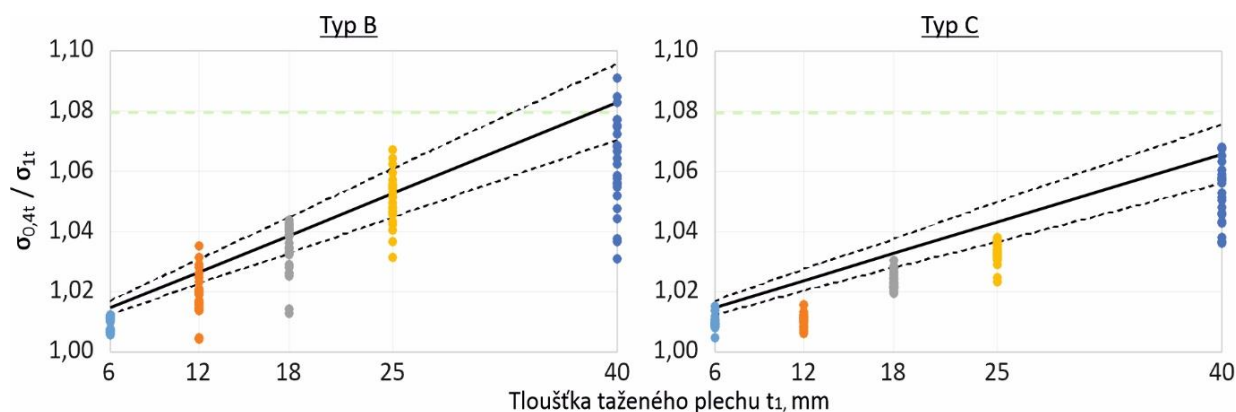
ω je korelační součinitel skořepinového modelu

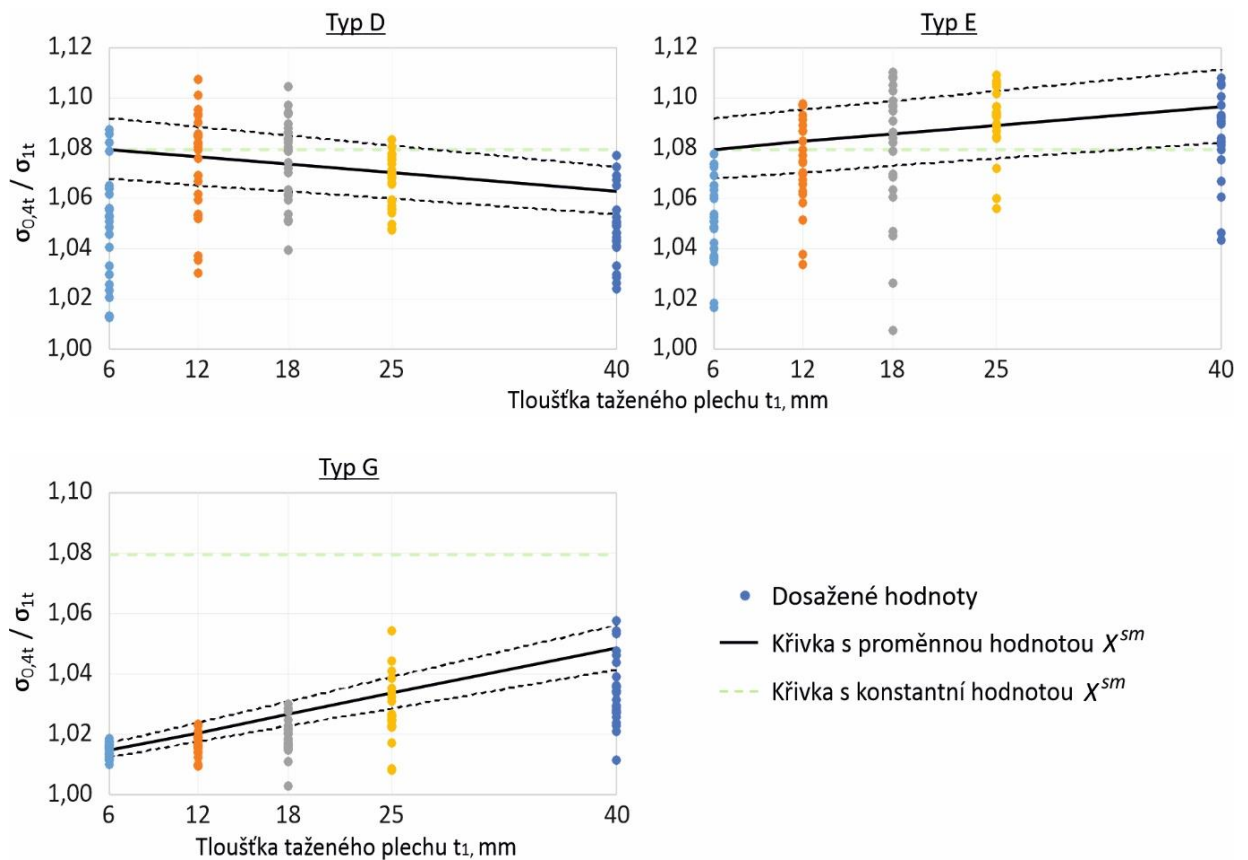
X^{SM} součinitel poměru rozkmitu napětí pro skořepinový model

Tabulka 8. Hodnoty korelačního součinitele skořepinového modelu ω

Model	Korelační součinitel ω pro typ svařovaného styčnicku:				
	B	C	D	E	G
1	1,0041	1,0123	1,0181	0,9543	1,0184
2a	1,0029	1,0036	1,0418	0,9979	1,0182
2b	1,0037	1,0026	1,0507	1,0124	1,0197
3a	1,0054	1,0016	1,0171	0,9892	1,0203
3b	1,0070	0,9977	1,0564	1,0384	1,0257
4	1,0061	0,9763	1,0326	1,0096	1,017
5	1,0061	0,9728	1,0396	1,0169	0,9867
Průměrná	1,005	0,9952	1,0366	1,0027	1,0151

Pro zjednodušení lze součinitel poměru rozkmitu napětí X^{SM} uvažovat přibližně jako 1,08. Verifikace na obrázcích 34 ukazuje dobrou shodu hodnot pro všechny zkoumané typy.





Obrázek 34. Porovnání aproximačních metod a dosažených numerických hodnot součinitelů poměru napětí

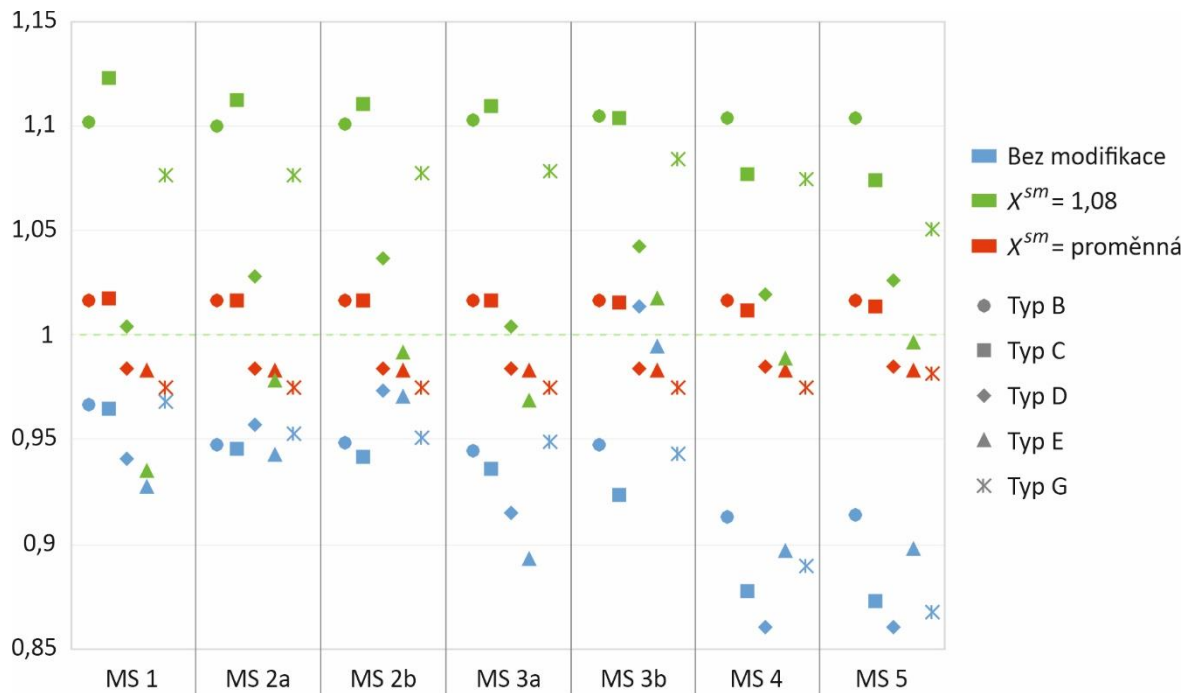
V tabulce 9 je verifikace modifikovaných rozkmitů napětí k numerickým hodnotám stanoveným programem ANSYS. Průměrná odchylka dokládá přesnost řešení, maximální jeho rozptyl. Odhad s využitím proměnné hodnoty součinitele poměru napětí χ^{SM} je přesnější.

Tabulka 9. Verifikace modifikovaných hodnot rozkmitu napětí k numerickým

Součinitel poměru rozkmitu napětí χ^{SM}	Průměrná odchylka / Maximální odchylka, %				
	B	C	D	E	G
$\chi^{SM} = 1,08$	$\frac{7,26}{12,52}$	$\frac{8,69}{12,46}$	$\frac{3,34}{11,01}$	$\frac{2,75}{11,94}$	$\frac{9,31}{14,54}$
χ^{SM} – proměnný	$\frac{1,58}{8,28}$	$\frac{1,64}{4,66}$	$\frac{2,76}{11,01}$	$\frac{2,7}{12,92}$	$\frac{1,35}{6,78}$

Verifikace

Modifikovaný extrapoláčnı postup byl verifikován na databázi zkoušek z literatury. Případy dokládají zlepšení v odhadu rozkmitu napětí pomocí skořepinových modelů, viz obrázek 35. Střednı odchylka se pro vzorky s tlustými plechy změnila z 7,21 % (max = 12,16 %) na 1,3 % (6,96 %), a s tenkými z 7,07 % (12,77 %) na 0,25 % (7,01 %). Příklady jsou ukázány v příloze B na obrázku B1.



Obrázek 35. Verifikace modifikace extrapolčního postupu

Vliv geometrie styčnicků typu B

Jak je vidět na obrázku 34, svařované styčnický typu B mají výraznější rozptyl součinitele poměru rozkmitu napětí X^{SM} . Záleží pouze na geometrii spoje, především na tloušťce svaru. Uvážení těchto parametrů, podle rovnice 26, umožňuje snížit maximální odchylku 2krát, viz obrázek 36.

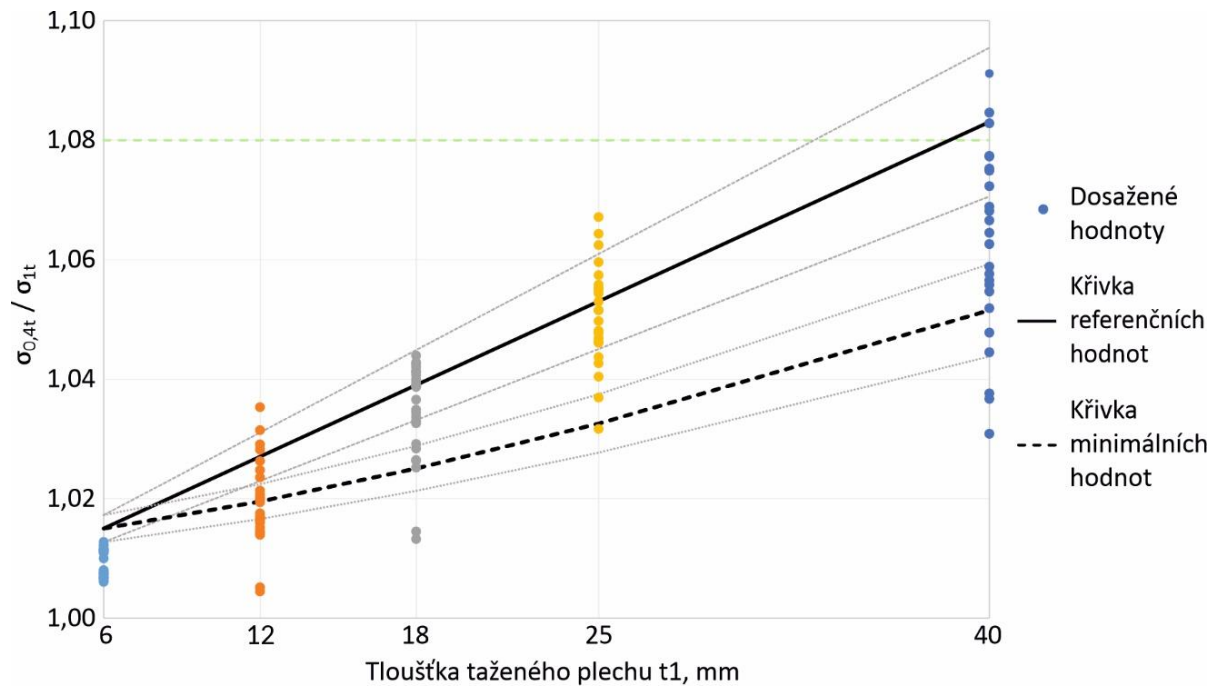
$$\gamma = \frac{t_1 + 2h + t_2}{t_1 + 2h^{Ref} + t_2^{Ref}} \quad (26)$$

$$X^{PM} = \alpha\gamma(t_1 - 6) + \beta$$

kde

γ je součinitel geometrie

h^{Ref}, t_2^{Ref} referenční tloušťky, které se rovnají 14 a 40 mm

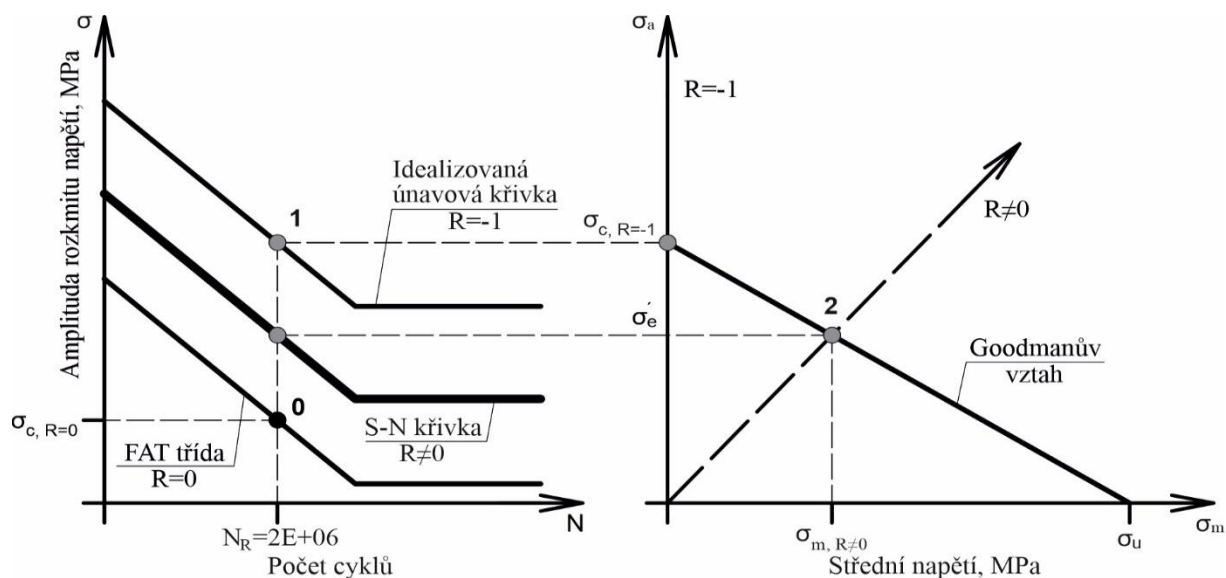


Obrázek 36. Porovnání aproximačních křivek bez a se součinitelem geometrie

5 Optimalizace výpočtu únavové životnosti

5.1 Podklady

Výsledky v tabulce 6 ukazují na rezervu životnosti při využití pouze stupňování únavových tříd. Na únavovou životnost mají velký vliv střední napětí. Jak je uvedeno v 1.1.7.1, jejich účinek lze uvážit v rozkmitu napětí, modifikace podle vztahů (8) a (9), nebo v únavové třídě převodem idealizované únavové křivky na konkrétní případ. Příklad využití Goodmanova modifikačního vztahu je na obrázku 37.



Obrázek 37. Příklad modifikace únavové křivky vlivem středních napětí.
Postup Marczewskou (Marczewska a kol., 2005)

Experimenty ČVUT ukazují na odlišnost v počtu cyklů mezi vzorky z běžných a vysokopevnostních ocelí, což svědčí o nutnosti stupňování únavových tříd podle jedné ze třech stávajících metod, více v 1.1.7.2.

Pro studii vlivu různých účinků na únavovou životnost byl přepraven jednoduchý program v tabulkovém procesoru MS Excel, který podle vložených vstupů počítal 51 simulací ke každé kombinaci zatížení najednou:

- Bez stupňování, EN postup, FAT100 a $m = 3$:
 - bez vlivu středních napětí;
 - s vlivem středních napětí, modifikace rozkmitu napětí;
 - s vlivem středních napětí, modifikace únavové třídy.
- Stupňování podle návrhu Mezinárodního institutu svařování, obrázek 17:
 - bez vlivu středních napětí;
 - s vlivem středních napětí, modifikace rozkmitu napětí;
 - s vlivem středních napětí, modifikace únavové třídy.
- Stupňování podle Yildirimova doporučení, obrázek 16:
 - bez vlivu středních napětí;
 - s vlivem středních napětí, modifikace rozkmitu napětí;
 - s vlivem středních napětí, modifikace únavové třídy.

Celkem bylo připraveno 9588 simulací. Celková přesnost byla hodnocena průměrnou odchylkou počtu cyklů podle vztahů (27):

$$\delta_i = (N_R^{Exp} - N_R^{AM}) / N_R^{AM}$$

$$\delta = \sum \delta_i / n$$
(27)

kde

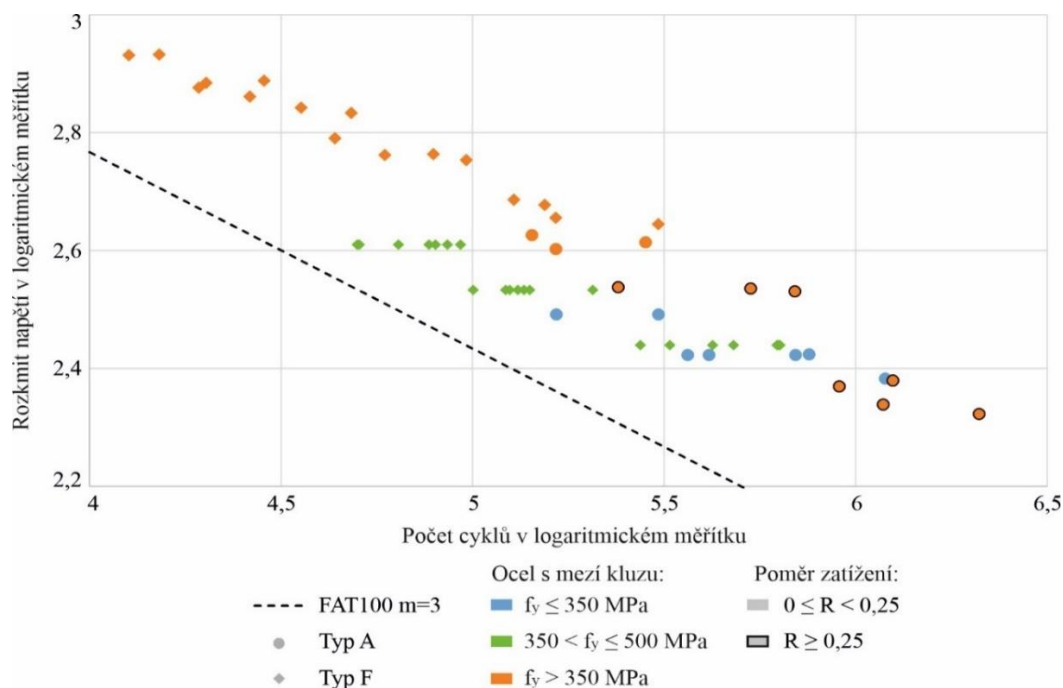
n je počet vzorků série

N_R^i počet cyklů do porušení, kde indexy *Exp* a *AM* označují příslušnost hodnoty k experimentu nebo numerickému modelu

5.2 Svařovaný styčnick v ohybu

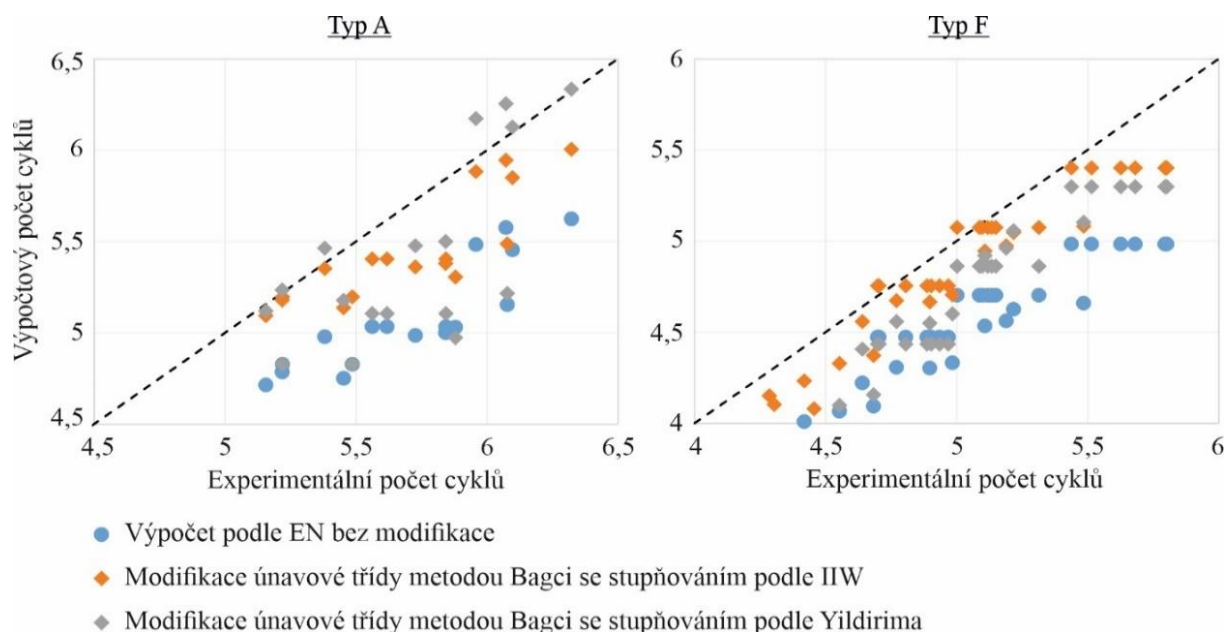
K svařovaným styčnickům v ohybu náleží typy A a F, celkem 57 kusů. Vzorky byly svařeny z ocelí S355, S420 a S700, víc tabulka B1. Byly zkoušeny na různých zatěžovacích úrovních. Většina dat měla uvedeno rozkmit napětí podle metody nominálních napětí, tj v jednom bodě, proto byly hodnoty napjatosti u kořenu svaru převzaty z validovaných objemových modelů.

Při porovnání na S-N diagramu s doporučenou únavovou křivkou z EN 1993-1-9:2005 je vidět, že spoje z vysokopevnostních ocelí, $f_y \geq 500$ MPa, mají větší životnost, jenž je vyjádřena změnou únavové třídy. Vzorky, které byly namáhány s poměrem namáhání R víc než 0,25, nemají žádný výrazný pokles v počtu cyklů, viz na obrázku 38. Styčnický z běžných ocelí $f_y < 500$ MPa měly poměry R blízké k hodnotě 0,1 a vykazují odlišný sklon od doporučené křivky.



Obrázek 38. S-N diagram s únavovou třídou FAT100 a experimentálními hodnotami svařovaných styčnicků v ohybu z databáze

Pro zpřesnění analytického modelu byly provedeny simulace. Výsledky ukazují, že přesnější řešení lze dosáhnout modifikací únavové třídy pomocí Bagciova vztahu se stupňováním křivky podle návrhu Mezinárodního institutu svařování, viz obrázek 39 a tabulka C1. Několik vzorků typu F jsou na nebezpečné straně, ale model přeceňuje jejich životnost méně než o 5 %. Výpočet byl v průměru zpřesněn o 3krát. Předpoklad, že styčníky z vysokopevnostních ocelí bez úpravy povrchu svaru mají chování podobné doporučení Yildirima se nepotvrdil.



Obrázek 39. Porovnání odhadů únavové životnosti v logaritmickeém měřítku bez a s vlivem středních napětí

5.3 Svařovaný styčník v tahu

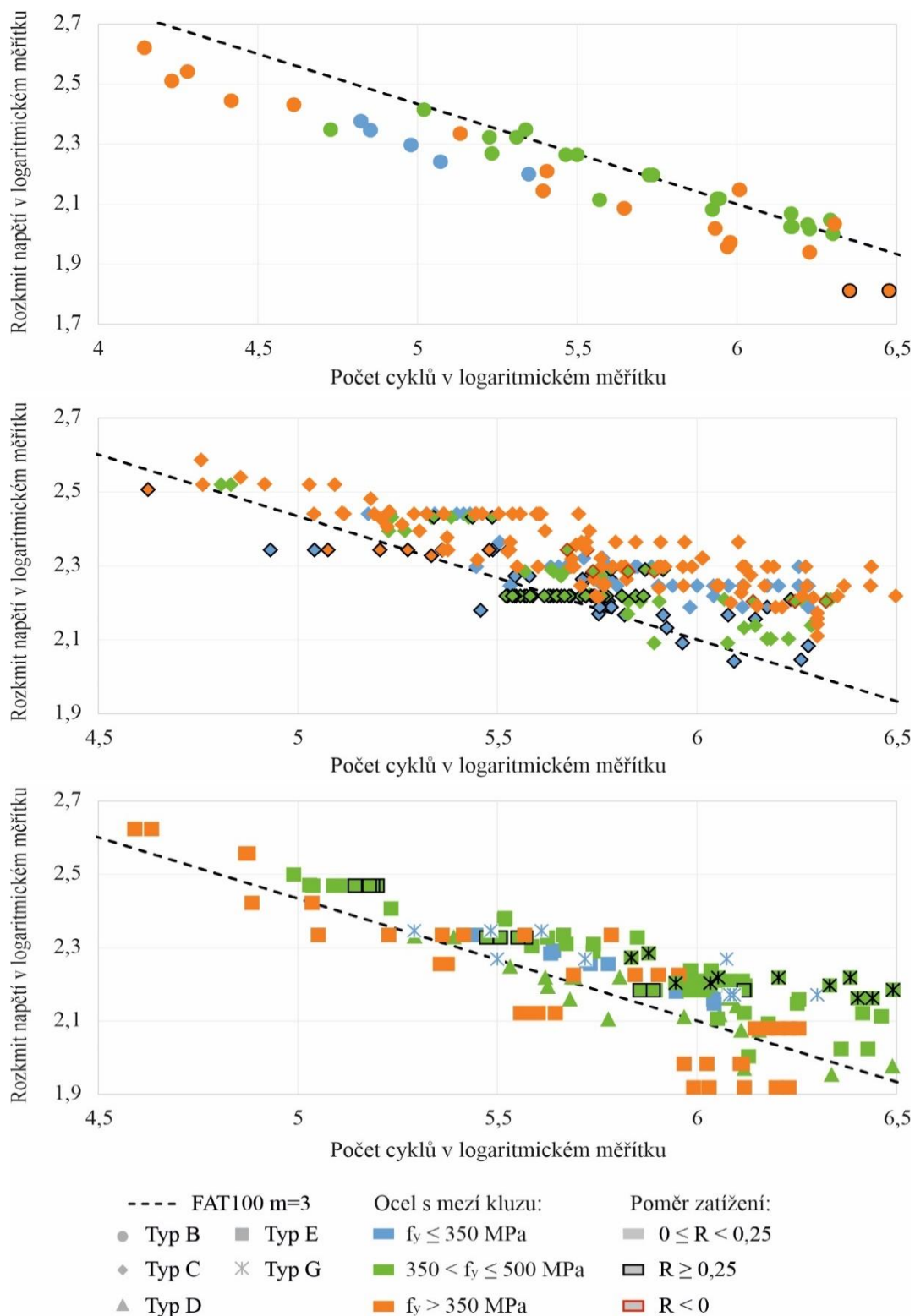
Celkem bylo zpracováno 474 vzorků, které patří k typům B, C, D, E a G. Vzorky měly jak namáhané svary, tak i nenamáhané. Ty představují koncentrátory a nepřenáší hlavní napětí, příklady jsou typy B a C na obrázku 26. Vzorky z literatury byly zkoušeny s různými poměry namáhání. Spoje byly svařeny z běžných $f_y < 500$ MPa a vysokopevnostních ocelí. Popisy vzorků jsou v tabulce B1.

Většina série typu B má sníženou únavovou životnost. Spoje byly představeny v experimentech čínských kolegů, ve kterých byly plechy spojeny pomocí univerzálních elektrod. Po analýze materiálů lze jev vysvětlit snížením únosnosti, které se vyskytlo i ve vlastních experimentech. Styčníky jsou velmi citlivé na kombinaci materiálů základního materiálu a elektrody. Legující složky mají obrovský vliv na tažnost a únavovou životnost, viz obrázek 40.

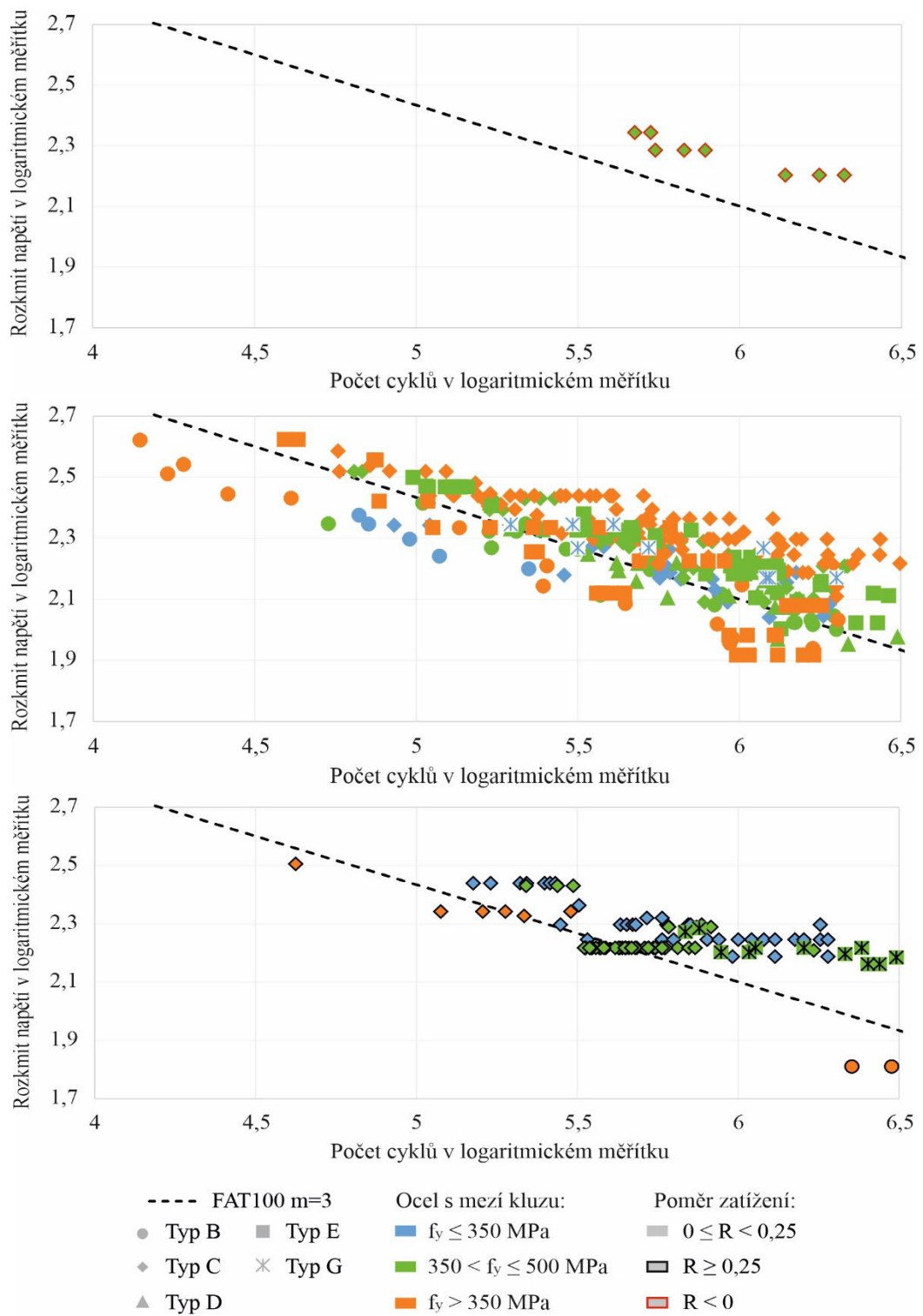
Svařované křížové styčníky s příčně připojenými plechy, typ C, byly převzaty z odborných článků a ze zpráv experimentálních zkoušek pro přípravu nových norem, včetně (prEN 1993-1-9). Vzorky se lišily podle geometrií, použitých ocelí a poměrů namáhání, viz tabulka B1. Jak je vidět na druhém grafu na obrázku 40, únavová životnost nezávisí na mezí kluzu ocele, kromě spojů z vysokopevnostních ocelí s více než jedním milionem cyklů, a záleží především na hodnotě poměru namáhání R , viz obrázek 41.

Spoje s podélně připojenými plechy, typy D a E na obrázku 40 ukazují na podceňování rozkmitu napětí podle lineárního postupu s jemnou sítí při menších tloušťkách taženého plechu t_1 a na pokles citlivosti na poměru namáhání.

Všechny typy styčnicků v tahu patří podle (EN 1993-1-9) pro HSSM metodu do FAT100 se sklonem křivky $m = 3$ a proto byly uvažovány v celku i samostatně.

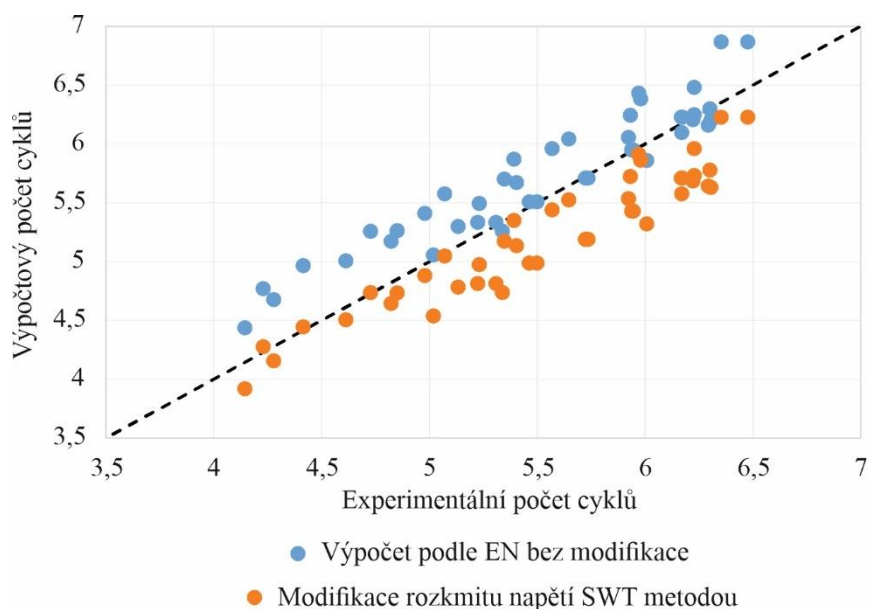


Obrázek 40. S-N diagram s únavovou třídou FAT100 a experimentálními hodnotami svařovaných styčnicků v tahu z databáze



Obrázek 41. S-N diagram s únavovou třídou FAT100 a experimentálními hodnotami svařovaných styčnicků v tahu z databáze. Třídění podle rozkmitu namáhání

Tažené styčnický, kromě typu B, nejsou citlivé na střední napětí. Svařované křížové styčnický s plně provařenými svary lze zpřesnit pomocí modifikace rozkmitu napětí SWT metodou, porovnání je na obrázku 42. Řešení ukazuje na hlavní rozdíl styčnicků v tahu a v ohybu: experimentální data svařovaných spojů v tahu je třeba kvůli velkému rozsahu dosažených hodnot třídit na minimální a nejpravděpodobnější nestranné odhady.



Obrázek 42. Porovnání odhadů únavové životnosti pro styčníky typu B bez a s modifikací rozkmitu napětí SWT metodou, v logaritmickém měřítku

Spoje mají odlišně chování od předpokládaného. Vzhledem ke zjištění jiných závislostí bylo k řešení jejich aproximačních vztahů využito strojové učení, které dovolilo najednou prozkoumat větší soubor dat.

Strojové učení

Strojové učení má obvykle pevnou strukturu, která je založena na klasických výpočtech matematické statistiky s aproximací hustoty podle jednoho parametru a kombinací takových jednotlivých vztahů pro výpočet pravděpodobnosti vzniku jevu za několika podmínek. V tomto případě byly zjištěny dva faktory, poměr namáhání R a tloušťka taženého plechu t_1 , které ovlivňují únavovou životnost svařovaných styčníků v tahu. Byly připraveny přibližné aproximační vztahy modifikačních metod. Cílem strojového učení připraveného v jazyce Python bylo ověření závislostí, stanovení okrajových podmínek, mezí platnosti a jejich propojení.

Byla využita logistická regrese, která pohybuje v rozmezí 0 až 1. Data ke každému parametru x_i , zde k tloušťce taženého plechu t_1 a poměru namáhání R , byla popsána jako jednotlivé hustoty rozdělení. Jelikož pravděpodobnost v takovém řešení závisí na několika hustotách, je třeba spočítat součinitele k jejich propojení k_i . Přesnost odhadů proměnných lze posoudit podle sumy odchylek odhadů každého řádku z databáze, který obsahuje informaci o parametrech x_i a příslušné jim hodnoty P_d ve formátu Ano/Ne (1/0), kde Ano znamená nutnost použití modifikační metody. Nejpresnější proměnné mají nejmenší sumu e . Rovnice jsou shrnuty v (28).

Hustota rozdělení podle jednotlivého parametru:

$$y_i = \alpha[(x_i - x_0)^{mocr}] + \beta$$

Pravděpodobnost jevu za několika podmínek:

$$P_i = 1 / \left[1 + 2,72^{(-\sum y_i k_i)} \right]$$

(28)

Hodnocení přesnosti:

$$e = \sum e_i$$

$$e_i = -\log_{10}(P_i) \quad \text{je-li } P_d = 1$$

$$e_i = -\log_{10}(1 - P_i) \quad \text{je-li } P_d = 0$$

kde

x_i je veličina parametru

$\alpha, \beta, \text{mocn}, x_0$ proměnné tvaru hustoty rozdělení

y_i hustota

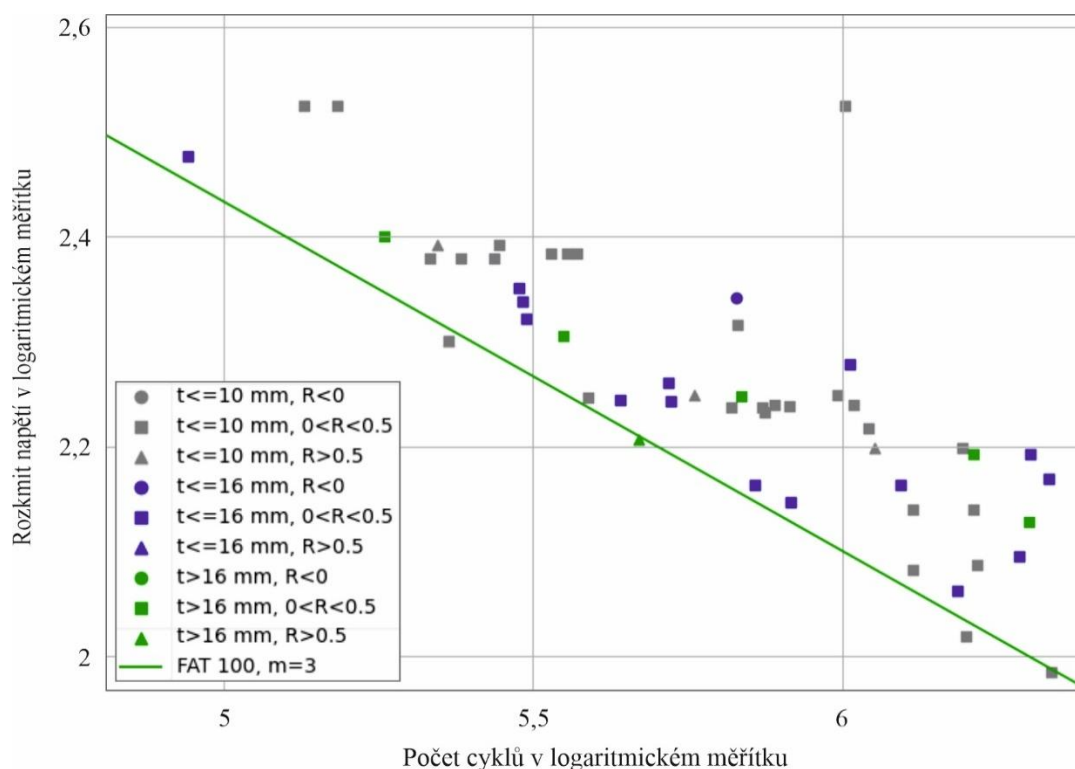
k_i součinitele propojení hustot různých účinků

P_i pravděpodobnost optimalizace

e, e_i odchylky odhadů

P_d nutnost modifikace

Databáze byla rozdělena na dvě skupiny. Minimální hodnoty únavové životnosti každé kombinací zatížení a zbývající část s odstraněním extrémů, ze kterých byly spočítány mediány a byly přijaty za nejpravděpodobnější nestranné veličiny. Druhá řada byla porovnána s doporučenou únavovou křivkou FAT100 a $m = 3$. Ukázalo se, že třída z (EN 1993-1-9) lépe popisuje mediánní hodnoty, obrázek 43.



Obrázek 43. Srovnání nejpravděpodobnějších nestranných veličin s únavovou křivkou FAT100 a $m = 3$

Data z první části se využívala pro strojové učení. Během analytické analýzy byly pro modifikaci návrhové únavové třídy připraveny dva aproximační vztahy (29):

podle tloušťky taženého plechu t_1 :

$$\sigma'_c = [\sigma_c^m * ((\sigma_R^{HSSM})^m / (SCF * \sigma_R^{NS})^m)]^{1/m}$$

podle poměru namáhání R :

$$\sigma'_c = \sigma_{c,R=0} = \sigma_c^{EN} \tag{29}$$

$$\sigma_{c,R=-1} = \sqrt{(\sigma_{c,R=0} + \sigma_{c,R=0})\sigma_{c,R=0}}$$

$$\sigma'_c = \sigma_{c,R=0} \sqrt{(1 - R_i)/2} \quad \text{je-li } R_i < 0$$

$$\sigma'_c = \sigma_{c,R=0} (1 - R_i/5) \quad \text{je-li } 0 \leq R_i \leq 0,5$$

$$\sigma'_c = \sigma_{c,R=0,5} \quad \text{je-li } R_i > 0,5$$

Pro každý řádek databáze byly vypočítány odhady počtu cyklů podle (29) a bez, normové řešení, které byly porovnány s experimentální hodnotou. Procentní rozdělení potřeby zpřesnění, které je uvedeno v tabulce 10, ukazuje na správnost aproximačních vztahů.

Tabulka 10. Procentní rozdělení zpřesnění aproximačními vztahy (29) podle zkoumaných parametrů

Tloušťka taženého plechu, t_1	25			0			1	
	20			1				
	18			1				
	16			1		0		
	15			0,33				
	12	1		0,8				
	10			0,75	0,4	0,5		
	8		1	0	0,5		0,44	1
	5			1				
		-1	0	0,1	0,2	0,3	0,5	0,6

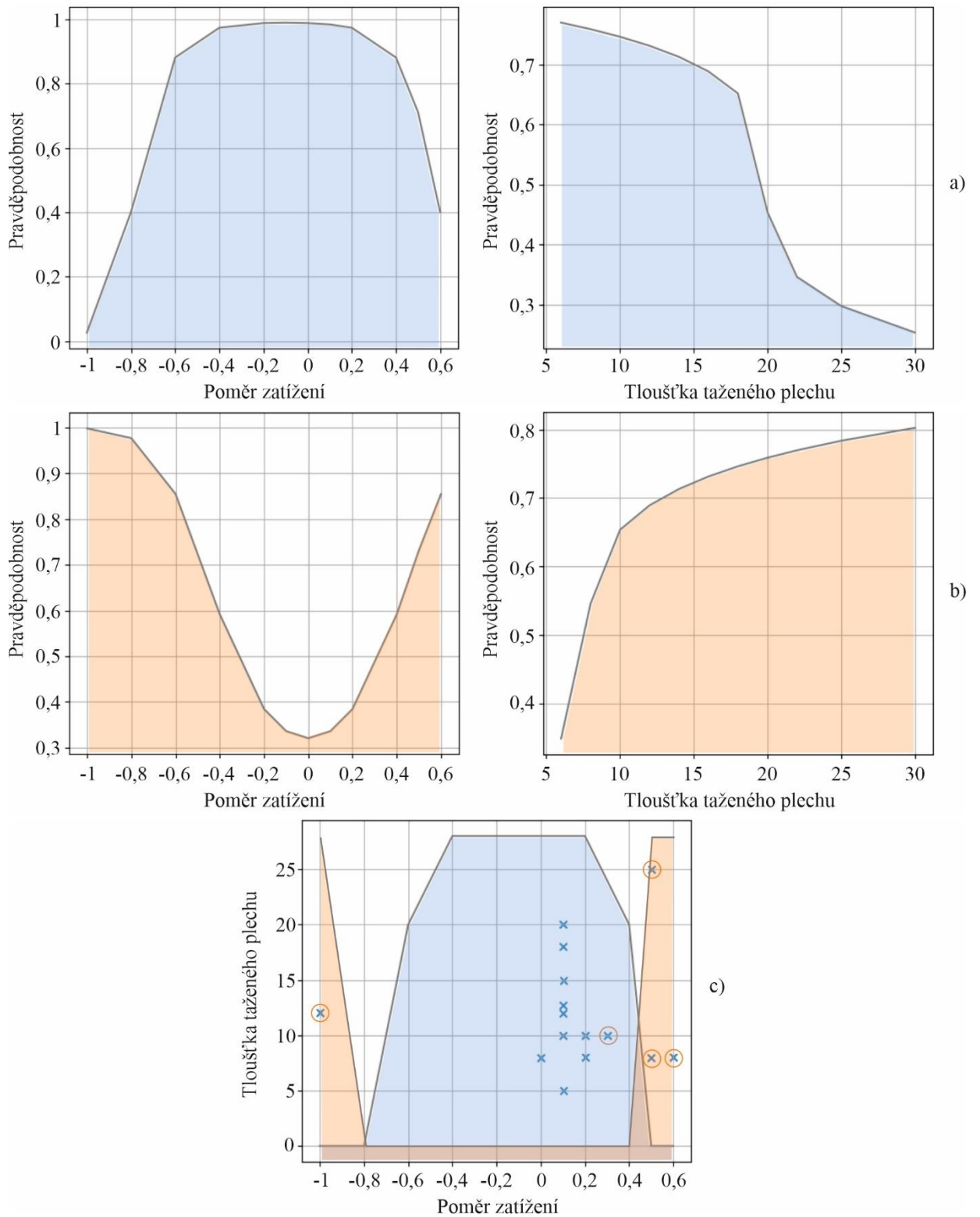
Poměr namáhání, R

Hlavním cílem strojového učení bylo stanovení okrajových podmínek a mezí platnosti. Pro všechny metody, které jsou pro zjednodušení označeny Podle tloušťky (PT) a Podle poměru (PP), byly vypočítány četnosti parametrů t_1 a R a grafy hustot. Součinitele propojení k_i byly stanoveny z hodnoty nejmenší chyby součtu e .

Tabulka 11. Dosažené hodnoty proměnných pro vztahy (28)

Metoda	Parametr	α	β	x_0	$mocn$	k_i
PT	R	-10	4,5	-0,1	2	1
	t_1	-0,5	0	19,95	0,33	0,7
PP	R	7	-0,75	-0,2	2	0,7
	t_1	0,5	0	7,95	0,33	0,1

Podle dosažených hodnot proměnných lze říct o velké citlivosti PP modifikace na poměru namáhání R se skoro plným zanedbáním tloušťky plechu. Každá z metod má omezenou platnost, viz obr. 44, podle obou parametrů. Jelikož v databázi chybí vzorky s poměry namáhání mezi -0,9 až 0, posouzení chování je podmíněně.



Obrázek 44. Dosažené grafy pro
a) modifikaci podle tloušťky PT taženého plechu t_1 ,
b) modifikaci podle poměru PP namáhání R ,
c) obě modifikace aplikovány na dva parametry

Závěr

Návrh únavové životnosti svařovaných styčnicků pomocí Metody konečných prvků s využitím skořepinových prvků byl připraven pro sedm geometrií svařovaných styčnicků. Vzorové příklady jsou shrnuty v příloze D.

Byly navrženy a vyzkoušeny vzorky svařovaných styčnicků T-průřezu typu A. Studie ukazuje rezervy v návrhu podle (EN 1993-1-9) s křivkou FAT100 $m = 3$, 704,1 % pro spoje ze S700MC a 421,6 % ze S355. Stupňování uvedené v pracích Mezinárodního institutu svařování, kde se výpočetní třída zvyšuje při $f_y > 500$ MPa o 1,3krát, a podle Yildirima, kde se stupňuje kategorie detailu se sklonem $m = 4$ o jeden stupeň pro každé 200 MPa meze kluzu nad $f_y > 350$ MPa, dávají lepší výsledky. Práce potvrzuje nezanedbatelnou závislost únavové životnosti na mezi kluzu oceli.

Pro analytickou a numerickou analýzu byla databáze vlastních vzorků rozšířena hodnotami z literatury na celkem 584, které byly filtrovány procedurou z přílohy A. Byly vytvořeny referenční prostorové a skořepinové modely, které byly validovány metodou nominálních napětí. Rozkmity napětí HSSM se odečítaly podle extrapolačních postupů s jemnou a s hrubou sítí. Numerická řešení styčnicků v ohybu, typy A a F, mají malé odchylky, do 10 %, v aproximačních bodech při využití jemnějších sítí až na model 3a. Jsou proto univerzální. Modelování svaru podle 3a není pro metodu ohnisek napětí polohou skloněného plechu poblíž prvního extrapolačního bodu vhodné.

Pro svařovaná spoje v tahu, typy B-E a G, které se chovají odlišně, nelze přímo využít žádný z modelů. Byl v práci nalezen podmíněně stabilní poměr mezi rozkmity napětí v obou extrapolačních bodech. Byla připravena parametrická studie z 625 numerických modelů v programu ANSYS pro zjištění jejich závislostí a stanovení aproximačních vztahů. Ukázalo se, že lze extrapolační rovnici metody HSSM modifikovat a z výpočtu vyloučit hodnotu napětí z prvního bodu $\sigma_{0,4t}$. Průměrná přesnost se pro stanovení rozkmitu napětí tažených vzorky změnila 6krát. Doporučený postup umožňuje využití skořepinového modelu v oddílu 1.1.4 této práce.

Pro optimalizaci výpočtu únavové životnosti bylo provedeno celkem 9588 simulací s a bez uvážení vlivu středních napětí na základě všech experimentálních vzorků. Svařované styčnický v ohybu mají rezervy v počtu cyklů i při použití doporučených metod zvýšení únavové pevnosti. Rezervy nejsou vyjádřeny změnou sklonu křivky m . Výsledky ukazují, že jev lze popsat pomocí modifikace únavové třídy metodou Bagci v kombinaci se stupňováním podle IIW. Předpoklad, že styčnický z vysokopevnostních ocelí bez úpravy povrchu svaru mají chování podobné doporučení Yildirima, se nepotvrdil.

Vzorky v tahu je třeba rozlišovat na rovnoměrně namáhané a s koncentrací napětí ve svaru. Výpočet počtu cyklů, bez jistoty kvality svařovaného spojení, lze řešit pro minimální a nejpravděpodobnější nestranný, mediánní, odhad únavové životnosti. První druh, typ B, má citlivost na kvalitu elektrody, což redukuje únavovou životnost. Nejnížší hodnotu lze obdržet modifikací rozkmitu napětí SWT metodou. Ostatní svařované styčnický mají, při hodnotách poblíž meze únavy při konstantní amplitudě cca $5e6$ cyklů, malý vliv středních napětí. V práci je vliv zanedbán. Mediánní únavová životnost, při $R \geq 0$, odpovídá hodnotě podle postupu (EN 1993-1-9) bez stupňování pro všechny svařované typy v tahu. Výsledky simulací ukazují závislost minimálních hodnot na poměru namáhání

R a na tloušťce taženého plechu t_1 . Vliv prvního účinku byl řešen ve velkém množství studií. V práci je navržen odlišný pracovní diagram. Citlivost na tloušťku je při řešení MKP zahrnuta redukcí hodnoty součinitele koncentrace napětí. Byl doporučen jednoduchý vztah, který vychází z předpokladu shody teoretické a numerické hodnoty rozkmitu napětí. Okrajové podmínky, meze platnosti obou řešení a postup jejich aplikace na styčníky byly ze získaných dat připraveny strojovým učením v jazyce Python.

Zkoumané svařované styčníky patří pro metodu ohnisek napětí podle (EN 1993-1-9) k únavové třídě FAT100. Řešení pokročilejšími numerickými postupy lze shrnout:

- a) Odečet HSSM rozkmitu napětí lze připravit výpočtem se skořepinovými prvky. Modelování svařovaného spoje podle 3a (Niemi, 1995) se neukázalo jako vhodné. Ostatní modely mají dostatečnou přesnost pro styčníky v ohybu. Pro tažené spoje lze využít jednoduchou modifikaci.
- b) Svařované spoje je třeba rozlišovat podle druhu namáhání, pevnosti ocele a způsobu přenosu namáhání. Pro styčníky v tahu lze počítat minimální a mediální odhady počtu cyklů. Na únavovou životnost má vliv několik účinků:
 - 1) Vliv středních napětí lze uvažovat u svařovaných styčnicků v ohybu. U styčnicků v tahu je lze uvažovat jen při dominantní složce středních napětí, tj při hodnotách rozkmitu napětí blízkým mezi únavy při konstantní amplitudě $\approx 0,7\sigma_c$. Pro výpočet minimální hodnoty počtu cyklů pro spoje typu B lze použít modifikaci rozkmitu napětí SWT metodou.
 - 2) Poměr namáhání má značný vliv. Při $R < 0$ se únavová životnost zvyšuje, tuto závislost lze popsat podobně postupu Marczewské s využitím idealizované křivky únavové pevnosti. Při R vyšším než 0 má výpočtová třída mírný pokles do poměru namáhání 0,5. Mezi hodnotami 0 až 0,2 je závislost zanedbatelná.
 - 3) Tloušťka taženého plechu ovlivňuje přesnost výpočtu. V numerickém řešení může dojít k podcenění rozkmitu. V oblasti poměru napětí 0,0 až 0,4 při tloušťce méně 17 mm je třeba snížit návrhovou FAT třídu.
 - 4) Kombinace základního materiálu a elektrody je důležitá pro styčníky s namáhanými svary z vysokopevnostních ocelí ($f_y > 500$ MPa). U běžných ocelí se závislost neprojevuje.

Literatura

- Ahola A., Skriko T., Bjork T. Fatigue strength assessment of ultra-high-strength steel fillet weld joints using 4R method. *Journal of constructional steel research* 167 2020. 105861.
- Al-Karawi H. et al. Fatigue life extension of existing welded structures via high frequency mechanical impact (HFMI) treatment. *Engineering structures* 239 2021. 1-13.
- Aygul M. Fatigue analysis of welded structures using the finite element method. *Chalmers university of technology. Göteborg, Sweden 2012.*
- Akhlaghi F.Z. Fatigue life assessment of welded bridge details using structural hot spot stress method. A numerical and experimental case study. *Chalmers university of technology. Göteborg, Sweden 2009.*
- ANSI/AISC 360-16 Specification for structural steel building. AISC 360-16. *Chicago, USA 2019.*
- Aspler E.B., Jern L. FEM the wood revolution In-depth FE-analysis of a wood-glue-steel joint in a wind turbine tower. *Chalmers university of technology. Göteborg, Sweden 2019.*
- Bian L-C., Lim J-K. Fatigue strength and stress concentration factors of CHS-to-RHS T-joints. *Journal of constructional steel research* 59 2003. 627-640.
- Bartsch H. et al. Analysis of fatigue test data to reassess EN 1993-1-9 detail categories. *Steel construction* 13(4) 2020. 280-293.
- Chattopadhyay A. et al. Stress analysis and fatigue of welded structures. *Journal of Welding in the world* 55 2011. 2-21.
- Cheng H., Hu C., Jiang Y. Experimental study on fatigue performance of Q420qD high-performance steel cross joint in complex environment. *Asian journal of civil engineering* 22 2021. 865-876.
- Chillal R., Pagar N. Hot spot stress assessment at fillet welded joints using different finite element weld modeling techniques and its validation. *World journal of engineering and technology* 2016. 270-290.
- Chu C.-C. In: SAE 2000 World congress. SAE international, Detroit (2000).
- Costa J.D.M., Ferreira J.A.M., Abreu L.P.M. Fatigue behavior of butt welded joints in high strength steel. *Procedia engineering* 2 2010. 697-705.
- Dimitrakis S., Lawrence F. Improving the fatigue performance of fillet weld terminations. *Fatigue & Fracture of engineering materials & structures* 24(6) 2001. 429-438.
- DNVGL-RP-0005:2014-06. RP-C203: Fatigue design of offshore steel structures, Norway 2012.
- Dowling N., Calhoun C., Arcari A. Mean stress effects in stress-life fatigue and the Walker equation. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. 32 2009, 163-179.
- Dong P. A structural stress definition and numerical implementation for fatigue analysis of welded joints. *International journal of fatigue* 23 2001. 865-876.

- Dong P. Verity weld fatigue method in FE-Safe using FEA software. 2014.
- Dong P. et al. The master S-N curve method: an implementation for fatigue evaluation of welded components in the 2007 ASME B&PV Code, Section VIII, Division 2 and API 579-1/ASME FFS-1. *WRC Bulletin 523 New York*. 2010.
- EN 1993-1-9 2005 *Eurocode 3, Design of steel structures, Part 1-9: Fatigue*, Brussels, 2005.
- EN 1991-1-1 2002 Eurocode 1, Actions on structures, Part 1-1: General actions – Densities, self-weight, imposed loads for building, Brussels, 2002.
- Elyamani A.A. et al. Experimental and numerical investigation of strengthened cruciform welded joints using FRP. *The 2018 Structures Congress (Structures18)*. Songdo convensia (Korea). 2018.
- Eriksson A. et al. Weld evaluation using FEM – A guide to fatigue-loaded structures. *Industrilitteratur AB. Göteborg, Sweden 2009*.
- Fayard J., Bignonnet A., Dang Van K. Fatigue design criterion for welded structures. *Fatigue & Fracture of Engineering materials & Structures 19* 1996. 723-729.
- Findley W.N. Combined-stress fatigue strength of 76S-T61 aluminium alloy with superimposed mean stresses and corrections for yielding. [NACA TN-2924] (NACA, Washington, 1953).
- Flake C. Campbell. Elements of metallurgy and engineering alloys. *ASM International, 2008*.
- Fricke W. Fatigue design and structural hot-spot stress determination for welded joints. *9th Portuguese conference on Fracture 2004*.
- Fricke W., Bogdan R. Determination of hot spot stress in structural members with in/plane notches using a coarse element mesh. *IIW Doc. XII-1870-01*. 2001.
- Frost N.E. et al. Metal fatigue. *Dover publications, INC. New York, 1999*.
- Glinka G., Goyal R., El-Zein M. Stress data for fatigue analysis of welded structures. *IIW International congress – Canadian Welding Association and International institute of Welding. Vancouver, Canada 2014*.
- Grove A.P. Development of a finite element based nominal stress extraction procedure for fatigue analysis of welded structures. *University of Pretoria 2006*.
- Grover H.J. et al. Fatigue strengths of aircraft materials: Axial-load fatigue tests on unnotched sheet specimens of 24S-T3 and 75S-T6 aluminum alloys and of SAE 4130 steel. [NACA TN 2324]. (NACA, Washington, 1951).
- Guo H. et al. Experimental study on fatigue performance of high strength steel welded joints. *Thin-walled structures 131* 2018. 45-54.
- Haagensen P.J., Maddox S.J. Recommendations on methods for improving the fatigue strength of welded joints. International Institute of Welding, doc. IIW-2142-10. *Woodhead Publishing Limited, 2013*.

- Haibach E. Die Schwingfestigkeit von Schweissverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung (The fatigue strength of welded joints considered on the basis of a local stress measurement), LBF-Bericht FB-77. *Fraunhofer-Inst. für Betriebsfestigkeit, Darmstadt*, 1986.
- Hechmer J., Hollinger G. The ASME code and 3D stress evaluation. *Journal of pressure vessel technology* 113(4) 1991. 481-487.
- Hobbacher A. Recommendations for fatigue design of welded joints and components, doc. IIW-2259-15. *Springer*, 2016.
- Huther I. et.al. Burr grinding effect on the fatigue strength as regard to initial weld quality. *IIW Doc. XIII-2038-04*, 2004.
- Iqbal N. et al. A numerical evaluation of structural hot-spot stress methods in rib-to-deck joint of orthotropic steel deck. *Applied sciences* 10(19) 2020. 6924.
- Isaev A., Golubiatnikov K. et al. Comparison of longspan structures by technical and economic indices. *Privolzhsky scientific journal* 2(50) 2019. 68-75. (in Russian).
- Karlsson H. Static and fatigue analyses of welded joints in thin walled tubes. *Blekinge Institute of Technology. Karlskrona. Sweden* 2018.
- Kudryavtsev Y. et al. Rehabilitation and repair of welded elements and structures by ultrasonic peening. *Weld world* 51(7/8) 2007. 47-53.
- Kuhlmann U. Versuchsbericht. Experimentelle Untersuchungen zur ermüdungssteigernden Wirkung des PIT-Verfahrens. *Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf*, 2009.
- Kuhlmann U. et al. Entwicklung einer DAST-Richtlinie für Höherfrequente Hämmerverfahren. Stahlbau Verlags- und Service GmbH. *Stahlbau* 10(87) 2018. 967-983.
- Kuhlmann U. et.al. Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspru. Forschungsvorhaben P620. *FOSTA, Verlag und Vertriebsgesellschaft GmbH, Düsseldorf*, 2006.
- Kwofie S. An exponential stress function for predicting fatigue strength and life due to mean stresses. *International journal of fatigue* 23 2001. 829-836.
- Lagerqvist O. et al. Lifthigh –efficient lifting equipment with extra high-strength steel. *EUR22569EN, Brussels: European commission* 2007.
- Lago J. et al. Fatigue life improvement of the high strength steel welded joints by ultrasonic impact peening. *Metals* 9(6) 2019. 619-684.
- Lahtinen T., Vilaca P., Infante V. Fatigue behavior of MAG welds of thermomechanically processed 700MC ultra high strength steel. *International journal of fatigue* 126 2019. 62-71.
- Lassen T. The effect of the welding process on the fatigue crack growth in welded joints. *Welding journal* 2 1990. 75-85.

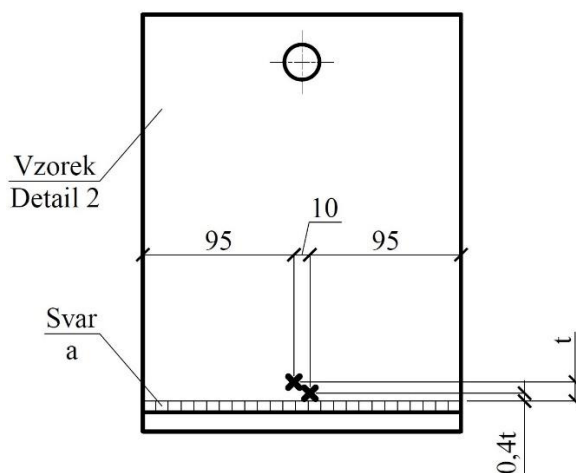
- Liao X. et al. An improved life prediction model of corrosion fatigue for T-welded joint. *International journal of fatigue* 152 2021. 106438.
- Lida K., Uemura T. Stress concentration factor formulas widely used in Japan. *IIW Doc. XIII-1530-94*, 1994.
- Lihavainen V.-M, Marquis G. Fatigue strength of a longitudinal attachment improved by ultrasonic impact treatment. *IIW Document XIII-1990-03*, 1990.
- Lixing H., Dongpo W., Wensian W. Ultrasonic peening and low transformation temperature electrodes used for improving the fatigue strength of welded joints. *Welding in the world* 48(3-4) 2004. 34-39.
- Lixing H., Dongpo W., Yufeng Z. Investigation of the fatigue behaviour of the welded joints treated by TIG dressing and ultrasonic peening under variable-amplitude load. *International journal of fatigue* 27 2005. 95-101.
- Mangerig I., Romen N. Ermüdungsverhalten geschweißter Rohrknö von Fachwerkverbundbrücken. *Stahlbau* 78(12) 2009. 925-935.
- Marczewska I. et al. The equivalent amplitude stress as a solution of mean stress effect problem in fatigue analysis. *Physic-mathematical modelling and informational technologies* 2 2005. 70-86.
- Mecseri B.J., Kovesdi B. Discussion on the Hot-Spot and Notch Stress based fatigue assessment methods based on test results. *International journal of steel structures* 20(4) 2020. 1110-1114.
- Niemi E., Fricke W., Maddox S.J. Structural Hot-Spot stress approach to fatigue analysis of welded components. Designer's guide. Second edition. *Springer Nature Singapore Pre Ltd* 2018.
- Niemi E. Stress determination for fatigue analysis of welded components. IIS/IIW 1221-93. *Abington Publishing, Cambridge, England* 1995.
- Nielsen K. Crack propagation in cruciform welded joints. Study of modern analysis. *Uppsala universitet* 2011.
- Niesłony A., Böhm M. Mean stress effect correction using constant stress ratio S-N curves. *International journal of fatigue* 52 2013. 49-56.
- Ohta S., Eguchi Y. Fatigue strength of fillet welded joints in 80 kg/mm² high strength steel plates with transverse fillet welded attachments. *Trans Jap Weld Sec* 3(2) 1972. 247-254.
- Papuga J. et al. Mean stress effect in stress-life fatigue prediction re-evaluated. *MATEC Web of conferences* 165, 10018 2018.
- Papuga J. et al. Summary of experiments on 2124-T851 realized within FADOFF project. FAD/14/001].(CTU in Prague, Prague 2014).
- Pedersen M. et al. Comparison of post-weld treatment of high-strength steel welded joints in medium cycle fatigue. *Welding in the world* 54 2010. 208-217.

- prEN 1993-1-14 2021 Eurocode 3, Design of steel structures, Part 1-14: Design assisted by finite element analysis, Berlin, 2021.
- prEN 1993-1-9 2020 Eurocode 3, Design of steel structures, Part 1-9: Fatigue, Brussels, 2020.
- Sága M. et. al. Research of the fatigue life of welded joints of high strength steel S960QL created using laser and electron beams. *Materials* 13(11) 2020. 25-39.
- Sekercioglu T. *Materialwissenschaft und werkstofftechnik*. 40, 713-717 (2009).
- Selvakumar P., Hong J.K. Robust mesh insensitive structural stress method for fatigue analysis of welded structures. *Procedia engineering* 55 2013. 374-379.
- Sledziewski K. Fatigue assessment for selected connections of structural steel bridge components using the finite elements method. *Computer methods in mechanics (CMM2017)* 2017.
- Sonander C. Ermüdung von geschweißten Kreuzstößen aus WELDOX 1100. *Stahlbau* 69(4) 2000. 317-322.
- Sonsino C.M., Wiebesiek J. Assessment of multiaxial spectrum loading of welded steel and aluminium joints by modified equivalent stress and Gough-Pollard algorithms, doc. XIII-2158r1-07/XV-1250r1-07, 2007.
- Statnikov E., Muktepavel V., Blomqvist A. Comparison of ultrasonic impact treatment (UIT) and other fatigue life improvement methods. *Welding in the world* 46 2002. 20-32.
- Stenberg T. et al. Fatigue assessment of cut edges in high strength steel – Influence of surface quality. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 48(6) 2017. 566-569.
- Tong L. et al. Experimental study on fatigue strength of welded joints of high strength steel Q550D. *Engineering mechanics* 38(12) 2021. 214-222.
- Trufiakov V. et al. The efficiency of ultrasonic impact treatment for improving the fatigue strength of welded joints. *IIW Document XIII-1745-98*, 1998.
- Turlier D., Klein P., Bérard F. "Seam Sim" method for seam weld structural assessment within a global structure FEA. *Proc. Int. Conf. IIW2010 Istanbul (Turkey)*. AWST 651-658, 2010.
- Wald F. et al. Component-based finite element design of steel connections. *CTU in Prague*, 2022.
- Wang S. et al. The Clemson limit stress diagram for ductile parts subjected to positive mean fatigue loading. *Journal of mechanical design*. 122 2000, 143-146.
- Wang S.-J. et al. The Clemson limit stress diagram for ductile parts subjected to positive mean fatigue loading. *Journal of mechanical design* 122(1) 2000. 143-146.
- Wang T. et al. Discussion on fatigue design of welded joints enhanced by ultrasonic peening treatment (UPT). *International journal of fatigue* 31 2009. 644-650.

- Xiao Z.G., Yamada K. A method of determining geometric stress for fatigue strength evaluation of steel welded joints. *International journal of fatigue* 26 2004. 1277-1293.
- Yamada K. et al. Fatigue strength of two- and four-year weathered weldments of weathering steels and structural steel. *Proceeding of the Japan society of civil engineers* 337 1983. 67-74.
- Yildirim H.C. Review of fatigue data for welds improved by tungsten inert gas dressing. *International journal of fatigue* 79 2015. 36-45.
- Yildirim H.C., Marquis G., Sonsino C. Lightweight design with welded high-frequency mechanical impact (HFMI) treated high-strength steel joints from S700 under constant and variable amplitude loading. *International journal of fatigue* 91 2016. 466-474.
- Yildirim H.C., Remes H., Nussbaumer A. Fatigue properties of as-welded and post-weld-treated high-strength steel joints: The influence of constant and variable loads. *International journal of fatigue* 138 2020. 1-22.
- Zahavi E., Torbilo V. Fatigue design. Life expectancy of machine parts. *A Solomon press book. Boca Rato, New York, London, Tokyo, 1996.*
- Zhao X.L. et al. Design guide for circular and rectangular hollow section welded joints under fatigue loading. *CIDECT. TUV-Verlag, Koln, Germany 2001.*
- Zhao X.L., Packer J. Fatigue design procedure for welded hollow section joints. IIW Document XIII-1804-99 and IIW document XV-1035-99. *Abington Publishing, Cambridge, England 2000.*

Přílohy

Příloha A. Experimenty



Obrázek A1. Poloha tenzometrů na vzorku

Vyhodnocení experimentálních dat

Naměřená data jsou filtrovaná podle (ANSI/AISC 360-16). Podle tabulky A-3.1 volíme určitému detailu únavovou kategorii, konstantu C_f a rozkmit napětí pro únavovou pevnost F_{th} . Pro přípustný rozsah napětí F_{sr} platí

$$F_{sr} = 6900(C_f/n_{sr})^{0,333} \geq F_{th} \quad (A1)$$

kde

n_{sr} je počet cyklů

Pro vyhodnocení výsledků s velkým rozsahem hodnot se využívá regresní analýza podle závislé proměnné m , od rozkmitů napětí a počtů cyklů všech vzorků, viz obrázek A2. Křivka S-N se popisuje:

$$\lg N = \lg C - m \lg \Delta \sigma \quad (A2)$$

Při návrhu únavové S-N křivky lze využít charakteristických hodnoty x_k (A3), které mají pravděpodobnost 95 % průměrné hodnoty x_m (A4) na základě oboustranných tolerančních limitů 75 % úrovně spolehlivosti Studentova rozdělení.

$$x_k = x_m - k \cdot S_{tdv} \quad (A3)$$

$$x_m = \sum x_i / n \quad (A4)$$

kde

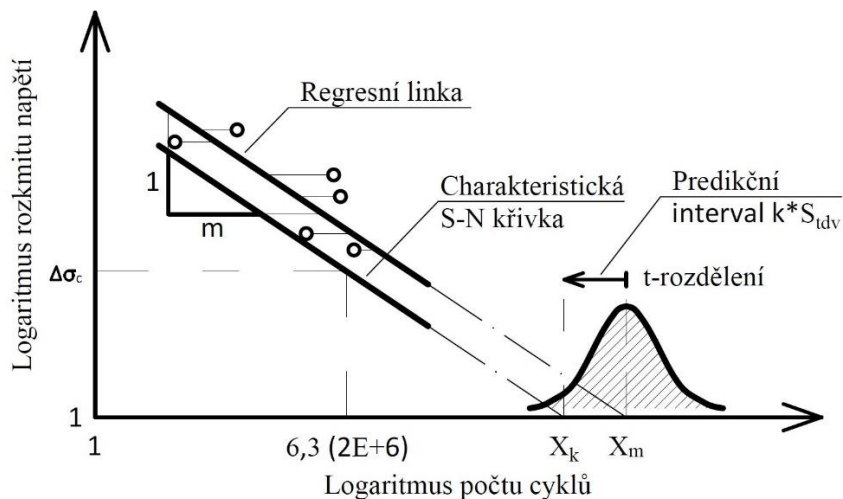
$$x_i = \lg C$$

n je počet vzorků

$$S_{tdv} = \sqrt{\sum (x_m - x_i)^2 / (n - 1)} \quad \text{směrodatná odchylka}$$

$$k = 1,645 * (1 + (1/\sqrt{n}))$$

Systému rovnic řešíme iterační metodou s jednou proměnnou. Tehdy je to sklon křivky m , který má maximálně věrohodný odhad pro neopravený svar s tuhých plechů na intervalu 2 až 5 (sklon křivky základního materiálu). Délky iteračního kroku jsou 0,25 a 0,05. Nejpřesnější řešení má nejmenší hodnotu směrodatné odchylky S_{tdv} (Kuhlmann, 2009).

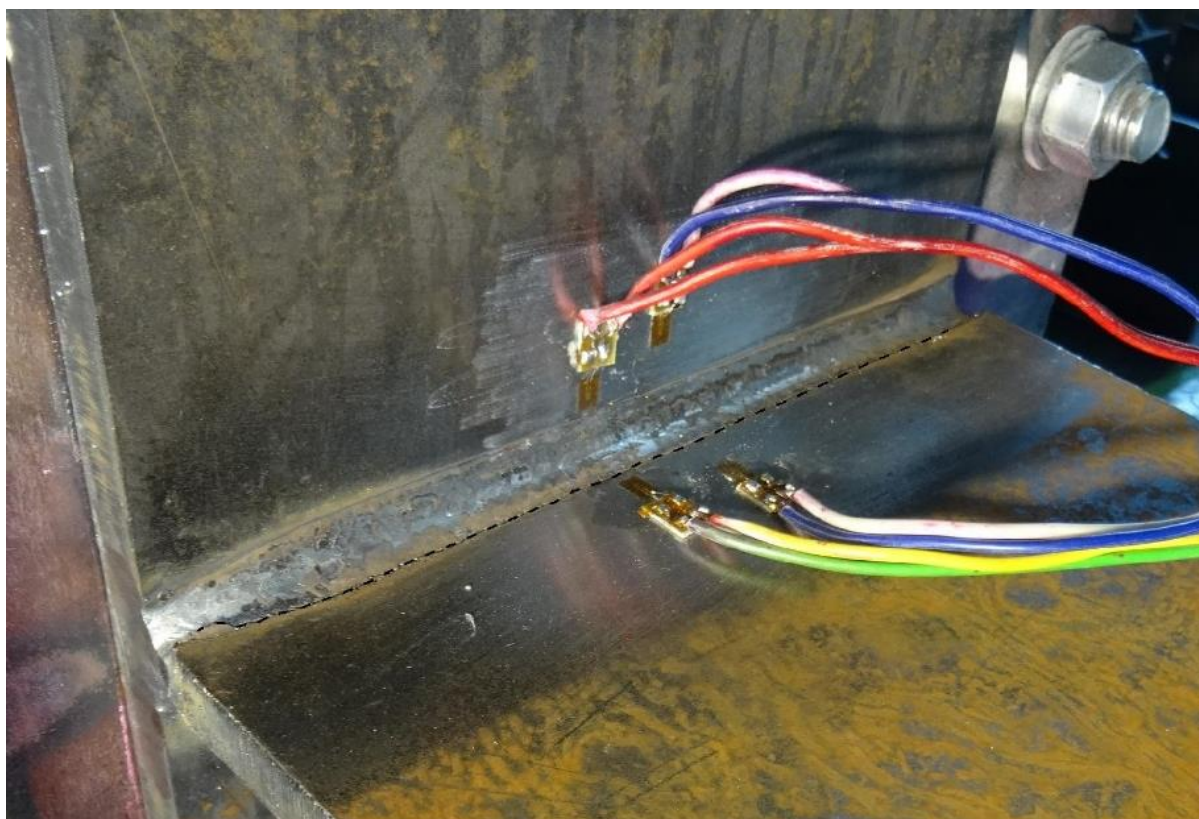


Obrázek A2. Schéma vyhodnocení výsledků s velkým rozsahem hodnot (Bartsch a kol., 2020)

Zkoušení vzorků z oceli S700MC



Obrázek A3. Vzorek na zkušební rámu



Obrázek A4. Typická únavová trhлина v kořeni svaru (- - - rozvoj trhliny)

Tabulka A1. Dosažené hodnoty únavových charakteristik

Materiál ocele / elektrody	Účinná výška svaru, mm	m	S_{tdv}	$\Delta\sigma$, MPa	Průměrný poměr namáhání R	FAT
S700MC / OK Aristorod 69	5	3	0,1559	151,516	0,436	125
		4	0,1896	173,115		125
		3,1	0,1555	155,09		125
S700MC / OK Aristorod 89	6	3	0,2065	83,025	0,453	63
		4	0,2055	104,943		80
		3,5	0,2003	95,728		80
S500 / OK Aristorod 69	6	3	0,1798	89,046	0,527	90
		4	0,1864	105,339		100
		3,35	0,1764	96,31		90
S355 / OK Aristorod 12.50	6	3	0,1711	120,523	0,186	100
		4	0,1494	152,595		125
		4,8	0,1437	167,411		125

Příloha B. Numerické simulace

Tabulka B1. Popis databáze únavových experimentálních zkoušek

Číslo série	Tloušťka taženého plechu t_1 , mm	Mez kluzu ocele f_y , MPa	Mez pevnosti ocele f_u , MPa	Poměr namáhání R	Počet vzorků	Odkaz
<u>Typ A.</u> Svařovaný styčník T-průřezu v ohybu						
1	12	690	770	[0,2-0,5]	12	Vlastní
2	12	355	470	[0,07-0,2]	8	Vlastní
<u>Typ B.</u> Svařovaný křížový styčník s plně provařenými svary v tahu						
3	16	420	540	0,1	10	Cheng a kol., 2021
5	6	355	470	0,1	5	Elyamani a kol., 2018
18a	8	460	550	0,1	9	Guo a kol., 2018
18b	8	690	770	0,1	11	
19a	22	690	770	[0,08-0,25]	6	Ohta a kol., 1972
19b	22	690	770	[0,06-0,17]	6	
<u>Typ C.</u> Svařovaný křížový styčník s příčně připojenými plechy v tahu						
4a	10	420	540	[0,06-0,09]	6	Mecseri a kol., 2020
4b	10	235	360	[0,06-0,09]	5	
4c	18	235	360	[0,06-0,2]	3	
9	25	355	470	0,5	34	Lassen, 1990
10a	12	355	470	0,1	9	Kuhlmann, 2009
10b	12	690	770	0,1	9	
11a	8	1100	1250	0,1	6	Ahola a kol., 2020
11b	8	1100	1250	0,5	2	
13a	12	355	470	-1	8	Kuhlmann a kol., 2018
13b	12	355	470	0,1	9	
14a	8	1100	1250	[0,5-0,6]	7	Sonander, 2000
14b	8	1100	1250	[0]	5	
23	15	235	360	[0,06-0,09]	10	Nielsen, 2011
24	20	550	700	0,1	20	Tong a kol., 2021
25a	10	400	540	0,1	8	Yamada a kol., 1983
25b	10	400	540	0,2	8	

25c	10	400	540	0,3	7	
26	8	690	770	0,2	62	Lagerqvist a kol., 2007
28	25	690	770	0,1	5	Kuhlmann a kol., 2006
29	8	355	470	0,5	37	Huther a kol., 2004
30	20	260	450	0	8	Kudryavtsev a kol., 2007
<u>Typ D.</u> Svařovaný styčnick s podélně připojeným plechem v tahu						
7a	5	355	470	0,1	7	Lihavainen a kol., 1990
7b	8	355	470	0,1	6	
8	16	355	470	0,1	9	Sledziewski, 2017
<u>Typ E.</u> Svařovaný styčnick se dvěma podélně připojenými plechy v tahu						
12	12,7	355	470	0,1	11	Dimitrakis a kol., 2001
21	8	235	360	0,1	7	Lixing a kol., 2004
22	8	390	590	0,1	9	Lixing a kol., 2005
25d	10	400	540	0,1	9	Yamada, 1983
25e	10	400	540	0,2	9	
25f	10	400	540	0,3	11	
27a	8	690	770	0,2	10	Lagerqvist a kol., 2007
27b	8	690	770	0,2	10	
31a	8	690	770	0,1	18	Wang a kol., 2009
31b	8	355	470	0,1	10	
31c	8	235	360	0,1	6	
<u>Typ F.</u> Svařovaný styčnick T-průřezu v 4bodovém ohybu						
15	20	420	540	0,1	9	Statnikov a kol., 2002
16	6	690	770	0,1	16	Pedersen a kol., 2010
17	20	420	540	0,1	12	Trufiakov a kol., 1998
<u>Typ G.</u> Svařovaný styčnick s příčně připojeným plechem v tahu						
6	12	355	470	0,1	9	Liao a kol., 2021
20	16	355	470	0,3	18	Al-Karawi a kol., 2021

Svařované styčníky v ohybu

Tabulka B2. Validace numerických modelů podle NS metody

Č. série	Komb. zatížení	Průměrný experim. rozkmit napětí σ_R^{exp} , MPa	Numerické rozkmit napětí σ_R , MPa							
			Odchylka $(\sigma_R^{exp} - \sigma_R^{PM})/\sigma_R^{PM}$, %							
			PM	1	2a	2b	3a	3b	4	5
<u>Typ A. Svařovaný styčník T-průřezu v ohybu</u>										
1	a	221,9	$\frac{220,6}{0,56}$	$\frac{211,3}{5,02}$	$\frac{213,7}{3,84}$	$\frac{215,0}{3,21}$	$\frac{198,3}{11,9}$	$\frac{214,6}{3,4}$	$\frac{220,1}{0,82}$	$\frac{220,1}{0,82}$
	b	266,3	$\frac{265,2}{0,39}$	$\frac{253,5}{5,05}$	$\frac{256,4}{3,86}$	$\frac{257,9}{3,26}$	$\frac{238,0}{11,89}$	$\frac{257,5}{3,42}$	$\frac{264,1}{0,83}$	$\frac{264,1}{0,83}$
	c	355,0	$\frac{354,4}{0,17}$	$\frac{338,1}{5,0}$	$\frac{341,9}{3,83}$	$\frac{343,9}{3,23}$	$\frac{317,4}{11,85}$	$\frac{343,3}{3,41}$	$\frac{352,1}{0,82}$	$\frac{352,1}{0,82}$
	d	443,8	$\frac{443,5}{0,07}$	$\frac{422,5}{5,04}$	$\frac{427,4}{3,84}$	$\frac{429,9}{3,23}$	$\frac{396,7}{11,87}$	$\frac{429,1}{3,43}$	$\frac{440,1}{0,84}$	$\frac{440,1}{0,84}$
2	a	308,5	$\frac{309,1}{-0,19}$	$\frac{292,8}{5,36}$	$\frac{297,0}{3,87}$	$\frac{299,1}{3,14}$	$\frac{266,4}{15,8}$	$\frac{297,9}{3,56}$	$\frac{308,0}{0,16}$	$\frac{308,0}{0,16}$
	b	264,4	$\frac{267,7}{-1,24}$	$\frac{251,0}{5,34}$	$\frac{254,5}{3,89}$	$\frac{256,4}{3,12}$	$\frac{228,3}{15,81}$	$\frac{255,3}{3,56}$	$\frac{264,0}{0,15}$	$\frac{264,0}{0,15}$
	c	220,3	$\frac{226,3}{-2,64}$	$\frac{209,2}{5,31}$	$\frac{212,1}{3,87}$	$\frac{213,7}{3,09}$	$\frac{190,3}{15,76}$	$\frac{212,8}{3,52}$	$\frac{220,0}{0,14}$	$\frac{220,0}{0,14}$
<u>Typ F. Svařovaný styčník T-průřezu v 4bodovém ohybu</u>										
15	a	250,0	$\frac{255,1}{-1,98}$	$\frac{248,5}{0,6}$	$\frac{246,3}{1,5}$	$\frac{245,6}{1,79}$	$\frac{246,3}{1,5}$	$\frac{247,6}{0,97}$	$\frac{247,3}{1,09}$	$\frac{247,3}{1,09}$
	b	310,0	$\frac{308,1}{0,63}$	$\frac{308,1}{0,62}$	$\frac{305,5}{1,47}$	$\frac{304,6}{1,77}$	$\frac{305,5}{1,47}$	$\frac{307,1}{0,94}$	$\frac{306,7}{1,08}$	$\frac{306,7}{1,08}$
	c	370,0	$\frac{364,1}{1,63}$	$\frac{367,5}{0,68}$	$\frac{364,3}{1,56}$	$\frac{363,3}{1,84}$	$\frac{364,3}{1,56}$	$\frac{366,2}{1,04}$	$\frac{365,7}{1,18}$	$\frac{365,8}{1,15}$
16	a	421,3	$\frac{425,1}{-0,89}$	$\frac{399,4}{5,48}$	$\frac{395,7}{6,47}$	$\frac{396,4}{6,28}$	$\frac{395,1}{6,63}$	$\frac{395,6}{6,5}$	$\frac{390,9}{7,78}$	$\frac{392,4}{7,36}$
	b	532,0	$\frac{537,7}{-1,06}$	$\frac{499,2}{6,57}$	$\frac{494,6}{7,56}$	$\frac{495,5}{7,37}$	$\frac{493,8}{7,74}$	$\frac{494,4}{7,61}$	$\frac{488,6}{8,88}$	$\frac{490,5}{8,46}$
	c	637,0	$\frac{642,9}{-0,91}$	$\frac{606,2}{5,08}$	$\frac{600,6}{6,06}$	$\frac{601,7}{5,87}$	$\frac{599,7}{6,22}$	$\frac{600,4}{6,1}$	$\frac{593,3}{7,37}$	$\frac{595,6}{6,95}$
	d	693,7	$\frac{700,2}{-0,93}$	$\frac{658,9}{5,28}$	$\frac{652,9}{6,25}$	$\frac{654,0}{6,07}$	$\frac{651,9}{6,41}$	$\frac{652,7}{6,28}$	$\frac{645,0}{7,55}$	$\frac{647,4}{7,15}$
	e	777,0	$\frac{784,0}{-0,89}$	$\frac{738,8}{5,17}$	$\frac{732,0}{6,15}$	$\frac{733,3}{5,96}$	$\frac{730,9}{6,31}$	$\frac{731,8}{6,18}$	$\frac{723,1}{7,45}$	$\frac{725,9}{7,04}$
17	a	250,0	$\frac{245,1}{1,99}$	$\frac{249,3}{0,28}$	$\frac{248,3}{0,68}$	$\frac{247,8}{0,89}$	$\frac{247,8}{0,89}$	$\frac{248,5}{0,6}$	$\frac{247,5}{1,01}$	$\frac{248,4}{0,64}$
	b	310,0	$\frac{304,0}{1,97}$	$\frac{309,0}{0,32}$	$\frac{307,8}{0,71}$	$\frac{307,2}{0,91}$	$\frac{307,2}{0,91}$	$\frac{308,1}{0,62}$	$\frac{306,8}{1,04}$	$\frac{306,9}{1,01}$
	c	370,0	$\frac{363,2}{1,89}$	$\frac{368,9}{0,3}$	$\frac{367,5}{0,68}$	$\frac{366,7}{0,9}$	$\frac{366,7}{0,9}$	$\frac{367,8}{0,6}$	$\frac{366,2}{1,04}$	$\frac{366,4}{0,98}$

Tabulka B3. Porovnání HSSM extrapoláčních postupů na numerických modelech

Číslo série	Kombinace zatížení	Numerický rozkmít napětí σ_R^{PM} , MPa	Numerické rozkmity napětí σ_R^{SM} , MPa, podle extrapoláčního postupu						
			Jemná síť $0,4t \times 0,4t$ Hrubá síť $1t \times 1t$						
			1	2a	2b	3a	3b	4	5
<u>Typ A. Svařovaný styčník T-průřezu v ohybu</u>									
1	a	213,8	$\frac{211,0}{210,5}$	$\frac{213,7}{213,4}$	$\frac{214,9}{214,6}$	$\frac{213,5}{201,6}$	$\frac{214,4}{214,0}$	$\frac{220,4}{252,0}$	$\frac{220,4}{252,0}$
	b	256,6	$\frac{253,2}{252,6}$	$\frac{256,4}{256,1}$	$\frac{257,9}{257,6}$	$\frac{256,2}{241,9}$	$\frac{257,3}{256,8}$	$\frac{264,5}{302,4}$	$\frac{264,5}{302,4}$
	c	342,3	$\frac{337,5}{336,8}$	$\frac{341,9}{341,4}$	$\frac{343,8}{343,4}$	$\frac{341,7}{322,5}$	$\frac{343,1}{342,4}$	$\frac{352,6}{403,1}$	$\frac{352,6}{403,1}$
	d	428,0	$\frac{421,9}{421,0}$	$\frac{427,4}{426,8}$	$\frac{429,8}{429,2}$	$\frac{427,1}{403,1}$	$\frac{428,8}{428,1}$	$\frac{440,8}{503,9}$	$\frac{440,8}{503,9}$
2	a	293,7	$\frac{292,3}{292,0}$	$\frac{296,8}{296,5}$	$\frac{299,0}{298,6}$	$\frac{297,2}{273,6}$	$\frac{297,7}{297,3}$	$\frac{305,0}{319,3}$	$\frac{305,0}{319,3}$
	b	251,6	$\frac{250,5}{250,3}$	$\frac{254,4}{254,1}$	$\frac{256,2}{255,9}$	$\frac{254,7}{234,5}$	$\frac{252,1}{254,8}$	$\frac{261,5}{273,6}$	$\frac{261,5}{273,6}$
	c	209,5	$\frac{208,8}{208,6}$	$\frac{212,0}{211,8}$	$\frac{213,5}{213,3}$	$\frac{212,3}{195,4}$	$\frac{212,6}{212,4}$	$\frac{217,9}{228,0}$	$\frac{217,9}{228,0}$
<u>Typ F. Svařovaný styčník T-průřezu v 4bodovém ohybu</u>									
15	a	229,8	$\frac{248,3}{248,8}$	$\frac{240,5}{241,2}$	$\frac{240,4}{241,2}$	$\frac{243,3}{221,3}$	$\frac{245,0}{246,4}$	$\frac{238,5}{247,1}$	$\frac{239,1}{245,7}$
	b	286,3	$\frac{308,0}{308,6}$	$\frac{298,3}{299,2}$	$\frac{298,2}{299,1}$	$\frac{301,7}{274,5}$	$\frac{303,8}{305,5}$	$\frac{295,7}{306,5}$	$\frac{296,5}{304,7}$
	c	341,0	$\frac{367,3}{368,1}$	$\frac{355,7}{356,8}$	$\frac{355,6}{356,7}$	$\frac{359,9}{327,4}$	$\frac{362,4}{364,4}$	$\frac{352,7}{365,5}$	$\frac{353,6}{363,4}$
16	a	397,9	$\frac{396,0}{394,2}$	$\frac{409,7}{409,1}$	$\frac{410,0}{409,3}$	$\frac{411,0}{384,7}$	$\frac{405,3}{405,2}$	$\frac{415,7}{392,2}$	$\frac{413,1}{403,5}$
	b	498,5	$\frac{495,0}{492,7}$	$\frac{512,1}{511,3}$	$\frac{512,4}{511,7}$	$\frac{513,7}{480,9}$	$\frac{506,7}{506,6}$	$\frac{519,7}{490,2}$	$\frac{516,3}{504,3}$
	c	606,3	$\frac{601,1}{598,3}$	$\frac{621,8}{620,9}$	$\frac{622,3}{621,3}$	$\frac{623,8}{584,0}$	$\frac{615,2}{615,1}$	$\frac{631,0}{595,3}$	$\frac{627,0}{612,4}$
	d	664,3	$\frac{653,4}{650,4}$	$\frac{676,0}{675,0}$	$\frac{676,4}{675,4}$	$\frac{678,1}{634,8}$	$\frac{668,8}{668,7}$	$\frac{685,9}{647,1}$	$\frac{681,5}{665,7}$
	e	740,2	$\frac{732,6}{729,2}$	$\frac{757,9}{756,8}$	$\frac{758,4}{757,3}$	$\frac{760,3}{711,8}$	$\frac{749,9}{749,7}$	$\frac{769,1}{725,5}$	$\frac{764,1}{746,4}$
17	a	236,4	$\frac{245,9}{247,2}$	$\frac{239,5}{240,5}$	$\frac{239,3}{240,4}$	$\frac{241,7}{219,2}$	$\frac{241,8}{244,1}$	$\frac{237,6}{234,8}$	$\frac{237,5}{236,2}$
	b	294,1	$\frac{304,8}{306,5}$	$\frac{296,9}{298,1}$	$\frac{296,7}{298,0}$	$\frac{299,6}{271,7}$	$\frac{299,7}{302,5}$	$\frac{294,6}{291,1}$	$\frac{294,5}{292,7}$
	c	351,9	$\frac{363,8}{365,9}$	$\frac{354,4}{355,9}$	$\frac{354,1}{355,7}$	$\frac{357,7}{324,4}$	$\frac{357,8}{361,1}$	$\frac{351,7}{347,4}$	$\frac{351,5}{349,5}$

Svařované styčníky v tahu

Tabulka B4. Validace numerických modelů podle NS metody

Č. série	Komb. zatížení	Průměrný experim. rozkmit napětí σ_R^{exp} , MPa	Numerické rozkmit napětí σ_R , MPa							
			Odchylka $(\sigma_R^{exp} - \sigma_R^{PM})/\sigma_R^{PM}$, %							
			PM	1	2a	2b	3a	3b	4	5
<u>Typ B. Svařovaný křížový styčník s plně provařenými svary v tahu</u>										
3	a	96,0	$\frac{96,2}{-0,14}$	$\frac{95,8}{0,18}$	$\frac{95,9}{0,09}$	$\frac{95,8}{0,16}$	$\frac{95,7}{0,29}$	$\frac{95,7}{0,34}$	$\frac{95,7}{0,34}$	$\frac{95,7}{0,29}$
	b	119,0	$\frac{119,3}{-0,28}$	$\frac{118,8}{0,18}$	$\frac{118,9}{0,08}$	$\frac{118,8}{0,17}$	$\frac{118,6}{0,28}$	$\frac{118,6}{0,33}$	$\frac{118,6}{0,34}$	$\frac{118,7}{0,28}$
	c	143,0	$\frac{143,4}{-0,28}$	$\frac{143,0}{-0,02}$	$\frac{142,9}{0,09}$	$\frac{142,8}{0,17}$	$\frac{142,6}{0,28}$	$\frac{142,5}{0,33}$	$\frac{142,5}{0,33}$	$\frac{142,6}{0,28}$
	d	167,0	$\frac{166,9}{0,04}$	$\frac{167,0}{-0,02}$	$\frac{166,9}{0,09}$	$\frac{166,7}{0,16}$	$\frac{166,5}{0,28}$	$\frac{166,4}{0,33}$	$\frac{166,4}{0,33}$	$\frac{166,5}{0,28}$
	e	191,0	$\frac{190,9}{0,04}$	$\frac{190,7}{0,18}$	$\frac{190,8}{0,09}$	$\frac{190,7}{0,17}$	$\frac{190,5}{0,28}$	$\frac{190,4}{0,33}$	$\frac{190,4}{0,33}$	$\frac{190,5}{0,28}$
5	a	144,0	$\frac{144,7}{-0,46}$	$\frac{144,5}{-0,36}$	$\frac{144,6}{-0,42}$	$\frac{144,5}{-0,35}$	$\frac{144,7}{-0,5}$	$\frac{144,7}{-0,48}$	$\frac{145,2}{-0,84}$	$\frac{143,7}{0,24}$
	b	158,4	$\frac{159,2}{-0,48}$	$\frac{159,0}{-0,36}$	$\frac{159,1}{-0,42}$	$\frac{159,0}{-0,35}$	$\frac{159,2}{-0,5}$	$\frac{159,2}{-0,47}$	$\frac{159,7}{-0,84}$	$\frac{158,0}{0,24}$
	c	180,0	$\frac{180,8}{-0,45}$	$\frac{180,7}{-0,36}$	$\frac{180,8}{-0,43}$	$\frac{180,6}{-0,35}$	$\frac{180,9}{-0,51}$	$\frac{180,9}{-0,48}$	$\frac{181,5}{-0,84}$	$\frac{179,6}{0,24}$
	d	201,6	$\frac{202,5}{-0,45}$	$\frac{202,3}{-0,36}$	$\frac{202,5}{-0,43}$	$\frac{202,3}{-0,35}$	$\frac{202,6}{-0,5}$	$\frac{202,6}{-0,48}$	$\frac{203,3}{-0,84}$	$\frac{201,1}{0,24}$
	e	216,0	$\frac{217,0}{-0,46}$	$\frac{216,8}{-0,36}$	$\frac{216,9}{-0,43}$	$\frac{216,8}{-0,35}$	$\frac{217,1}{-0,5}$	$\frac{217,0}{-0,48}$	$\frac{217,8}{-0,84}$	$\frac{215,5}{0,24}$
18a	a	96,1	$\frac{95,9}{0,2}$	$\frac{95,9}{0,17}$	$\frac{95,9}{0,19}$	$\frac{95,9}{0,19}$	$\frac{95,9}{0,18}$	$\frac{95,5}{0,6}$	$\frac{95,5}{0,59}$	$\frac{95,5}{0,59}$
	b	111,3	$\frac{110,9}{0,34}$	$\frac{110,9}{0,34}$	$\frac{110,9}{0,35}$	$\frac{110,9}{0,35}$	$\frac{110,9}{0,35}$	$\frac{110,5}{0,76}$	$\frac{110,5}{0,75}$	$\frac{110,5}{0,75}$
	c	168,6	$\frac{168,6}{0,0}$	$\frac{168,6}{-0,02}$	$\frac{168,6}{0,0}$	$\frac{168,6}{0,0}$	$\frac{168,6}{-0,01}$	$\frac{167,9}{0,4}$	$\frac{167,9}{0,4}$	$\frac{167,9}{0,4}$
	d	202,3	$\frac{202,2}{0,07}$	$\frac{202,2}{0,04}$	$\frac{202,2}{0,06}$	$\frac{202,2}{0,06}$	$\frac{202,2}{0,05}$	$\frac{201,4}{0,47}$	$\frac{201,4}{0,46}$	$\frac{201,4}{0,46}$
	e	236,1	$\frac{236,1}{0,0}$	$\frac{236,1}{0,0}$	$\frac{236,1}{0,02}$	$\frac{236,1}{0,02}$	$\frac{236,1}{0,01}$	$\frac{235,1}{0,43}$	$\frac{235,1}{0,42}$	$\frac{235,1}{0,42}$
18b	a	85,4	$\frac{85,1}{0,37}$	$\frac{85,1}{0,39}$	$\frac{85,1}{0,41}$	$\frac{85,1}{0,41}$	$\frac{85,1}{0,4}$	$\frac{84,7}{0,82}$	$\frac{84,7}{0,81}$	$\frac{84,7}{0,81}$
	b	118,5	$\frac{118,5}{0,08}$	$\frac{118,5}{0,01}$	$\frac{118,5}{0,02}$	$\frac{118,5}{0,02}$	$\frac{118,5}{0,01}$	$\frac{118,0}{0,43}$	$\frac{118,0}{0,42}$	$\frac{118,0}{0,42}$
	c	252,8	$\frac{252,8}{0,08}$	$\frac{252,8}{0,0}$	$\frac{252,8}{0,01}$	$\frac{252,8}{0,02}$	$\frac{252,8}{0,01}$	$\frac{251,7}{0,43}$	$\frac{251,7}{0,42}$	$\frac{251,7}{0,42}$
	d	316,0	$\frac{316,0}{0,08}$	$\frac{316,0}{0,0}$	$\frac{315,9}{0,02}$	$\frac{315,9}{0,02}$	$\frac{316,0}{0,01}$	$\frac{314,6}{0,43}$	$\frac{314,7}{0,42}$	$\frac{314,7}{0,42}$

	e	379,8	$\frac{379,8}{-0,1}$	$\frac{379,2}{0,16}$	$\frac{379,1}{0,18}$	$\frac{379,1}{0,18}$	$\frac{379,1}{0,18}$	$\frac{377,6}{0,59}$	$\frac{377,6}{0,58}$	$\frac{377,6}{0,58}$
19a	a	58,8	$\frac{59,3}{-0,85}$	$\frac{59,1}{-0,49}$	$\frac{59,3}{-0,77}$	$\frac{59,3}{-0,83}$	$\frac{59,4}{-1,04}$	$\frac{59,5}{-1,18}$	$\frac{60,1}{-2,11}$	$\frac{59,7}{-1,47}$
	b	98,0	$\frac{99,2}{-1,22}$	$\frac{98,8}{-0,49}$	$\frac{98,8}{-0,77}$	$\frac{98,8}{-0,83}$	$\frac{99,0}{-1,04}$	$\frac{99,2}{-1,18}$	$\frac{100,1}{-2,11}$	$\frac{99,5}{-1,47}$
	c	147,0	$\frac{148,3}{-0,85}$	$\frac{147,7}{-0,5}$	$\frac{148,1}{-0,77}$	$\frac{148,2}{-0,83}$	$\frac{148,6}{-1,05}$	$\frac{148,8}{-1,18}$	$\frac{150,2}{-2,11}$	$\frac{149,2}{-1,47}$
	d	215,6	$\frac{217,4}{-0,85}$	$\frac{216,7}{-0,5}$	$\frac{217,3}{-0,77}$	$\frac{217,4}{-0,83}$	$\frac{217,9}{-1,04}$	$\frac{218,2}{-1,18}$	$\frac{220,2}{-2,11}$	$\frac{218,8}{-1,47}$
19b	a	98,1	$\frac{99,1}{-0,93}$	$\frac{98,4}{-0,3}$	$\frac{98,8}{-0,67}$	$\frac{98,8}{-0,72}$	$\frac{99,0}{-0,96}$	$\frac{99,0}{-0,93}$	$\frac{99,6}{-1,53}$	$\frac{99,6}{-1,53}$
	b	137,3	$\frac{138,6}{-0,92}$	$\frac{137,7}{-0,32}$	$\frac{138,3}{-0,7}$	$\frac{138,3}{-0,75}$	$\frac{138,6}{-0,97}$	$\frac{138,6}{-0,95}$	$\frac{139,5}{-1,55}$	$\frac{139,5}{-1,55}$
	c	196,2	$\frac{198,0}{-0,92}$	$\frac{196,8}{-0,29}$	$\frac{197,5}{-0,66}$	$\frac{197,6}{-0,71}$	$\frac{198,1}{-0,94}$	$\frac{198,0}{-0,92}$	$\frac{199,2}{-1,52}$	$\frac{199,2}{-1,52}$
	d	245,3	$\frac{247,5}{-0,91}$	$\frac{246,0}{-0,27}$	$\frac{246,9}{-0,64}$	$\frac{247,0}{-0,69}$	$\frac{247,6}{-0,92}$	$\frac{247,5}{-0,89}$	$\frac{249,0}{-1,49}$	$\frac{249,0}{-1,49}$
	e	294,3	$\frac{297,0}{-0,91}$	$\frac{295,1}{-0,29}$	$\frac{296,3}{-0,66}$	$\frac{296,4}{-0,71}$	$\frac{297,1}{-0,94}$	$\frac{297,0}{-0,91}$	$\frac{298,8}{-1,51}$	$\frac{298,8}{-1,51}$
<u>Typ C. Svařovaný křížový styčnick s příčně připojenými plechy v tahu</u>										
4a	a	111,0	$\frac{111,3}{-0,27}$	$\frac{111,1}{-0,07}$	$\frac{111,8}{-0,67}$	$\frac{111,1}{-0,08}$	$\frac{111,2}{-0,17}$	$\frac{111,4}{-0,34}$	$\frac{111,1}{-0,07}$	$\frac{111,1}{-0,07}$
	b	122,0	$\frac{122,4}{-0,29}$	$\frac{122,1}{-0,07}$	$\frac{122,8}{-0,68}$	$\frac{122,1}{-0,08}$	$\frac{122,2}{-0,17}$	$\frac{122,4}{-0,34}$	$\frac{122,1}{-0,07}$	$\frac{122,1}{-0,06}$
	c	133,0	$\frac{133,4}{-0,29}$	$\frac{133,1}{-0,06}$	$\frac{133,9}{-0,67}$	$\frac{133,1}{-0,08}$	$\frac{133,2}{-0,17}$	$\frac{133,5}{-0,34}$	$\frac{133,1}{-0,06}$	$\frac{133,1}{-0,06}$
	d	150,0	$\frac{150,4}{-0,29}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{151,0}{-0,68}$	$\frac{150,1}{-0,08}$	$\frac{150,3}{-0,18}$	$\frac{150,5}{-0,34}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,06}$
4b	a	100,0	$\frac{101,0}{-0,99}$	$\frac{100,1}{-0,06}$	$\frac{100,7}{-0,68}$	$\frac{100,1}{-0,08}$	$\frac{100,2}{-0,17}$	$\frac{100,3}{-0,33}$	$\frac{100,1}{-0,06}$	$\frac{100,1}{-0,06}$
	b	111,0	$\frac{111,3}{-0,27}$	$\frac{111,1}{-0,07}$	$\frac{111,8}{-0,67}$	$\frac{111,1}{-0,08}$	$\frac{111,2}{-0,17}$	$\frac{111,4}{-0,34}$	$\frac{111,1}{-0,07}$	$\frac{111,1}{-0,07}$
	c	122,0	$\frac{122,4}{-0,29}$	$\frac{122,1}{-0,07}$	$\frac{122,8}{-0,68}$	$\frac{122,1}{-0,08}$	$\frac{122,2}{-0,17}$	$\frac{122,4}{-0,34}$	$\frac{122,1}{-0,07}$	$\frac{122,1}{-0,07}$
	d	133,0	$\frac{133,4}{-0,29}$	$\frac{133,1}{-0,06}$	$\frac{133,9}{-0,67}$	$\frac{133,1}{-0,08}$	$\frac{133,2}{-0,17}$	$\frac{133,5}{-0,34}$	$\frac{133,1}{-0,06}$	$\frac{133,1}{-0,06}$
	e	144,0	$\frac{144,4}{-0,29}$	$\frac{144,1}{-0,06}$	$\frac{145,0}{-0,68}$	$\frac{144,1}{-0,08}$	$\frac{144,3}{-0,18}$	$\frac{144,5}{-0,34}$	$\frac{144,1}{-0,06}$	$\frac{144,1}{-0,07}$
4c	a	38,0	$\frac{38,0}{-0,13}$	$\frac{38,1}{-0,18}$	$\frac{38,1}{-0,19}$	$\frac{38,0}{-0,08}$	$\frac{38,1}{-0,18}$	$\frac{38,0}{-0,07}$	$\frac{38,1}{-0,29}$	$\frac{38,0}{-0,01}$
	b	99,0	$\frac{99,4}{-0,13}$	$\frac{99,2}{-0,17}$	$\frac{99,2}{-0,19}$	$\frac{99,1}{-0,08}$	$\frac{99,2}{-0,18}$	$\frac{99,1}{-0,06}$	$\frac{99,3}{-0,29}$	$\frac{99,0}{0,0}$
	c	136,0	$\frac{136,3}{-0,17}$	$\frac{136,2}{-0,18}$	$\frac{136,3}{-0,19}$	$\frac{136,1}{-0,08}$	$\frac{136,3}{-0,18}$	$\frac{136,1}{-0,06}$	$\frac{136,4}{-0,29}$	$\frac{136,0}{-0,01}$
9	a	150	$\frac{150,4}{-0,29}$	$\frac{150,3}{-0,21}$	$\frac{150,6}{-0,38}$	$\frac{150,3}{-0,22}$	$\frac{150,3}{-0,22}$	$\frac{150,3}{-0,22}$	$\frac{150,3}{-0,23}$	$\frac{150,3}{-0,23}$

10a	a	125,0	$\frac{125,4}{-0,34}$	$\frac{125,5}{-0,39}$	$\frac{125,5}{-0,39}$	$\frac{125,4}{-0,34}$	$\frac{125,4}{-0,32}$	$\frac{125,3}{-0,22}$	$\frac{125,4}{-0,29}$	$\frac{125,4}{-0,29}$
	b	170,0	$\frac{170,6}{-0,34}$	$\frac{170,7}{-0,39}$	$\frac{170,7}{-0,39}$	$\frac{170,6}{-0,34}$	$\frac{170,5}{-0,32}$	$\frac{170,4}{-0,22}$	$\frac{170,5}{-0,29}$	$\frac{170,5}{-0,29}$
	c	225,0	$\frac{225,5}{-0,22}$	$\frac{225,9}{-0,39}$	$\frac{225,9}{-0,39}$	$\frac{225,8}{-0,34}$	$\frac{225,7}{-0,32}$	$\frac{225,5}{-0,22}$	$\frac{225,6}{-0,28}$	$\frac{225,6}{-0,28}$
	d	300,0	$\frac{300,8}{-0,25}$	$\frac{301,2}{-0,39}$	$\frac{301,2}{-0,39}$	$\frac{301,0}{-0,34}$	$\frac{301,0}{-0,32}$	$\frac{300,7}{-0,22}$	$\frac{300,9}{-0,29}$	$\frac{300,9}{-0,29}$
10b	a	150,0	$\frac{150,5}{-0,34}$	$\frac{150,6}{-0,38}$	$\frac{150,6}{-0,39}$	$\frac{150,5}{-0,34}$	$\frac{150,5}{-0,31}$	$\frac{150,3}{-0,22}$	$\frac{150,4}{-0,28}$	$\frac{150,4}{-0,28}$
	b	190,0	$\frac{190,6}{-0,34}$	$\frac{190,7}{-0,39}$	$\frac{190,7}{-0,39}$	$\frac{190,6}{-0,34}$	$\frac{190,6}{-0,32}$	$\frac{190,4}{-0,22}$	$\frac{190,5}{-0,28}$	$\frac{190,5}{-0,29}$
	c	225,0	$\frac{225,5}{-0,22}$	$\frac{225,9}{-0,39}$	$\frac{225,9}{-0,39}$	$\frac{225,8}{-0,34}$	$\frac{225,7}{-0,32}$	$\frac{225,5}{-0,22}$	$\frac{225,6}{-0,28}$	$\frac{225,6}{-0,28}$
	d	300,0	$\frac{300,8}{-0,25}$	$\frac{301,2}{-0,39}$	$\frac{301,2}{-0,39}$	$\frac{301,0}{-0,34}$	$\frac{301,0}{-0,32}$	$\frac{300,7}{-0,22}$	$\frac{300,9}{-0,29}$	$\frac{300,9}{-0,29}$
11a	a	203,5	$\frac{203,9}{-0,21}$	$\frac{203,6}{-0,06}$	$\frac{202,8}{0,35}$	$\frac{203,1}{0,19}$	$\frac{203,7}{-0,09}$	$\frac{203,2}{0,16}$	$\frac{202,9}{0,32}$	$\frac{202,4}{0,56}$
	b	231,0	$\frac{231,6}{-0,24}$	$\frac{231,2}{-0,09}$	$\frac{230,3}{0,32}$	$\frac{230,6}{0,15}$	$\frac{231,3}{-0,12}$	$\frac{230,7}{0,13}$	$\frac{230,3}{0,28}$	$\frac{229,8}{0,53}$
	c	254,0	$\frac{254,8}{-0,32}$	$\frac{254,3}{-0,11}$	$\frac{253,3}{0,3}$	$\frac{253,7}{0,13}$	$\frac{254,4}{-0,14}$	$\frac{253,7}{0,11}$	$\frac{253,3}{0,26}$	$\frac{252,7}{0,5}$
	d	301,0	$\frac{301,5}{-0,15}$	$\frac{301,2}{-0,06}$	$\frac{300,0}{0,34}$	$\frac{300,5}{0,18}$	$\frac{301,3}{-0,1}$	$\frac{300,5}{0,15}$	$\frac{300,1}{0,3}$	$\frac{299,4}{0,55}$
	e	314,0	$\frac{313,9}{0,02}$	$\frac{314,3}{-0,11}$	$\frac{313,1}{0,3}$	$\frac{313,6}{0,14}$	$\frac{314,4}{-0,14}$	$\frac{313,7}{0,11}$	$\frac{313,2}{0,26}$	$\frac{312,4}{0,51}$
11b	a	193,0	$\frac{193,4}{-0,23}$	$\frac{193,1}{-0,07}$	$\frac{192,4}{0,34}$	$\frac{192,7}{0,18}$	$\frac{193,2}{-0,11}$	$\frac{192,7}{0,15}$	$\frac{192,4}{0,3}$	$\frac{192,0}{0,54}$
	b	291,0	$\frac{291,9}{-0,29}$	$\frac{291,4}{-0,13}$	$\frac{290,2}{0,27}$	$\frac{290,7}{0,11}$	$\frac{291,5}{-0,17}$	$\frac{290,8}{0,08}$	$\frac{290,3}{0,23}$	$\frac{289,6}{0,48}$
13a	a	145,0	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$
	b	175,0	$\frac{175,0}{0,01}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$
	c	200,0	$\frac{200,0}{0,0}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$
13b	a	115,0	$\frac{115,0}{-0,01}$	$\frac{115,0}{0,0}$	$\frac{115,0}{0,0}$	$\frac{115,0}{0,0}$	$\frac{115,0}{0,0}$	$\frac{115,0}{0,0}$	$\frac{115,0}{0,0}$	$\frac{115,0}{0,0}$
	b	145,0	$\frac{145,0}{0,01}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$	$\frac{145,0}{0,0}$
	c	175,0	$\frac{175,0}{0,01}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$	$\frac{175,0}{0,0}$
14a	a	150,0	$\frac{150,0}{0,0}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$
	b	200,0	$\frac{200,0}{0,0}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$
	c	200,0	$\frac{200,0}{0,0}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,0}{0,01}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$

	d	200,0	$\frac{200,0}{0,0}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,0}{0,01}$	$\frac{200,0}{0,01}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$
	e	300,0	$\frac{300,0}{0,0}$	$\frac{300,1}{-0,03}$	$\frac{300,1}{-0,03}$	$\frac{300,1}{-0,03}$	$\frac{300,1}{-0,03}$	$\frac{300,1}{-0,03}$	$\frac{300,1}{-0,03}$	$\frac{300,1}{-0,03}$
14b	a	150,0	$\frac{150,0}{0,0}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$	$\frac{150,1}{-0,07}$
	b	200,0	$\frac{200,0}{0,0}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$	$\frac{200,1}{-0,05}$
	c	275,0	$\frac{275,0}{0,0}$	$\frac{275,1}{-0,04}$	$\frac{275,1}{-0,04}$	$\frac{275,1}{-0,04}$	$\frac{275,1}{-0,04}$	$\frac{275,1}{-0,04}$	$\frac{275,1}{-0,04}$	$\frac{275,1}{-0,04}$
	d	350,0	$\frac{350,0}{0,0}$	$\frac{350,1}{-0,03}$	$\frac{350,1}{-0,03}$	$\frac{350,1}{-0,03}$	$\frac{350,1}{-0,03}$	$\frac{350,1}{-0,03}$	$\frac{350,1}{-0,03}$	$\frac{350,1}{-0,03}$
23	a	133,3	$\frac{136,6}{-2,42}$	$\frac{136,1}{-2,06}$	$\frac{136,6}{-2,44}$	$\frac{136,7}{-2,47}$	$\frac{137,0}{-2,67}$	$\frac{136,8}{-2,56}$	$\frac{137,4}{-3,02}$	$\frac{137,3}{-2,88}$
	b	166,7	$\frac{170,8}{-2,42}$	$\frac{170,1}{-2,02}$	$\frac{170,8}{-2,39}$	$\frac{170,8}{-2,43}$	$\frac{171,2}{-2,63}$	$\frac{171,0}{-2,53}$	$\frac{171,8}{-2,97}$	$\frac{171,6}{-2,84}$
	c	200,0	$\frac{204,9}{-2,41}$	$\frac{204,2}{-2,04}$	$\frac{204,9}{-2,41}$	$\frac{205,0}{-2,45}$	$\frac{205,4}{-2,64}$	$\frac{205,2}{-2,54}$	$\frac{206,2}{-2,99}$	$\frac{205,9}{-2,85}$
24	a	124,5	$\frac{120,8}{3,1}$	$\frac{120,6}{3,26}$	$\frac{120,6}{3,26}$	$\frac{120,6}{3,26}$	$\frac{120,6}{3,26}$	$\frac{120,6}{3,26}$	$\frac{120,6}{3,26}$	$\frac{120,6}{3,26}$
	b	145,1	$\frac{140,0}{3,7}$	$\frac{139,7}{3,87}$	$\frac{139,7}{3,87}$	$\frac{139,7}{3,87}$	$\frac{139,7}{3,87}$	$\frac{139,7}{3,87}$	$\frac{139,7}{3,87}$	$\frac{139,7}{3,87}$
	c	164,7	$\frac{159,1}{3,5}$	$\frac{158,9}{3,67}$	$\frac{158,9}{3,67}$	$\frac{158,9}{3,67}$	$\frac{158,9}{3,67}$	$\frac{158,9}{3,67}$	$\frac{158,9}{3,67}$	$\frac{158,9}{3,67}$
	d	189,0	$\frac{181,7}{4,01}$	$\frac{181,4}{4,18}$	$\frac{181,4}{4,19}$	$\frac{181,4}{4,19}$	$\frac{181,4}{4,19}$	$\frac{181,4}{4,18}$	$\frac{181,4}{4,19}$	$\frac{181,4}{4,19}$
	e	234,0	$\frac{225,2}{3,89}$	$\frac{225,4}{3,84}$	$\frac{225,4}{3,84}$	$\frac{225,4}{3,84}$	$\frac{225,4}{3,84}$	$\frac{225,4}{3,84}$	$\frac{225,4}{3,84}$	$\frac{225,4}{3,84}$
25a	a	147,0	$\frac{148,3}{-0,87}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	$\frac{179,0}{-1,09}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	$\frac{247,8}{-1,12}$	-	-	-	-	-	-	-
25b	a	147,0	$\frac{148,7}{-1,11}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	$\frac{179,0}{-1,11}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	$\frac{247,8}{-1,11}$	-	-	-	-	-	-	-
25c	a	147,0	$\frac{148,7}{-1,11}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	$\frac{179,0}{-1,11}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	$\frac{247,8}{-1,11}$	-	-	-	-	-	-	-
26	a	120,0	$\frac{120,3}{-0,25}$	-	-	-	-	-	-	-

	b	140,0	$\frac{140,3}{-0,25}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	160,0	$\frac{160,4}{-0,24}$	-	-	-	-	-	-	-
28	a	141,0	$\frac{141,1}{-0,07}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	149,0	$\frac{149,1}{-0,06}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	160,0	$\frac{160,1}{-0,09}$	-	-	-	-	-	-	-
	d	188,0	$\frac{188,1}{-0,06}$	-	-	-	-	-	-	-
	e	200,0	$\frac{200,1}{-0,06}$	-	-	-	-	-	-	-
29	a	140,0	$\frac{140,4}{-0,25}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	150,0	$\frac{150,4}{-0,24}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	160,0	$\frac{160,4}{-0,24}$	-	-	-	-	-	-	-
30	a	110,0	$\frac{106,6}{3,18}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	130,0	$\frac{124,7}{4,23}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	140,0	$\frac{134,3}{4,23}$	-	-	-	-	-	-	-
	d	170,0	$\frac{163,1}{4,22}$	-	-	-	-	-	-	-
	e	200,0	$\frac{193,8}{3,18}$	-	-	-	-	-	-	-
<u>Typ D. Svařovaný styčnick s podélně připojeným plechem v tahu</u>										
7a	a	77,1	$\frac{79,9}{-3,55}$	$\frac{79,6}{-3,16}$	$\frac{79,6}{-3,2}$	$\frac{79,6}{-3,13}$	$\frac{79,7}{-3,36}$	$\frac{79,7}{-3,31}$	$\frac{79,4}{-2,98}$	$\frac{79,4}{-2,96}$
	b	103,8	$\frac{106,2}{-2,24}$	$\frac{106,1}{-2,14}$	$\frac{106,1}{-2,19}$	$\frac{106,1}{-2,11}$	$\frac{106,3}{-2,35}$	$\frac{106,3}{-2,29}$	$\frac{105,9}{-1,96}$	$\frac{105,9}{-1,95}$
	c	120,0	$\frac{119,5}{0,44}$	$\frac{119,4}{0,54}$	$\frac{119,4}{0,49}$	$\frac{119,3}{0,56}$	$\frac{119,6}{0,33}$	$\frac{119,5}{0,39}$	$\frac{119,1}{0,72}$	$\frac{119,1}{0,74}$
	d	130,0	$\frac{132,8}{-2,12}$	$\frac{132,6}{-1,97}$	$\frac{132,7}{-2,02}$	$\frac{132,6}{-1,95}$	$\frac{132,9}{-2,18}$	$\frac{132,8}{-2,12}$	$\frac{132,4}{-1,8}$	$\frac{132,4}{-1,78}$
7b	a	112,1	$\frac{112,5}{-0,32}$	$\frac{112,6}{-0,41}$	$\frac{112,6}{-0,37}$	$\frac{112,6}{-0,37}$	$\frac{112,5}{-0,33}$	$\frac{112,5}{-0,33}$	$\frac{112,5}{-0,33}$	$\frac{112,5}{-0,33}$
	b	124,6	$\frac{124,0}{0,52}$	$\frac{124,2}{0,36}$	$\frac{124,1}{0,4}$	$\frac{124,1}{0,41}$	$\frac{124,1}{0,44}$	$\frac{124,1}{0,44}$	$\frac{124,1}{0,44}$	$\frac{124,1}{0,44}$
	c	137,9	$\frac{137,9}{-0,06}$	$\frac{137,9}{-0,06}$	$\frac{137,9}{-0,02}$	$\frac{137,9}{-0,02}$	$\frac{137,8}{0,02}$	$\frac{137,8}{0,03}$	$\frac{137,8}{0,02}$	$\frac{137,8}{0,02}$
8	a	100,4	$\frac{106,1}{-0,71}$	$\frac{101,9}{-1,56}$	$\frac{102,4}{-1,99}$	$\frac{102,5}{-2,07}$	$\frac{102,4}{-2,05}$	$\frac{103,0}{-2,62}$	$\frac{102,6}{-2,24}$	$\frac{102,6}{-2,18}$

	b	110,0	$\frac{111,2}{-1,06}$	$\frac{112,1}{-1,88}$	$\frac{112,6}{-2,32}$	$\frac{112,7}{-2,4}$	$\frac{112,7}{-2,38}$	$\frac{113,3}{-2,95}$	$\frac{112,9}{-2,57}$	$\frac{112,8}{-2,51}$
	c	139,9	$\frac{141,5}{-1,13}$	$\frac{142,7}{-1,94}$	$\frac{143,3}{-2,37}$	$\frac{143,5}{-2,46}$	$\frac{143,4}{-2,44}$	$\frac{144,3}{-3,01}$	$\frac{143,7}{-2,62}$	$\frac{143,6}{-2,57}$
	d	149,9	$\frac{151,6}{-1,23}$	$\frac{152,9}{-2,05}$	$\frac{153,6}{-2,48}$	$\frac{153,7}{-2,57}$	$\frac{153,7}{-2,55}$	$\frac{154,6}{-3,12}$	$\frac{154,0}{-2,73}$	$\frac{153,9}{-2,68}$
	e	180,7	$\frac{183,2}{-1,35}$	$\frac{184,7}{-2,17}$	$\frac{185,5}{-2,6}$	$\frac{185,7}{-2,69}$	$\frac{185,7}{-2,67}$	$\frac{186,8}{-3,24}$	$\frac{186,0}{-2,85}$	$\frac{185,9}{-2,79}$
<u>Typ E. Svařovaný styčnick se dvěma podélně připojenými plechy v tahu</u>										
12	a	81,2	$\frac{81,2}{-0,01}$	$\frac{81,2}{-0,01}$	$\frac{81,2}{-0,01}$	$\frac{81,2}{-0,01}$	$\frac{81,2}{-0,01}$	$\frac{81,2}{-0,01}$	$\frac{81,2}{-0,03}$	$\frac{81,2}{0,0}$
	b	95,1	$\frac{95,0}{0,07}$	$\frac{95,0}{0,07}$	$\frac{95,0}{0,07}$	$\frac{95,0}{0,07}$	$\frac{95,0}{0,07}$	$\frac{95,0}{0,07}$	$\frac{95,0}{0,05}$	$\frac{95,0}{0,08}$
	c	99,85	$\frac{100,0}{-0,16}$	$\frac{100,0}{-0,16}$	$\frac{100,0}{-0,16}$	$\frac{100,0}{-0,16}$	$\frac{100,0}{-0,16}$	$\frac{100,0}{-0,16}$	$\frac{100,0}{-0,18}$	$\frac{100,0}{-0,15}$
21	a	112,5	$\frac{110,8}{1,54}$	$\frac{104,3}{7,86}$	$\frac{110,5}{1,81}$	$\frac{108,7}{3,51}$	$\frac{107,7}{4,44}$	$\frac{109,4}{2,87}$	$\frac{108,1}{4,07}$	$\frac{109,3}{2,97}$
	b	130,5	$\frac{125,6}{3,87}$	$\frac{121,2}{7,63}$	$\frac{128,5}{1,59}$	$\frac{126,3}{3,29}$	$\frac{125,2}{4,22}$	$\frac{127,1}{2,65}$	$\frac{125,7}{3,85}$	$\frac{127,0}{2,74}$
	c	153,0	$\frac{147,0}{4,09}$	$\frac{141,8}{7,86}$	$\frac{150,3}{1,81}$	$\frac{147,8}{3,51}$	$\frac{146,5}{4,44}$	$\frac{148,7}{2,87}$	$\frac{147,0}{4,07}$	$\frac{148,6}{2,97}$
	d	163,0	$\frac{156,7}{4,01}$	$\frac{151,2}{7,78}$	$\frac{160,2}{1,73}$	$\frac{157,6}{3,43}$	$\frac{156,2}{4,36}$	$\frac{158,6}{2,79}$	$\frac{156,7}{3,99}$	$\frac{158,4}{2,89}$
	e	180,0	$\frac{173,0}{4,09}$	$\frac{166,9}{7,86}$	$\frac{176,8}{1,81}$	$\frac{173,9}{3,51}$	$\frac{172,4}{4,44}$	$\frac{175,0}{2,87}$	$\frac{173,0}{4,07}$	$\frac{174,8}{2,97}$
22	a	108,0	$\frac{103,9}{3,99}$	$\frac{99,1}{9,0}$	$\frac{101,2}{6,7}$	$\frac{101,9}{6,04}$	$\frac{100,9}{7,02}$	$\frac{102,6}{5,28}$	$\frac{101,3}{6,6}$	$\frac{102,5}{5,41}$
	b	126,0	$\frac{120,7}{4,37}$	$\frac{115,2}{9,39}$	$\frac{117,7}{7,08}$	$\frac{118,4}{6,42}$	$\frac{117,3}{7,4}$	$\frac{119,3}{5,66}$	$\frac{117,8}{6,98}$	$\frac{119,1}{5,79}$
	c	144,0	$\frac{138,9}{3,67}$	$\frac{132,5}{8,67}$	$\frac{135,4}{6,37}$	$\frac{136,2}{5,71}$	$\frac{135,0}{6,69}$	$\frac{137,2}{4,96}$	$\frac{135,5}{6,27}$	$\frac{137,0}{5,08}$
	d	171,0	$\frac{166,2}{2,91}$	$\frac{158,5}{7,87}$	$\frac{162,0}{5,58}$	$\frac{163,0}{4,93}$	$\frac{161,5}{5,91}$	$\frac{164,1}{4,19}$	$\frac{162,1}{5,49}$	$\frac{163,9}{4,32}$
	e	189,0	$\frac{182,8}{3,41}$	$\frac{174,4}{8,39}$	$\frac{178,1}{6,09}$	$\frac{179,3}{5,43}$	$\frac{177,6}{6,42}$	$\frac{180,5}{4,69}$	$\frac{178,3}{6,0}$	$\frac{180,3}{4,81}$
25d	a	127,0	$\frac{127,8}{-0,59}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	$\frac{178,1}{-0,59}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	$\frac{246,5}{-0,59}$	-	-	-	-	-	-	-
25e	a	127,0	$\frac{127,8}{-0,59}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	$\frac{178,1}{-0,59}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	$\frac{246,5}{-0,59}$	-	-	-	-	-	-	-

25f	a	127,0	$\frac{127,8}{-0,59}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	$\frac{178,1}{-0,59}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	$\frac{246,5}{-0,59}$	-	-	-	-	-	-	-
27a	a	69,0	$\frac{70,2}{-1,77}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	80,0	$\frac{81,4}{-1,77}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	150,0	$\frac{152,7}{-1,76}$	-	-	-	-	-	-	-
	d	180,0	$\frac{183,2}{-1,77}$	-	-	-	-	-	-	-
	e	220,0	$\frac{224,0}{-1,77}$	-	-	-	-	-	-	-
27b	a	69,0	$\frac{74,8}{-7,78}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	80,0	$\frac{86,7}{-7,78}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	110,0	$\frac{119,3}{-7,77}$	-	-	-	-	-	-	-
	d	180,0	$\frac{195,2}{-7,78}$	-	-	-	-	-	-	-
	e	220,0	$\frac{238,5}{-7,77}$	-	-	-	-	-	-	-
31a	a	100,0	$\frac{97,8}{2,21}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	140,0	$\frac{136,9}{2,23}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	180,0	$\frac{176,1}{2,23}$	-	-	-	-	-	-	-
	d	300,0	$\frac{293,4}{2,23}$	-	-	-	-	-	-	-
	e	350,0	$\frac{342,4}{2,23}$	-	-	-	-	-	-	-
31b	a	110,0	$\frac{107,6}{2,24}$	-	-	-	-	-	-	-
	b	120,0	$\frac{117,4}{2,24}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	135,0	$\frac{132,1}{2,24}$	-	-	-	-	-	-	-
	d	170,0	$\frac{166,3}{2,24}$	-	-	-	-	-	-	-
	e	200,0	$\frac{195,6}{2,24}$	-	-	-	-	-	-	-
31c	a	120,0	$\frac{117,4}{2,24}$	-	-	-	-	-	-	-

	b	130,0	$\frac{127,2}{2,23}$	-	-	-	-	-	-	-
	c	150,0	$\frac{146,7}{2,24}$	-	-	-	-	-	-	-
	d	160,0	$\frac{156,5}{2,24}$	-	-	-	-	-	-	-
	e	180,0	$\frac{176,1}{2,23}$	-	-	-	-	-	-	-
Typ G. Svařovaný styčnick s podélně připojeným plechem v tahu										
6	a	141,1	$\frac{134,7}{4,75}$	$\frac{136,2}{3,6}$	$\frac{136,1}{3,7}$	$\frac{135,9}{3,83}$	$\frac{135,7}{3,98}$	$\frac{136,7}{3,22}$	$\frac{135,6}{4,09}$	$\frac{135,6}{4,08}$
	b	176,7	$\frac{168,7}{4,74}$	$\frac{170,6}{3,59}$	$\frac{170,4}{3,7}$	$\frac{170,2}{3,83}$	$\frac{170,0}{3,98}$	$\frac{171,2}{3,22}$	$\frac{169,8}{4,08}$	$\frac{169,8}{4,08}$
	c	211,1	$\frac{201,5}{4,75}$	$\frac{203,8}{3,6}$	$\frac{203,6}{3,69}$	$\frac{203,3}{3,83}$	$\frac{203,0}{3,98}$	$\frac{204,5}{3,22}$	$\frac{202,8}{4,09}$	$\frac{202,8}{4,09}$
20	a	114,0	$\frac{116,2}{-1,86}$	$\frac{116,5}{-2,12}$	$\frac{116,6}{-2,27}$	$\frac{116,7}{-2,29}$	$\frac{117,3}{-2,84}$	$\frac{117,9}{-3,3}$	$\frac{117,2}{-2,77}$	$\frac{117,3}{-2,84}$
	b	132,0	$\frac{129,4}{2,03}$	$\frac{130,0}{1,56}$	$\frac{130,0}{1,57}$	$\frac{130,0}{1,55}$	$\frac{130,7}{0,98}$	$\frac{131,3}{0,5}$	$\frac{130,6}{1,05}$	$\frac{130,7}{0,98}$
	c	143,0	$\frac{141,8}{0,82}$	$\frac{142,5}{0,35}$	$\frac{142,5}{0,36}$	$\frac{142,5}{0,34}$	$\frac{143,3}{-0,23}$	$\frac{144,0}{-0,7}$	$\frac{143,2}{-0,15}$	$\frac{143,3}{-0,22}$
	d	150,0	$\frac{149,7}{0,21}$	$\frac{150,3}{-0,22}$	$\frac{150,3}{-0,21}$	$\frac{150,3}{-0,23}$	$\frac{151,2}{-0,79}$	$\frac{151,9}{-1,26}$	$\frac{151,1}{-0,72}$	$\frac{151,2}{-0,79}$
	e	172,5	$\frac{167,2}{3,19}$	$\frac{168,0}{2,71}$	$\frac{167,9}{2,72}$	$\frac{168,0}{2,7}$	$\frac{168,9}{2,12}$	$\frac{169,7}{1,63}$	$\frac{168,8}{2,19}$	$\frac{168,9}{2,13}$

Tabulka B5. Porovnání HSSM extrapolačních postupů na numerických modelech

Číslo série	Kombinace zatížení	Numerický rozkmit napětí σ_R^{PM} , MPa	Numerické rozkmit napětí σ_R^{SM} , MPa, podle extrapolačního postupu							
			Jemná síť 0,4t × 0,4t Hrubá síť 1t × 1t							
			1	2a	2b	3a	3b	4	5	
Typ B. Svařovaný křížový styčnick s plně provařenými svary v tahu										
3	a	97,6	$\frac{95,7}{96,1}$	$\frac{93,7}{94,6}$	$\frac{93,7}{94,6}$	$\frac{93,9}{89,9}$	$\frac{92,1}{92,8}$	$\frac{90,7}{107,6}$	$\frac{90,7}{107,6}$	
	b	121,1	$\frac{118,6}{119,1}$	$\frac{116,1}{117,2}$	$\frac{116,1}{117,2}$	$\frac{116,4}{111,4}$	$\frac{114,1}{115,0}$	$\frac{112,4}{133,4}$	$\frac{112,4}{133,4}$	
	c	148,8	$\frac{142,6}{143,1}$	$\frac{139,6}{140,9}$	$\frac{139,5}{140,9}$	$\frac{139,8}{133,9}$	$\frac{137,1}{138,2}$	$\frac{135,1}{160,2}$	$\frac{135,1}{160,2}$	
	d	172,7	$\frac{166,5}{167,1}$	$\frac{163,0}{164,5}$	$\frac{162,9}{164,5}$	$\frac{163,3}{156,3}$	$\frac{160,2}{161,4}$	$\frac{157,8}{187,2}$	$\frac{157,8}{187,2}$	
	e	198,1	$\frac{190,4}{191,2}$	$\frac{186,4}{188,2}$	$\frac{186,3}{188,1}$	$\frac{186,8}{178,8}$	$\frac{183,2}{184,6}$	$\frac{180,5}{214,1}$	$\frac{180,5}{214,1}$	
5	a	158,4	$\frac{143,7}{143,8}$	$\frac{138,7}{139,2}$	$\frac{138,7}{139,2}$	$\frac{137,4}{122,4}$	$\frac{137,8}{138,2}$	$\frac{130,6}{148,0}$	$\frac{130,6}{148,0}$	
	b	174,2	$\frac{158,0}{158,2}$	$\frac{152,6}{153,2}$	$\frac{152,6}{153,2}$	$\frac{151,2}{134,6}$	$\frac{151,6}{152,1}$	$\frac{143,7}{162,8}$	$\frac{143,7}{162,8}$	

	c	198,0	$\frac{179,6}{179,8}$	$\frac{173,4}{174,1}$	$\frac{173,4}{174,1}$	$\frac{171,8}{153,0}$	$\frac{172,3}{172,8}$	$\frac{163,3}{185,0}$	$\frac{163,3}{185,0}$
	d	221,8	$\frac{201,1}{201,4}$	$\frac{194,2}{194,9}$	$\frac{194,2}{194,9}$	$\frac{192,4}{171,4}$	$\frac{193,0}{193,5}$	$\frac{182,9}{207,2}$	$\frac{182,9}{207,2}$
	e	237,6	$\frac{215,5}{215,8}$	$\frac{208,1}{208,9}$	$\frac{208,1}{208,9}$	$\frac{206,1}{183,6}$	$\frac{206,7}{207,4}$	$\frac{195,9}{222,0}$	$\frac{195,9}{222,0}$
18a	a	105,7	$\frac{96,9}{97,4}$	$\frac{96,2}{96,1}$	$\frac{96,3}{95,9}$	$\frac{96,1}{88,5}$	$\frac{98,0}{97,2}$	$\frac{95,0}{96,1}$	$\frac{95,0}{96,1}$
	b	122,4	$\frac{112,0}{112,6}$	$\frac{111,3}{111,1}$	$\frac{111,4}{110,9}$	$\frac{111,1}{102,3}$	$\frac{113,2}{112,4}$	$\frac{109,0}{111,1}$	$\frac{109,9}{111,1}$
	c	185,5	$\frac{170,3}{171,2}$	$\frac{169,1}{168,9}$	$\frac{169,4}{168,6}$	$\frac{168,9}{155,5}$	$\frac{172,2}{170,9}$	$\frac{167,1}{168,9}$	$\frac{167,1}{168,9}$
	d	222,6	$\frac{204,3}{205,3}$	$\frac{202,8}{202,5}$	$\frac{203,1}{202,2}$	$\frac{202,5}{186,4}$	$\frac{206,5}{204,9}$	$\frac{200,4}{202,5}$	$\frac{200,4}{202,5}$
	e	259,7	$\frac{238,5}{239,7}$	$\frac{236,8}{236,4}$	$\frac{237,1}{236,0}$	$\frac{236,4}{217,7}$	$\frac{241,1}{239,2}$	$\frac{233,9}{236,5}$	$\frac{233,9}{236,5}$
18b	a	93,9	$\frac{85,9}{86,4}$	$\frac{85,3}{85,2}$	$\frac{85,4}{85,0}$	$\frac{85,2}{78,4}$	$\frac{86,9}{86,2}$	$\frac{84,3}{85,2}$	$\frac{84,3}{85,2}$
	b	130,4	$\frac{119,7}{120,3}$	$\frac{118,8}{118,7}$	$\frac{119,0}{118,5}$	$\frac{118,6}{109,3}$	$\frac{121,0}{120,1}$	$\frac{117,4}{118,7}$	$\frac{117,4}{118,7}$
	c	278,3	$\frac{255,3}{256,7}$	$\frac{253,5}{253,1}$	$\frac{253,9}{252,7}$	$\frac{253,1}{233,1}$	$\frac{258,1}{256,1}$	$\frac{250,5}{253,2}$	$\frac{250,5}{253,2}$
	d	347,8	$\frac{319,2}{320,8}$	$\frac{316,9}{316,4}$	$\frac{317,4}{315,9}$	$\frac{316,4}{291,3}$	$\frac{322,6}{320,2}$	$\frac{313,1}{316,5}$	$\frac{313,1}{316,5}$
	e	417,4	$\frac{383,0}{385,0}$	$\frac{380,3}{379,7}$	$\frac{380,8}{379,1}$	$\frac{379,7}{349,6}$	$\frac{387,1}{384,2}$	$\frac{375,7}{379,8}$	$\frac{375,7}{379,8}$
19a	a	64,7	$\frac{58,6}{58,4}$	$\frac{57,3}{57,3}$	$\frac{57,2}{57,3}$	$\frac{56,9}{53,1}$	$\frac{56,5}{56,1}$	$\frac{53,9}{61,6}$	$\frac{53,9}{61,6}$
	b	107,8	$\frac{97,6}{97,3}$	$\frac{95,4}{95,6}$	$\frac{95,4}{95,5}$	$\frac{94,9}{88,6}$	$\frac{94,1}{93,5}$	$\frac{89,7}{102,6}$	$\frac{89,7}{102,6}$
	c	161,7	$\frac{146,4}{145,9}$	$\frac{143,1}{143,3}$	$\frac{143,1}{143,3}$	$\frac{142,4}{132,8}$	$\frac{141,1}{140,2}$	$\frac{134,6}{153,9}$	$\frac{134,6}{153,9}$
	d	237,2	$\frac{214,8}{214,0}$	$\frac{209,9}{210,2}$	$\frac{209,8}{210,2}$	$\frac{208,8}{194,8}$	$\frac{207,0}{205,6}$	$\frac{197,5}{225,7}$	$\frac{197,5}{225,7}$
19b	a	107,9	$\frac{98,4}{98,1}$	$\frac{95,5}{95,7}$	$\frac{95,6}{95,8}$	$\frac{95,0}{87,3}$	$\frac{95,5}{94,8}$	$\frac{91,5}{87,9}$	$\frac{91,5}{87,9}$
	b	151,1	$\frac{137,7}{137,3}$	$\frac{133,7}{133,9}$	$\frac{133,8}{134,1}$	$\frac{132,9}{122,2}$	$\frac{133,7}{132,7}$	$\frac{128,0}{123,1}$	$\frac{128,0}{123,1}$
	c	215,8	$\frac{196,7}{196,2}$	$\frac{191,0}{191,3}$	$\frac{191,1}{191,5}$	$\frac{189,9}{174,6}$	$\frac{191,0}{189,5}$	$\frac{182,9}{175,8}$	$\frac{182,9}{175,8}$
	d	269,8	$\frac{245,9}{245,2}$	$\frac{238,7}{239,2}$	$\frac{238,9}{239,4}$	$\frac{237,3}{218,2}$	$\frac{238,8}{236,9}$	$\frac{228,6}{219,8}$	$\frac{228,6}{219,8}$
	e	323,7	$\frac{295,0}{294,3}$	$\frac{286,5}{287,0}$	$\frac{286,6}{287,3}$	$\frac{284,8}{261,8}$	$\frac{286,6}{284,2}$	$\frac{274,3}{263,7}$	$\frac{274,3}{263,7}$
<u>Typ C. Svařovaný křížový styčník s příčně připojenými plechy v tahu</u>									
4a	a	123,2	$\frac{104,2}{104,3}$	$\frac{103,1}{103,3}$	$\frac{102,6}{102,8}$	$\frac{102,0}{96,7}$	$\frac{100,0}{100,1}$	$\frac{94,4}{107,9}$	$\frac{93,8}{98,4}$

	b	135,5	$\frac{114,5}{114,6}$	$\frac{113,4}{113,5}$	$\frac{112,8}{113,0}$	$\frac{112,1}{106,3}$	$\frac{109,9}{110,1}$	$\frac{103,7}{118,5}$	$\frac{103,0}{108,1}$
	c	147,7	$\frac{124,8}{125,0}$	$\frac{123,6}{123,8}$	$\frac{123,0}{123,2}$	$\frac{122,2}{115,9}$	$\frac{119,8}{120,0}$	$\frac{113,1}{129,2}$	$\frac{112,3}{117,9}$
	d	166,5	$\frac{140,8}{140,9}$	$\frac{139,4}{139,6}$	$\frac{138,7}{138,9}$	$\frac{137,8}{130,7}$	$\frac{135,1}{135,3}$	$\frac{127,5}{145,8}$	$\frac{126,7}{133,0}$
4b	a	111,0	$\frac{93,9}{94,0}$	$\frac{92,9}{93,1}$	$\frac{92,4}{92,6}$	$\frac{91,9}{87,1}$	$\frac{90,1}{90,2}$	$\frac{85,0}{97,2}$	$\frac{84,5}{88,6}$
	b	123,2	$\frac{104,2}{104,3}$	$\frac{103,1}{103,3}$	$\frac{102,6}{102,8}$	$\frac{102,0}{96,7}$	$\frac{100,0}{100,1}$	$\frac{94,4}{107,9}$	$\frac{93,8}{98,4}$
	c	135,5	$\frac{114,5}{114,6}$	$\frac{113,4}{113,5}$	$\frac{112,8}{113,0}$	$\frac{112,1}{106,3}$	$\frac{109,9}{110,1}$	$\frac{103,7}{118,5}$	$\frac{103,0}{108,1}$
	d	147,7	$\frac{124,8}{125,0}$	$\frac{123,6}{123,8}$	$\frac{123,0}{123,2}$	$\frac{122,2}{115,9}$	$\frac{119,8}{120,0}$	$\frac{113,1}{129,2}$	$\frac{112,3}{117,9}$
	e	159,9	$\frac{135,1}{135,3}$	$\frac{133,8}{134,0}$	$\frac{133,1}{133,3}$	$\frac{132,3}{125,5}$	$\frac{129,7}{129,9}$	$\frac{122,4}{139,9}$	$\frac{121,6}{127,6}$
4c	a	109,9	$\frac{95,8}{95,8}$	$\frac{94,3}{94,8}$	$\frac{94,0}{94,5}$	$\frac{93,4}{88,9}$	$\frac{91,1}{91,6}$	$\frac{86,2}{94,5}$	$\frac{85,5}{90,9}$
	b	151,0	$\frac{131,6}{131,6}$	$\frac{129,6}{130,2}$	$\frac{129,1}{129,8}$	$\frac{128,4}{122,1}$	$\frac{125,2}{125,8}$	$\frac{118,5}{129,9}$	$\frac{117,5}{124,9}$
9	a	165,0	$\frac{151,1}{151,6}$	$\frac{148,9}{149,8}$	$\frac{149,1}{150,1}$	$\frac{149,5}{143,9}$	$\frac{146,7}{146,1}$	$\frac{146,1}{134,9}$	$\frac{139,7}{136,1}$
10a	a	137,5	$\frac{120,1}{120,2}$	$\frac{117,6}{117,8}$	$\frac{116,9}{117,2}$	$\frac{116,1}{108,0}$	$\frac{114,5}{114,9}$	$\frac{109,3}{115,9}$	$\frac{108,7}{109,7}$
	b	187,0	$\frac{163,3}{163,4}$	$\frac{159,9}{160,2}$	$\frac{159,0}{159,3}$	$\frac{157,8}{146,9}$	$\frac{155,8}{156,2}$	$\frac{148,7}{157,6}$	$\frac{147,9}{149,1}$
	c	247,5	$\frac{216,1}{216,3}$	$\frac{211,6}{212,0}$	$\frac{210,5}{210,9}$	$\frac{208,9}{194,5}$	$\frac{206,2}{206,8}$	$\frac{196,8}{208,6}$	$\frac{195,7}{197,4}$
	d	330,0	$\frac{288,2}{288,4}$	$\frac{282,1}{282,6}$	$\frac{280,7}{281,2}$	$\frac{278,6}{259,3}$	$\frac{274,9}{275,8}$	$\frac{262,4}{278,1}$	$\frac{261,0}{263,2}$
10b	a	165,0	$\frac{144,1}{144,2}$	$\frac{141,1}{141,3}$	$\frac{140,3}{140,6}$	$\frac{139,3}{129,6}$	$\frac{137,4}{137,9}$	$\frac{131,2}{139,1}$	$\frac{130,5}{131,6}$
	b	209,0	$\frac{182,5}{182,6}$	$\frac{178,7}{179,0}$	$\frac{177,8}{178,1}$	$\frac{176,4}{164,2}$	$\frac{174,1}{174,6}$	$\frac{166,2}{176,1}$	$\frac{165,3}{166,7}$
	c	247,5	$\frac{216,1}{216,3}$	$\frac{211,6}{212,0}$	$\frac{210,5}{210,9}$	$\frac{208,9}{194,5}$	$\frac{206,2}{206,8}$	$\frac{196,8}{208,6}$	$\frac{195,7}{197,4}$
	d	330,0	$\frac{288,2}{288,4}$	$\frac{282,1}{282,6}$	$\frac{280,7}{281,2}$	$\frac{278,6}{259,3}$	$\frac{274,9}{275,8}$	$\frac{262,4}{278,1}$	$\frac{261,0}{263,2}$
11a	a	223,9	$\frac{196,4}{196,3}$	$\frac{190,2}{190,4}$	$\frac{189,1}{189,2}$	$\frac{187,6}{169,9}$	$\frac{187,8}{187,8}$	$\frac{178,1}{177,2}$	$\frac{178,6}{177,6}$
	b	254,1	$\frac{223,0}{222,9}$	$\frac{216,0}{216,2}$	$\frac{214,7}{214,8}$	$\frac{213,0}{192,9}$	$\frac{213,3}{213,3}$	$\frac{202,2}{201,2}$	$\frac{202,8}{201,7}$
	c	279,4	$\frac{245,2}{245,2}$	$\frac{237,6}{237,8}$	$\frac{236,1}{236,3}$	$\frac{234,3}{212,2}$	$\frac{234,6}{234,6}$	$\frac{222,4}{221,3}$	$\frac{223,0}{221,8}$
	d	331,1	$\frac{290,5}{290,4}$	$\frac{281,4}{281,6}$	$\frac{279,7}{279,9}$	$\frac{277,5}{251,3}$	$\frac{277,8}{277,8}$	$\frac{263,4}{262,2}$	$\frac{264,2}{262,7}$
	e	345,4	$\frac{303,2}{303,1}$	$\frac{293,7}{293,9}$	$\frac{291,9}{292,1}$	$\frac{289,6}{262,3}$	$\frac{290,0}{290,0}$	$\frac{272,1}{273,6}$	$\frac{275,7}{274,2}$

11b	a	212,3	$\frac{186,3}{186,2}$	$\frac{180,4}{180,6}$	$\frac{179,3}{179,5}$	$\frac{178,0}{161,2}$	$\frac{178,2}{178,2}$	$\frac{168,9}{168,1}$	$\frac{169,4}{168,5}$
	b	320,1	$\frac{281,0}{280,9}$	$\frac{272,3}{272,5}$	$\frac{270,6}{270,8}$	$\frac{268,5}{243,2}$	$\frac{268,8}{268,8}$	$\frac{254,9}{253,6}$	$\frac{255,6}{254,2}$
13a	a	159,5	$\frac{141,7}{141,8}$	$\frac{138,3}{139,1}$	$\frac{137,9}{138,7}$	$\frac{136,9}{127,8}$	$\frac{135,5}{136,0}$	$\frac{129,1}{136,7}$	$\frac{128,9}{129,7}$
	b	192,5	$\frac{171,0}{171,1}$	$\frac{166,9}{167,8}$	$\frac{166,4}{167,4}$	$\frac{165,3}{154,3}$	$\frac{163,5}{164,1}$	$\frac{155,8}{165,0}$	$\frac{155,5}{156,5}$
	c	220,0	$\frac{195,5}{195,6}$	$\frac{190,8}{191,8}$	$\frac{190,2}{191,3}$	$\frac{188,9}{176,3}$	$\frac{186,8}{187,5}$	$\frac{178,1}{188,6}$	$\frac{177,8}{178,8}$
13b	a	126,5	$\frac{112,4}{112,5}$	$\frac{109,7}{110,3}$	$\frac{109,3}{110,0}$	$\frac{108,6}{101,4}$	$\frac{107,4}{107,8}$	$\frac{102,4}{108,4}$	$\frac{102,2}{102,8}$
	b	159,5	$\frac{141,7}{141,8}$	$\frac{138,3}{139,1}$	$\frac{137,9}{138,7}$	$\frac{136,9}{127,8}$	$\frac{135,5}{136,0}$	$\frac{129,1}{136,7}$	$\frac{128,9}{129,7}$
	c	192,5	$\frac{171,1}{171,1}$	$\frac{166,9}{167,8}$	$\frac{166,4}{167,4}$	$\frac{165,3}{154,3}$	$\frac{163,5}{164,1}$	$\frac{155,8}{165,0}$	$\frac{155,5}{156,5}$
14a	a	165,0	$\frac{144,1}{144,1}$	$\frac{141,4}{141,4}$	$\frac{140,7}{140,7}$	$\frac{139,6}{130,5}$	$\frac{137,4}{137,6}$	$\frac{128,6}{131,0}$	$\frac{129,0}{131,8}$
	b	220,0	$\frac{192,2}{192,1}$	$\frac{188,5}{188,5}$	$\frac{187,6}{187,6}$	$\frac{186,1}{174,1}$	$\frac{183,2}{183,4}$	$\frac{171,5}{174,6}$	$\frac{172,0}{175,7}$
	c	220,0	$\frac{192,2}{192,1}$	$\frac{188,5}{188,6}$	$\frac{187,6}{187,6}$	$\frac{186,1}{174,1}$	$\frac{183,2}{183,4}$	$\frac{171,5}{174,6}$	$\frac{172,0}{175,7}$
	d	220,0	$\frac{192,2}{192,1}$	$\frac{188,5}{188,5}$	$\frac{187,6}{187,6}$	$\frac{186,1}{174,1}$	$\frac{183,2}{183,4}$	$\frac{171,5}{174,6}$	$\frac{172,0}{175,7}$
	e	330,0	$\frac{288,3}{288,2}$	$\frac{282,7}{282,8}$	$\frac{281,4}{281,4}$	$\frac{279,2}{261,1}$	$\frac{274,8}{275,1}$	$\frac{257,3}{262,0}$	$\frac{258,0}{263,5}$
14b	a	165,0	$\frac{144,1}{144,1}$	$\frac{141,4}{141,4}$	$\frac{140,7}{140,7}$	$\frac{139,6}{130,5}$	$\frac{137,4}{137,6}$	$\frac{128,6}{131,0}$	$\frac{129,0}{131,8}$
	b	220,0	$\frac{192,2}{192,1}$	$\frac{188,5}{188,5}$	$\frac{187,6}{187,6}$	$\frac{186,1}{174,1}$	$\frac{183,2}{183,4}$	$\frac{171,5}{174,6}$	$\frac{172,0}{175,7}$
	c	302,5	$\frac{264,2}{264,2}$	$\frac{259,1}{259,3}$	$\frac{257,9}{258,0}$	$\frac{255,9}{239,3}$	$\frac{251,9}{252,2}$	$\frac{235,8}{240,1}$	$\frac{236,5}{241,6}$
	d	385,0	$\frac{336,3}{336,2}$	$\frac{329,8}{330,0}$	$\frac{328,2}{328,3}$	$\frac{325,7}{304,6}$	$\frac{320,6}{321,0}$	$\frac{300,2}{305,6}$	$\frac{301,0}{307,5}$
23	a	146,7	$\frac{134,3}{135,0}$	$\frac{130,3}{131,3}$	$\frac{130,5}{131,6}$	$\frac{129,5}{120,6}$	$\frac{131,4}{132,1}$	$\frac{128,3}{127,8}$	$\frac{125,5}{126,7}$
	b	183,3	$\frac{167,9}{168,8}$	$\frac{162,9}{164,2}$	$\frac{163,1}{164,4}$	$\frac{161,8}{150,7}$	$\frac{164,3}{165,1}$	$\frac{160,4}{159,7}$	$\frac{156,9}{158,4}$
	c	220,0	$\frac{201,5}{202,6}$	$\frac{195,4}{197,0}$	$\frac{195,7}{197,3}$	$\frac{194,2}{180,8}$	$\frac{197,1}{198,2}$	$\frac{192,4}{191,6}$	$\frac{188,3}{190,1}$
24	a	137,0	$\frac{120,4}{120,7}$	$\frac{122,6}{118,5}$	$\frac{122,6}{118,1}$	$\frac{123,5}{107,8}$	$\frac{121,6}{122,6}$	$\frac{127,0}{120,9}$	$\frac{124,7}{122,9}$
	b	159,6	$\frac{139,5}{139,9}$	$\frac{142,1}{137,3}$	$\frac{142,1}{136,9}$	$\frac{143,1}{124,9}$	$\frac{140,9}{142,1}$	$\frac{147,2}{140,1}$	$\frac{144,5}{142,4}$
	c	181,2	$\frac{158,7}{159,1}$	$\frac{161,6}{156,1}$	$\frac{161,6}{155,7}$	$\frac{162,8}{142,1}$	$\frac{160,2}{161,6}$	$\frac{167,3}{159,3}$	$\frac{164,3}{162,0}$
	d	207,9	$\frac{181,2}{181,7}$	$\frac{184,5}{178,3}$	$\frac{184,5}{177,8}$	$\frac{185,8}{162,2}$	$\frac{183,0}{184,5}$	$\frac{191,1}{181,9}$	$\frac{187,6}{184,9}$

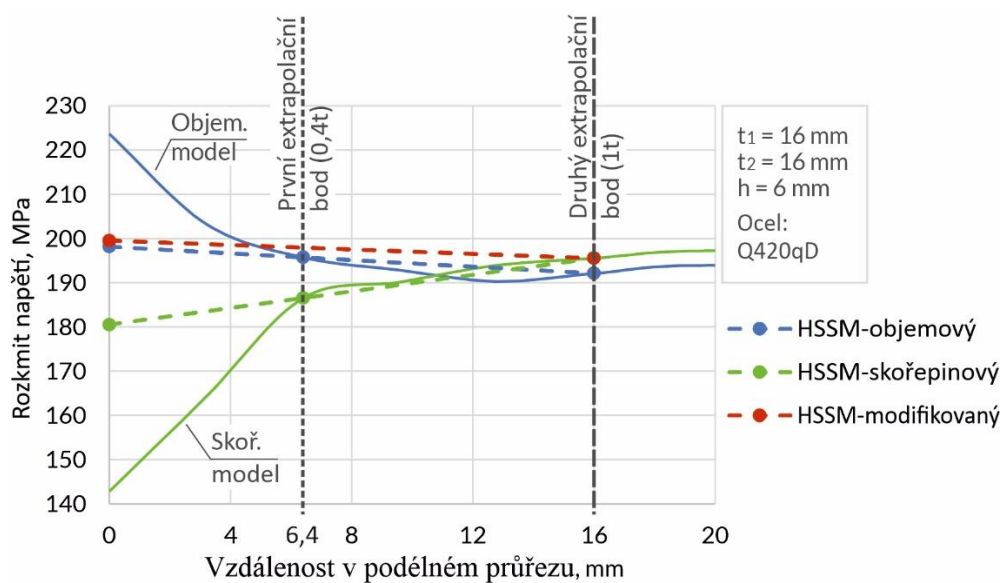
	e	257,4	$\frac{225,0}{225,7}$	$\frac{229,2}{221,5}$	$\frac{229,2}{220,8}$	$\frac{230,9}{201,5}$	$\frac{227,3}{229,2}$	$\frac{237,4}{226,0}$	$\frac{233,1}{229,7}$
25a	a	147,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	-	-	-	-	-	-	-
25b	a	147,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	-	-	-	-	-	-	-
25c	a	147,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	-	-	-	-	-	-	-
26	a	120,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	140,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	160,0	-	-	-	-	-	-	-
28	a	141,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	149,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	188,0	-	-	-	-	-	-	-
	d	200,0	-	-	-	-	-	-	-
29	a	140,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	150,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	160,0	-	-	-	-	-	-	-
30	a	110,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	130,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	140,0	-	-	-	-	-	-	-
	d	170,0	-	-	-	-	-	-	-
	e	200,0	-	-	-	-	-	-	-
<u>Typ D. Svařovaný styčník s podélně připojeným plechem v tahu</u>									
7a	a	96,7	$\frac{94,5}{92,5}$	$\frac{95,2}{97,1}$	$\frac{97,1}{99,5}$	$\frac{90,1}{85,5}$	$\frac{97,5}{97,3}$	$\frac{66,3}{79,3}$	$\frac{74,5}{85,9}$
	b	130,3	$\frac{126,0}{123,3}$	$\frac{126,9}{129,4}$	$\frac{129,5}{132,6}$	$\frac{120,1}{114,0}$	$\frac{129,9}{129,7}$	$\frac{88,5}{105,7}$	$\frac{99,3}{114,5}$
	c	146,6	$\frac{141,7}{138,8}$	$\frac{142,7}{145,6}$	$\frac{145,7}{149,2}$	$\frac{135,1}{128,3}$	$\frac{146,2}{145,9}$	$\frac{99,5}{118,9}$	$\frac{104,1}{128,8}$
	d	162,9	$\frac{157,5}{154,2}$	$\frac{158,6}{161,8}$	$\frac{161,8}{165,8}$	$\frac{150,1}{142,5}$	$\frac{162,4}{162,2}$	$\frac{110,6}{132,1}$	$\frac{124,1}{143,1}$
7b	a	133,6	$\frac{126,3}{130,9}$	$\frac{128,7}{132,1}$	$\frac{130,7}{134,8}$	$\frac{121,0}{122,5}$	$\frac{135,1}{136,4}$	$\frac{132,8}{119,4}$	$\frac{133,7}{119,1}$
	b	147,3	$\frac{139,3}{144,4}$	$\frac{141,9}{145,8}$	$\frac{144,2}{148,7}$	$\frac{133,5}{135,1}$	$\frac{149,0}{150,4}$	$\frac{146,5}{131,7}$	$\frac{147,4}{131,4}$
	c	163,6	$\frac{154,7}{160,3}$	$\frac{157,6}{161,9}$	$\frac{160,1}{165,1}$	$\frac{148,3}{150,1}$	$\frac{165,5}{167,1}$	$\frac{162,7}{146,3}$	$\frac{163,8}{145,9}$
8	a	120,7	$\frac{109,5}{112,8}$	$\frac{112,7}{115,1}$	$\frac{114,2}{117,1}$	$\frac{110,4}{108,1}$	$\frac{124,3}{125,8}$	$\frac{109,2}{100,2}$	$\frac{99,9}{93,9}$

	b	132,8	$\frac{120,4}{124,0}$	$\frac{123,9}{126,6}$	$\frac{125,6}{128,8}$	$\frac{121,4}{118,9}$	$\frac{136,7}{137,0}$	$\frac{120,1}{110,3}$	$\frac{110,0}{103,3}$
	c	169,0	$\frac{153,3}{157,3}$	$\frac{157,7}{161,1}$	$\frac{159,9}{163,9}$	$\frac{154,5}{151,3}$	$\frac{174,0}{176,2}$	$\frac{152,8}{140,3}$	$\frac{139,9}{131,5}$
	d	181,1	$\frac{164,2}{169,1}$	$\frac{169,0}{172,6}$	$\frac{171,3}{175,6}$	$\frac{165,6}{162,1}$	$\frac{186,4}{188,8}$	$\frac{163,7}{150,4}$	$\frac{149,9}{140,9}$
	e	218,8	$\frac{198,4}{204,4}$	$\frac{204,2}{208,6}$	$\frac{207,0}{212,2}$	$\frac{200,1}{195,9}$	$\frac{225,3}{228,1}$	$\frac{197,8}{181,7}$	$\frac{181,2}{170,2}$
<u>Typ E. Svařovaný styčník se dvěma podélně připojenými plechy v tahu</u>									
12	a	108,2	$\frac{101,8}{97,3}$	$\frac{103,6}{102,6}$	$\frac{106,6}{105,1}$	$\frac{100,8}{86,4}$	$\frac{109,2}{109,3}$	$\frac{98,6}{96,9}$	$\frac{98,6}{96,5}$
	b	126,6	$\frac{119,1}{113,9}$	$\frac{121,2}{120,0}$	$\frac{124,8}{123,0}$	$\frac{118,0}{101,1}$	$\frac{127,8}{127,9}$	$\frac{115,4}{113,4}$	$\frac{115,4}{112,9}$
	c	133,2	$\frac{125,4}{119,9}$	$\frac{127,5}{126,3}$	$\frac{131,3}{129,4}$	$\frac{124,1}{106,4}$	$\frac{134,4}{134,6}$	$\frac{121,5}{119,3}$	$\frac{121,4}{118,8}$
21	a	136,5	$\frac{124,7}{120,6}$	$\frac{126,5}{126,6}$	$\frac{130,3}{129,8}$	$\frac{116,1}{102,4}$	$\frac{133,5}{132,6}$	$\frac{120,0}{111,1}$	$\frac{120,3}{119,2}$
	b	158,7	$\frac{145,0}{140,2}$	$\frac{147,0}{147,2}$	$\frac{151,4}{150,9}$	$\frac{135,0}{119,1}$	$\frac{155,2}{154,1}$	$\frac{139,5}{129,1}$	$\frac{139,9}{138,6}$
	c	185,6	$\frac{169,6}{164,0}$	$\frac{172,0}{160,9}$	$\frac{177,1}{176,5}$	$\frac{157,9}{139,3}$	$\frac{181,6}{180,3}$	$\frac{163,3}{151,0}$	$\frac{163,6}{162,1}$
	d	197,9	$\frac{180,9}{174,8}$	$\frac{183,4}{183,6}$	$\frac{188,9}{188,2}$	$\frac{168,4}{148,5}$	$\frac{193,6}{192,3}$	$\frac{174,1}{161,0}$	$\frac{174,5}{172,9}$
	e	218,4	$\frac{199,6}{192,9}$	$\frac{202,4}{202,6}$	$\frac{208,4}{207,6}$	$\frac{185,8}{163,9}$	$\frac{213,6}{212,2}$	$\frac{192,1}{177,7}$	$\frac{192,5}{190,7}$
22	a	131,4	$\frac{120,1}{115,7}$	$\frac{122,4}{121,9}$	$\frac{126,0}{125,5}$	$\frac{112,5}{98,7}$	$\frac{128,9}{128,2}$	$\frac{115,9}{106,9}$	$\frac{116,2}{115,1}$
	b	152,8	$\frac{139,7}{134,5}$	$\frac{142,3}{141,7}$	$\frac{146,4}{145,9}$	$\frac{130,8}{114,7}$	$\frac{149,9}{149,0}$	$\frac{134,7}{124,3}$	$\frac{135,1}{133,8}$
	c	175,8	$\frac{160,7}{154,7}$	$\frac{163,7}{163,0}$	$\frac{168,5}{167,9}$	$\frac{150,5}{131,9}$	$\frac{172,4}{171,5}$	$\frac{155,0}{143,0}$	$\frac{155,5}{154,0}$
	d	210,3	$\frac{192,2}{185,0}$	$\frac{195,8}{195,0}$	$\frac{201,5}{200,8}$	$\frac{180,0}{157,8}$	$\frac{206,3}{205,1}$	$\frac{185,5}{171,1}$	$\frac{186,0}{184,2}$
	e	231,3	$\frac{211,4}{203,6}$	$\frac{215,4}{214,5}$	$\frac{221,7}{220,9}$	$\frac{198,0}{173,6}$	$\frac{226,9}{225,7}$	$\frac{204,0}{188,2}$	$\frac{204,6}{202,6}$
25d	a	127,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	-	-	-	-	-	-	-
25e	a	127,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	-	-	-	-	-	-	-
25f	a	127,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	177,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	245,0	-	-	-	-	-	-	-
27a	a	69,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	80,0	-	-	-	-	-	-	-

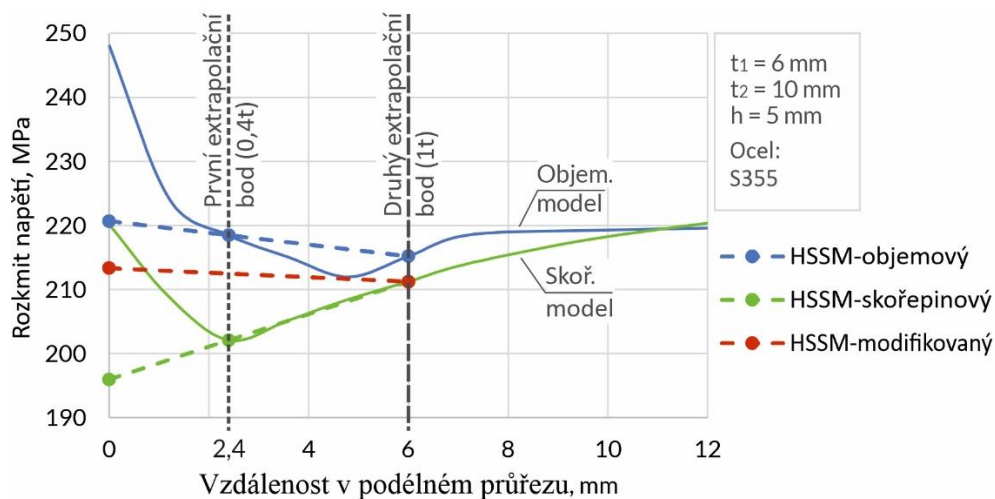
	c	150,0	-	-	-	-	-	-	-
	d	180,0	-	-	-	-	-	-	-
	e	220,0	-	-	-	-	-	-	-
27b	a	69,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	80,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	110,0	-	-	-	-	-	-	-
	d	180,0	-	-	-	-	-	-	-
	e	220,0	-	-	-	-	-	-	-
31a	a	100,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	140,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	180,0	-	-	-	-	-	-	-
	d	300,0	-	-	-	-	-	-	-
	e	350,0	-	-	-	-	-	-	-
31b	a	110,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	120,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	135,0	-	-	-	-	-	-	-
	d	170,0	-	-	-	-	-	-	-
	e	200,0	-	-	-	-	-	-	-
31c	a	120,0	-	-	-	-	-	-	-
	b	130,0	-	-	-	-	-	-	-
	c	150,0	-	-	-	-	-	-	-
	d	160,0	-	-	-	-	-	-	-
	e	180,0	-	-	-	-	-	-	-
<u>Typ G. Svařovaný styčník s podélně připojeným plechem v tahu</u>									
6	a	145,7	$\frac{141,0}{140,7}$	$\frac{138,3}{138,1}$	$\frac{138,3}{138,1}$	$\frac{138,9}{138,4}$	$\frac{138,9}{137,9}$	$\frac{129,0}{117,2}$	$\frac{129,8}{126,4}$
	b	182,4	$\frac{176,6}{176,1}$	$\frac{173,2}{173,0}$	$\frac{173,2}{173,0}$	$\frac{173,9}{173,4}$	$\frac{173,9}{172,6}$	$\frac{161,5}{146,8}$	$\frac{162,5}{158,2}$
	c	217,9	$\frac{210,9}{210,4}$	$\frac{206,8}{206,6}$	$\frac{204,4}{206,6}$	$\frac{207,7}{207,1}$	$\frac{207,7}{206,2}$	$\frac{192,9}{175,3}$	$\frac{194,1}{189,0}$
20	a	120,8	$\frac{117,1}{118,6}$	$\frac{115,6}{115,9}$	$\frac{115,6}{116,0}$	$\frac{114,4}{113,9}$	$\frac{112,8}{113,2}$	$\frac{108,0}{112,9}$	$\frac{103,2}{106,9}$
	b	134,6	$\frac{130,5}{132,1}$	$\frac{128,8}{129,1}$	$\frac{128,8}{129,2}$	$\frac{127,4}{126,9}$	$\frac{125,6}{126,1}$	$\frac{120,3}{125,8}$	$\frac{114,9}{119,1}$
	c	147,6	$\frac{143,1}{144,8}$	$\frac{141,2}{141,6}$	$\frac{141,2}{141,7}$	$\frac{139,7}{139,1}$	$\frac{137,8}{138,2}$	$\frac{131,9}{137,9}$	$\frac{126,0}{130,6}$
	d	155,7	$\frac{151,0}{152,8}$	$\frac{148,9}{149,4}$	$\frac{148,9}{149,5}$	$\frac{147,4}{146,8}$	$\frac{145,3}{145,8}$	$\frac{139,2}{145,5}$	$\frac{132,9}{137,8}$
	e	173,9	$\frac{168,7}{170,7}$	$\frac{166,4}{166,8}$	$\frac{166,4}{167,0}$	$\frac{164,6}{164,0}$	$\frac{162,4}{162,9}$	$\frac{155,5}{162,6}$	$\frac{148,5}{153,9}$

Poznámka: série 25a-30 typu C a 25d-31c typu E byly přidány jenom pro rozšíření databáze k analýze optimalizaci výpočtu únavové životnosti. Při porovnání přesnosti rozkmitů napětí mezi skořepinovými a objemovými modelů se neuvažovaly.

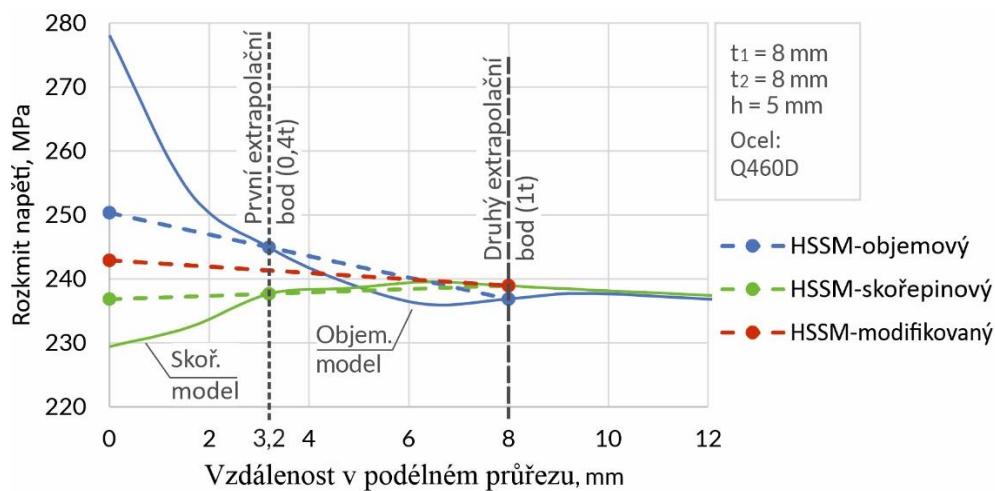
Zpřesnění rozkmitu napětí HSSM



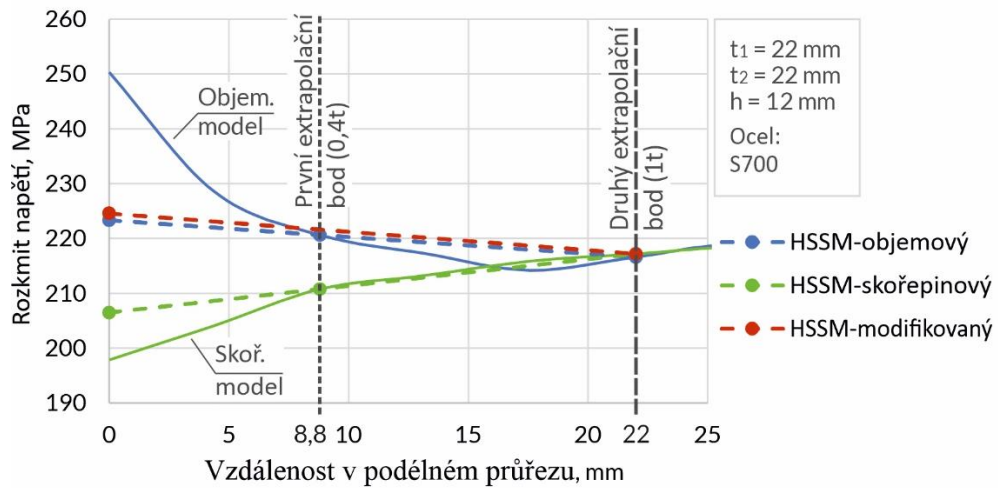
a)



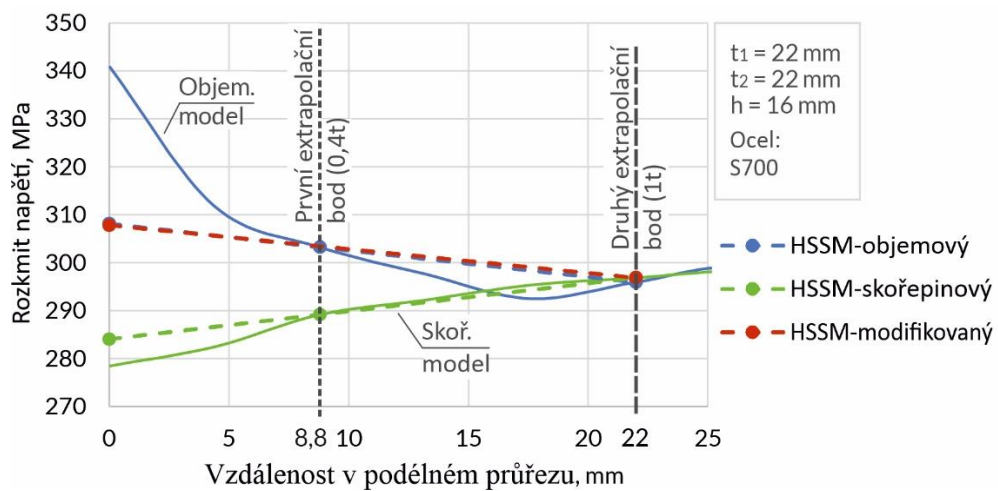
b)



c)



d)



e)

Obrázek B1. Validace modifikaci extrapolčního postupu s využitím experimentálních dat z

- a) Cheng a kol., 2021; b) Elyamani a kol.; 2018, c) Gou a kol., 2018;
d) a e) Ohta a kol., 1972

Příloha C. Optimalizace výpočtu únavové životnosti

Svařovaný styčník v ohybu

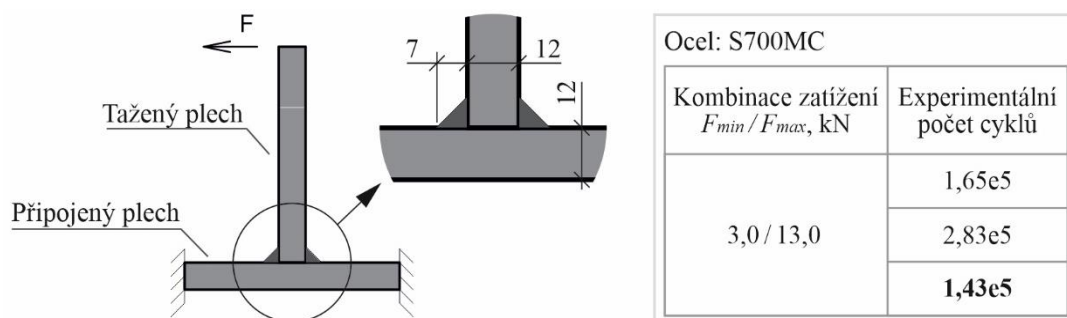
Tabulka C1. Průměrné odchylky ve výpočtu únavové životnosti

		Číslo série	Stupňování únavových tříd	Průměrná chyba výpočtu s využitím modifikačního vztahu, %									
				Bez	Goodman	Gerber	Soderberg	ASME	Bagci	Half-slope	Smith	SWT	
Modifikace rozkmitu napětí	Typ A	1	EN	704,1	4803	1498,9	7806,8	1225,4	935,3	1632,7	14963	5045,8	
			IIW	311,7	2410,3	718,6	3948,3	578,6	430,1	787,1	7612,7	2534,6	
			Yildirim	287,1	1097	290,3	1830,4	223,6	152,7	323	3577,7	1156,3	
		2	EN	421,6	1701,8	651,4	4787,4	745,8	561,9	809,1	4225,5	1836,5	
			IIW	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
			Yildirim	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
	Typ F	15	EN	257,4	1236,7	436,0	3154,8	462,5	349,2	535,7	3289,4	1083,9	
			IIW	85,8	584,4	174,4	1566,4	188,0	130,0	225,5	1635,4	506,2	
			Yildirim	371,7	2855,3	739,5	10580	804,0	565,4	942,3	10607	2229,2	
		16	EN	575,2	4529,3	1332,2	10381	1131	902,9	1351,1	15440	2137	
			IIW	245,7	2270,2	633,3	5266,4	530,3	413,5	643,0	7856,2	1045,3	
			Yildirim	528,3	10064	1845	35435	1460,7	1099,2	1751,2	55887	3002,8	
		17	EN	225,2	1226,9	410,6	2513,2	392,3	295,4	496,6	3414,3	977,2	
			IIW	68,8	579,4	161,4	1238	152,1	102,4	205,5	1699,3	451,5	
			Yildirim	333,4	2990	726,7	8112,1	686,7	482	902,2	11816	2040,4	
Modifikace únavové třídy	Typ A	1	EN	704,1	1633,5	465,3	2695,5	788,6	266	512,6	5225,9	-	
			IIW	311,7	787,5	189,4	1331,3	355	87,4	213,6	2626,8	-	
			Yildirim	287,1	323,2	45,4	582,5	117	28,5	52,6	1200,3	-	
		2	EN	421,6	537	165,7	1627,9	462,9	134	221,4	1429,3	-	
			IIW	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
			Yildirim	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
	Typ F	15	EN	257,4	372,6	89,5	1050,7	268,2	59,3	124,8	1098,3	-	
			IIW	85,8	142	30,6	489,2	88,5	32,1	35,4	513,6	-	
			Yildirim	371,7	638,8	109,9	2570	427,4	68,3	160,6	2576,7	-	
		16	EN	575,2	1536,7	406,4	3605,7	756,4	254,6	413,1	5394,1	-	
			IIW	245,7	738	159,3	1797,3	338,5	81,8	162,7	2713	-	
			Yildirim	528,3	2440,9	386,2	8783,7	910,8	199,8	362,8	13897	-	
		17	EN	225,2	369,1	80,5	823,9	215,9	44,2	110,9	1142,5	-	
			IIW	68,8	140,2	24,1	373	61,8	33,1	26	536,2	-	
			Yildirim	333,4	672,5	106,7	1953	347,1	47,3	150,6	2879,1	-	

Poznámka: Obarvené hodnoty jsou přesnější než bez modifikace.

Příloha D. Vzorové příklady

Typ A



Obrázek D1. Popis série 1

Tabulka D1. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů

Numerické rozkmitu napětí σ_R , MPa							
PM	MS1	MS2a	MS2b	MS3a	MS3b	MS4	MS5
428,0	421,9	427,4	429,8	427,1	428,8	440,8	440,8

Postup výpočtu únavové životnosti s modifikací únavové třídy metodou Bagci:

První krok. Výpočet idealizované křivky, $R = -1$:

$$\sigma_{c,R=-1} = \sqrt{(\sigma_{c,R=0} + \sigma_{c,R=0})\sigma_{c,R=0}}$$

Druhý krok. Převod křivky s $R = -1$ na $R = x$:

$$\sigma_{c,R=x} = 2 \left\{ \left(\frac{\sigma_{c,R=-1}}{2} \right) \times \left[1 - (\sigma_m/\sigma_y)^4 \right] \right\}$$

Třetí krok. Výpočet počtu cyklů:

$$N_R = (N_{FAT} \sigma_{c,R=x}^m) / \sigma_R^m$$

Postup výpočtu únavové životnosti **bez modifikace**:

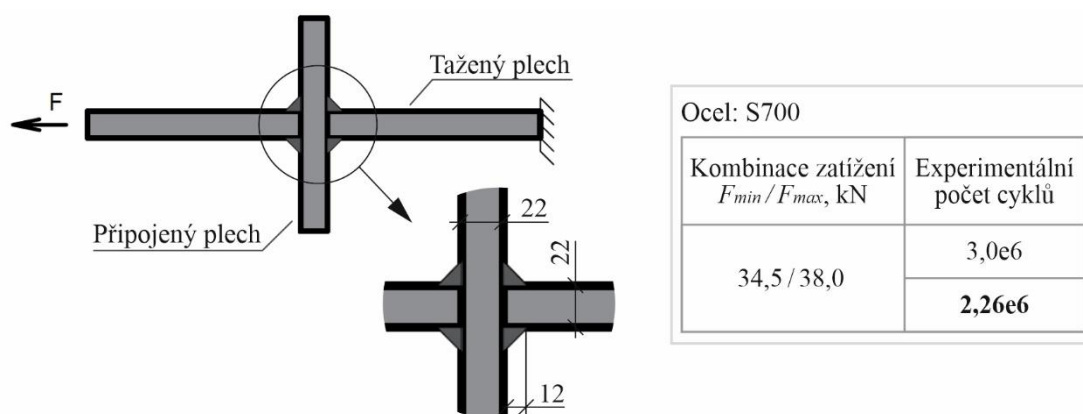
$$N_R = (N_{FAT} \sigma_c^m) / \sigma_R^m$$

Tabulka D2. Výpočet únavové životnosti

	Bez modifikace			S modifikací únavové třídy metodou Bagci					
	σ_c	m	N_R	$\sigma_{c,R=-1}$	σ_m^{PM}	R	$\sigma_{c,R=x}$	m	N_R
EN	100	3	2,88e4	141,4	343, 6	0,2 3	132,7	3	5,97e4
IIW	125	3	5,62e4	176,8			165,9	3	1,17e5
Yıldirim	160	4	1,18e5	226,3			212,4	4	1,21e5

Poznámka: Obarvená hodnota označuje nejpřesnější řešení. Ale podle doporučeného postupu máme skoro stejnou hodnotu.

Typ B



Obrázek D2. Popis série 19a

Postup výpočtu modifikovaného rozkmitu napětí:

První krok. Výpočet součinitele poměru napětí pro objemový model X^{PM} :

$$\alpha = 0,002; \beta = 1,015$$

$$X^{PM} = 0,002(22 - 6) + 1,015 = 1,047$$

Druhý krok. Výpočet součinitele poměru napětí pro skořepinový model X^{SM} :

$$X^{SM} = 0,6 \left(\frac{1,67X^{PM} - 0,67}{\omega} \right) + 0,4$$

Třetí krok. Výpočet modifikovaného rozkmitu napětí:

$$\sigma_R = \sigma_{1t}(1,67X^{SM} - 0,67)$$

Tabulka D3. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů

		Numerické modely							
		PM	MS1	MS2a	MS2b	MS3a	MS3b	MS4	MS5
Bez	σ_R , MPa	64,7	58,6	57,3	57,2	56,9	56,5	53,9	53,9
	$\sigma_R^{PM}/\sigma_R^{SM}$, %		-9,4	-11,4	-11,6	-12,1	-12,7	-16,7	-16,7
	σ_{1t} , MPa		59,3	59,1	59,2	59,3	59,3	59,1	59,1
S	ω		1,0041	1,0029	1,0037	1,0054	1,007	1,0061	1,0061
	X^{SM}		1,044	1,045	1,045	1,044	1,043	1,043	1,043
	σ_R , MPa		63,7	63,6	63,6	63,7	63,6	63,4	63,4
	$\sigma_R^{PM}/\sigma_R^{SM}$, %		-1,6	-1,7	-1,6	-1,6	-1,7	-2,0	-2,0

Postup výpočtu únavové životnosti s modifikací rozkmitu napětí metodou SWT:

První krok. Výpočet amplitudy a střední hodnoty:

$$\sigma_a = \sigma_R/2, \sigma_m = (\sigma_{min} + \sigma_{max})/2$$

Druhý krok. Výpočet modifikovaného rozkmitu napětí:

$$\sigma'_R = 2\sqrt{(\sigma_a + \sigma_m)\sigma_a}$$

Třetí krok. Výpočet počtu cyklů:

$$N_R = (N_{FAT} \sigma_C^m) / (\sigma'_R)^m$$

Postup výpočtu únavové životnosti **bez modifikace**:

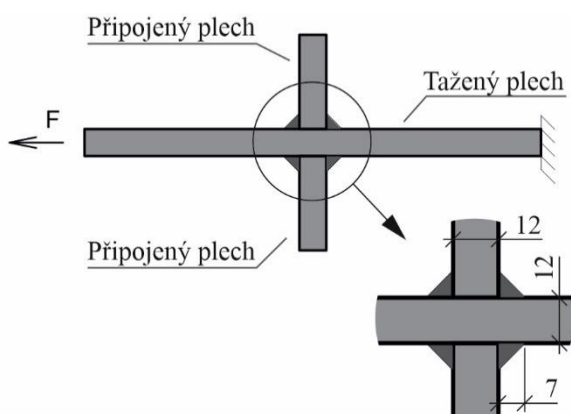
$$N_R = (N_{FAT} \sigma_C^m) / \sigma_R^m$$

Tabulka D4. Výpočet únavové životnosti

	Bez modifikace			S modifikací rozkmitu napětí metodou SWT					
	σ_C	m	N_R	σ_a^{PM}	σ_m^{PM}	R	σ'_R	m	N_R
EN	100	3	2,41e6	30,5	50,8	0,2 5	99,5	3	2,03e6
IIW	125	3	4,72e6					3	3,97e6
Yildirim	160	4	1,68e7					4	1,34e7

Poznámka: Obarvená hodnota označuje nejpřesnější řešení.

Typ C



Ocel: S355

Kombinace zatížení F_{min} / F_{max} , kN	Experimentální počet cyklů
	2,1e6
-65,3 / 65,3	1,38e6
	1,76e6

Obrázek D3. Popis série 13a

Postup výpočtu modifikovaného rozkmitu napětí:

První krok. Výpočet součinitele poměru napětí pro objemový model X^{PM} :

$$\alpha = 0,0015; \beta = 1,015$$

$$X^{PM} = 0,0015(12 - 6) + 1,015 = 1,027$$

Druhý krok. Výpočet součinitele poměru napětí pro skořepinový model X^{SM} :

$$X^{SM} = 0,6 \left(\frac{1,67X^{PM} - 0,67}{\omega} \right) + 0,4$$

Třetí krok. Výpočet modifikovaného rozkmitu napětí:

$$\sigma_R = \sigma_{1t}(1,67X^{SM} - 0,67)$$

Tabulka D5. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů

		Numerické modely							
		PM	MS1	MS2a	MS2b	MS3a	MS3b	MS4	MS5
Bez	σ_R , MPa	159,5	141,7	138,3	137,9	136,9	135,5	129,1	128,9
	$\sigma_R^{PM} / \sigma_R^{SM}$, %		-11,2	-13,3	-13,5	-14,2	-15,0	-19,1	-19,2
	σ_{1t} , MPa		145,3	144,0	144,0	144,0	143,7	140,3	140,7
S	ω		1,0123	1,0036	1,0026	1,0016	0,9977	0,9763	0,9728
	X^{SM}		1,019	1,025	1,025	1,026	1,028	1,042	1,045
	σ_R , MPa		149,9	150,0	150,0	150,3	150,4	150,1	151,2
	$\sigma_R^{PM} / \sigma_R^{SM}$, %		-6,0	-6,0	-5,9	-5,8	-5,7	-5,9	-5,2

Postup výpočtu únavové životnosti s optimalizací:

První krok. Výběr metody optimalizace:

$$x_1 = R, x_2 = t_1$$

$$y_{x_1}^{PT} = -10[(x_1 + 0,1)^2] + 4,5$$

$$y_{x_2}^{PT} = -0,5[(x_2 + 19,95)^{1/3}]$$

$$y_{x_1}^{PP} = 7[(x_1 + 0,2)^2] - 0,75$$

$$y_{x2}^{PP} = 0,5[(x_2 + 7,95)^{1/3}]$$

$$P_{PT} = 1/[1 + 2,72^{-(y_{x1}^{PT} + 0,7y_{x2}^{PT})}]$$

$$P_{PP} = 1/[1 + 2,72^{-(0,7y_{x1}^{PP} + 0,1y_{x2}^{PP})}]$$

Druhý krok. Výpočet optimalizované návrhové únavové třídy:

Jestli $P_{PT} > P_{PP}$ a $P_{PT} \geq 0,8$:

$$\sigma'_c = [\sigma_c^m * ((\sigma_R^{num})^m / (1,1 * \sigma_R^{NS})^m)]^{(1/m)}$$

Jestli $P_{PT} < P_{PP}$ a $P_{PP} \geq 0,8$:

$$FAT_{R=-1} = \sqrt{(FAT_{R=0} + FAT_{R=0})FAT_{R=0}}$$

$$\sigma'_c = FAT_{R=-1} \sqrt{(1 - R_i)/2} \quad \text{je-li } R_i < 0$$

$$\sigma'_c = EN$$

$$\sigma'_c = FAT_{R=0} (1 - R_i/5) \quad \text{je-li } 0 \leq R_i \leq 0,5$$

$$\sigma'_c = \sigma'_{c,R=0,5} \quad \text{je-li } R_i > 0,5$$

Třetí krok. Výpočet minimálního počtu cyklů:

$$N_R^{min} = (N_{FAT}(\sigma'_c)^m) / (\sigma_R)^m$$

Čtvrtý krok. Výpočet nejpravděpodobnějšího nestranného počtu cyklů:

$$N_R^{med} = N_R^{min} \quad \text{při } R < 0$$

$$N_R^{med} = (N_{FAT}\sigma_c^m) / \sigma_R^m \quad \text{při } R \geq 0$$

Postup výpočtu únavové životnosti **bez optimalizace**:

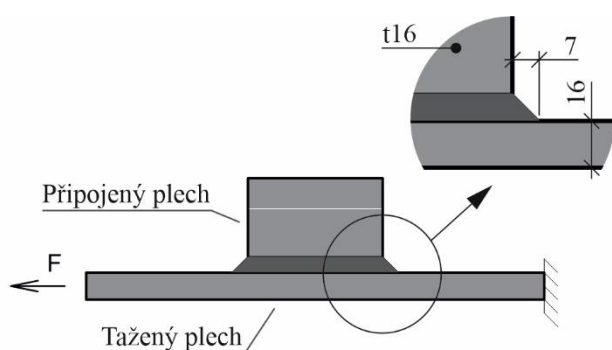
$$N_R = (N_{FAT}\sigma_c^m) / \sigma_R^m$$

Tabulka D6. Výpočet únavové životnosti

	Bez optimalizace			S optimalizací							
	σ_c	m	N_R	R	t_1	P_{PT}	P_{PP}	$FAT_{R=-1}$	σ'_c	m	N_R^{min}
EN	100	3	4,93e5	-1	12	5,2%	93,7%	141,4	141,4	3	1,39e6
IIW	100	3	4,93e5					141,4	141,4	3	1,39e6
Yildirim	100	4	3,09e5					141,4	141,4	4	1,24e6

Poznámka: Obarvené hodnoty označují nejpresnější řešení.

Typ D



Ocel: S355	
Kombinace zatížení F_{min}/F_{max} , kN	Experimentální počet cyklů
22,4 / 224,0	4,17e5
	4,93e5

Obrázek D4. Popis série 8

Postup výpočtu modifikovaného rozkmitu napětí:

První krok. Výpočet součinitele poměru napětí pro objemový model X^{PM} :

$$\alpha = -0,0005; \beta = 1,08$$

$$X^{PM} = -0,0005(16 - 6) + 1,08 = 1,075$$

Druhý krok. Výpočet součinitele poměru napětí pro skořepinový model X^{SM} :

$$X^{SM} = 0,6 \left(\frac{1,67X^{PM} - 0,67}{\omega} \right) + 0,4$$

Třetí krok. Výpočet modifikovaného rozkmitu napětí:

$$\sigma_R = \sigma_{1t}(1,67X^{SM} - 0,67)$$

Tabulka D7. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů

		Numerické modely							
		PM	MS1	MS2a	MS2b	MS3a	MS3b	MS4	MS5
Bez	σ_R , MPa	169,0	153,3	157,7	159,9	154,5	174,0	152,8	139,9
	$\sigma_R^{PM}/\sigma_R^{SM}$, %		-9,3	-6,7	-5,4	-8,6	3,0	-9,6	-17,2
	σ_{1t} , MPa		147,3	150,9	151,9	149,4	155,2	149,0	151,8
S	ω		1,0181	1,0418	1,0507	1,0171	1,0564	1,0326	1,0396
	X^{SM}		1,063	1,048	1,043	1,064	1,039	1,054	1,049
	σ_R , MPa		162,8	163,0	162,8	165,4	165,3	162,4	164,2
	$\sigma_R^{PM}/\sigma_R^{SM}$, %		-3,7	-3,6	-3,6	-2,1	-2,2	-3,9	-2,9

Postup výpočtu únavové životnosti s optimalizací:

První krok. Výběr metody optimalizace:

$$x_1 = R, x_2 = t_1$$

$$y_{x1}^{PT} = -10[(x_1 + 0,1)^2] + 4,5$$

$$y_{x2}^{PT} = -0,5[(x_2 + 19,95)^{1/3}]$$

$$y_{x1}^{PP} = 7[(x_1 + 0,2)^2] - 0,75$$

$$y_{x2}^{PP} = 0,5[(x_2 + 7,95)^{1/3}]$$

$$P_{PT} = 1/[1 + 2,72^{-(y_{x1}^{PT} + 0,7y_{x2}^{PT})}]$$

$$P_{PP} = 1/[1 + 2,72^{-(0,7y_{x1}^{PP} + 0,1y_{x2}^{PP})}]$$

Druhý krok. Výpočet optimalizované návrhové únavové třídy:

Jestli $P_{PT} > P_{PP}$ a $P_{PT} \geq 0,8$:

$$\sigma'_c = [\sigma_c^m * ((\sigma_R^{num})^m / (1,2 * \sigma_R^{NS})^m)]^{(1/m)}$$

Jestli $P_{PT} < P_{PP}$ a $P_{PP} \geq 0,8$:

$$FAT_{R=-1} = \sqrt{(FAT_{R=0} + FAT_{R=0})FAT_{R=0}}$$

$$\sigma'_c = FAT_{R=-1} \sqrt{(1 - R_i)/2} \quad \text{je-li } R_i < 0$$

$$\sigma'_c = EN$$

$$\sigma'_c = FAT_{R=0}(1 - R_i/5) \quad \text{je-li } 0 \leq R_i \leq 0,5$$

$$\sigma'_c = \sigma'_{c,R=0,5} \quad \text{je-li } R_i > 0,5$$

Třetí krok. Výpočet minimálního počtu cyklů:

$$N_R^{min} = (N_{FAT}(\sigma'_c)^m) / (\sigma_R)^m$$

Čtvrtý krok. Výpočet nejpravděpodobnějšího nestranného počtu cyklů:

$$N_R^{med} = N_R^{min} \quad \text{při } R < 0$$

$$N_R^{med} = (N_{FAT}\sigma_c^m) / \sigma_R^m \quad \text{při } R \geq 0$$

Postup výpočtu únavové životnosti **bez optimalizace**:

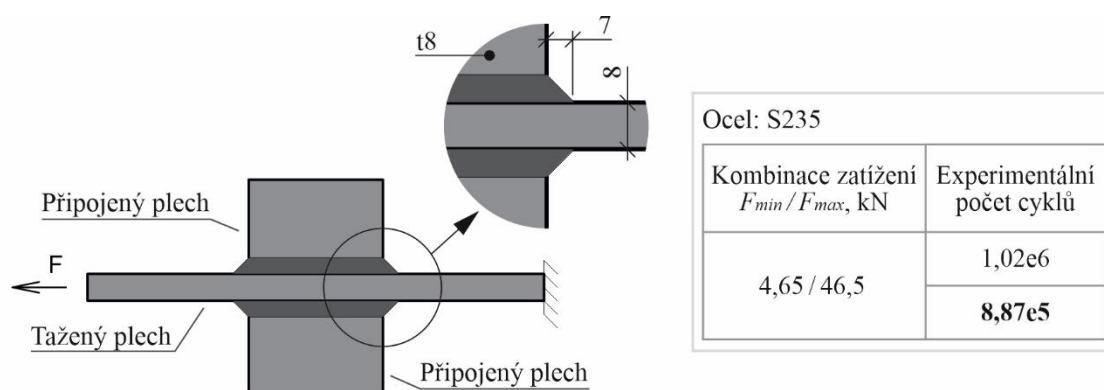
$$N_R = (N_{FAT}\sigma_c^m) / \sigma_R^m$$

Tabulka D8. Výpočet únavové životnosti

	Bez optimalizace			S optimalizací							
	σ_c	m	N_R	R	t_1	P_{PT}	P_{PP}	σ_R^{NS}	σ'_c	m	N_R^{min}
EN	100	3	4,44e5	0,1	16	99,1%	50,4%	141,5	99,5	3	4,08e5
IIW	100	3	4,44e5					141,5	99,5	3	4,08e5
Yildirim	100	4	2,69e5					141,5	99,5	4	2,41e5

Poznámka: Obarvené hodnoty označují nejpřesnější řešení.

Typ E



Obrázek D5. Popis série 21

Postup výpočtu modifikovaného rozkmitu napětí:

První krok. Výpočet součinitele poměru napětí pro objemový model X^{PM} :

$$\alpha = 0,0005; \beta = 1,08$$

$$X^{PM} = 0,0005(8 - 6) + 1,08 = 1,081$$

Druhý krok. Výpočet součinitele poměru napětí pro skořepinový model X^{SM} :

$$X^{SM} = 0,6 \left(\frac{1,67X^{PM} - 0,67}{\omega} \right) + 0,4$$

Třetí krok. Výpočet modifikovaného rozkmitu napětí:

$$\sigma_R = \sigma_{1t}(1,67X^{SM} - 0,67)$$

Tabulka D9. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů

		Numerické modely							
		PM	MS1	MS2a	MS2b	MS3a	MS3b	MS4	MS5
Bez	σ_R , MPa	158,7	145,0	147,0	151,4	135,0	155,2	139,5	139,9
	$\sigma_R^{PM}/\sigma_R^{SM}$, %		-8,6	-7,4	-4,6	-14,9	-2,2	-12,1	-11,8
	σ_{1t} , MPa		129,2	135,0	136,9	131,4	139,5	134,0	136,1
S	ω		0,9543	0,9979	1,0124	0,9892	1,0384	1,0096	1,0169
	X^{SM}		1,114	1,083	1,073	1,089	1,056	1,075	1,07
	σ_R , MPa		153,8	153,7	153,6	150,9	152,6	150,7	152,0
	$\sigma_R^{PM}/\sigma_R^{SM}$, %		-3,1	-3,1	-3,2	-4,9	-3,8	-5,0	-4,2

Postup výpočtu únavové životnosti **s optimalizací**:

První krok. Výběr metody optimalizace:

$$x_1 = R, x_2 = t_1$$

$$y_{x1}^{PT} = -10[(x_1 + 0,1)^2] + 4,5$$

$$y_{x2}^{PT} = -0,5[(x_2 + 19,95)^{1/3}]$$

$$y_{x1}^{PP} = 7[(x_1 + 0,2)^2] - 0,75$$

$$y_{x2}^{PP} = 0,5[(x_2 + 7,95)^{1/3}]$$

$$P_{PT} = 1/[1 + 2,72^{-(y_{x1}^{PT} + 0,7y_{x2}^{PT})}]$$

$$P_{PP} = 1/[1 + 2,72^{-(0,7y_{x1}^{PP} + 0,1y_{x2}^{PP})}]$$

Druhý krok. Výpočet optimalizované návrhové únavové třídy:

Jestli $P_{PT} > P_{PP}$ a $P_{PT} \geq 0,8$:

$$\sigma'_c = [\sigma_c^m * ((\sigma_R^{num})^m / (1,2 * \sigma_R^{NS})^m)]^{(1/m)}$$

Jestli $P_{PT} < P_{PP}$ a $P_{PP} \geq 0,8$:

$$FAT_{R=-1} = \sqrt{(FAT_{R=0} + FAT_{R=0})FAT_{R=0}}$$

$$\sigma'_c = FAT_{R=-1} \sqrt{(1 - R_i)/2} \quad \text{je-li } R_i < 0$$

$$\sigma'_c = EN$$

$$\sigma'_c = FAT_{R=0} (1 - R_i/5) \quad \text{je-li } 0 \leq R_i \leq 0,5$$

$$\sigma'_c = \sigma'_{c,R=0,5} \quad \text{je-li } R_i > 0,5$$

Třetí krok. Výpočet minimálního počtu cyklů:

$$N_R^{min} = (N_{FAT}(\sigma'_c)^m) / (\sigma_R)^m$$

Čtvrtý krok. Výpočet nejpravděpodobnějšího nestranného počtu cyklů:

$$N_R^{med} = N_R^{min} \quad \text{při } R < 0$$

$$N_R^{med} = (N_{FAT} \sigma_c^m) / \sigma_R^m \quad \text{při } R \geq 0$$

Postup výpočtu únavové životnosti **bez optimalizace**:

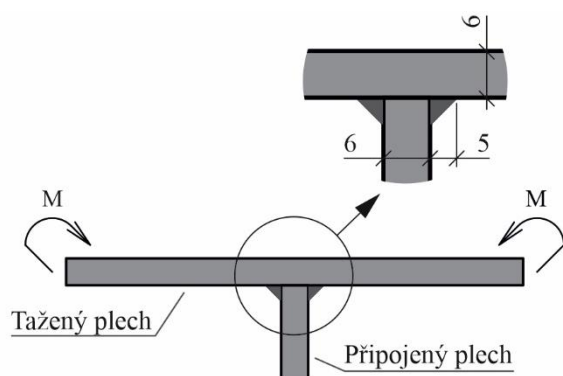
$$N_R = (N_{FAT} \sigma_c^m) / \sigma_R^m$$

Tabulka D10. Výpočet únavové životnosti

	Bez optimalizace			R	t ₁	P _{PT}	P _{PP}	S optimalizací			
	σ _c	m	N _R					σ _R ^{NS}	σ' _c	m	N _R ^{min}
EN	100	3	5,21e5	0,1	8	99,3%	48,4%	125,6	105,2	3	5,84e5
IIW	100	3	5,21e5					125,6	105,2	3	5,84e5
Yildirim	100	4	3,33e5					125,6	105,2	4	3,87e5

Poznámka: Obarvené hodnoty označují nejpresnější řešení.

Typ F



Ocel: S700

Kombinace zatížení F_{min} / F_{max} , kN	Experimentální počet cyklů
0,56 / 5,6	1,65e5
	1,28e5
	3,05e5
	1,54e5

Obrázek D6. Popis série 16

Tabulka D11. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů

Numerické rozkmitu napětí σ_R , MPa							
PM	MS1	MS2a	MS2b	MS3a	MS3b	MS4	MS5
397,9	396,0	409,7	410,0	411,0	405,3	415,7	413,1

Postup výpočtu únavové životnosti s modifikací únavové třídy metodou Bagci:

První krok. Výpočet idealizované křivky, $R = -1$:

$$\sigma_{c,R=-1} = \sqrt{(\sigma_{c,R=0} + \sigma_{c,R=0})\sigma_{c,R=0}}$$

Druhý krok. Převod křivky s $R = -1$ na $R = x$:

$$\sigma_{c,R=x} = 2 \left\{ \left(\frac{\sigma_{c,R=-1}}{2} \right) \times \left[1 - (\sigma_m / \sigma_y)^4 \right] \right\}$$

Třetí krok. Výpočet počtu cyklů:

$$N_R = (N_{FAT} \sigma_{c,R=x}^m) / \sigma_R^m$$

Postup výpočtu únavové životnosti **bez modifikace**:

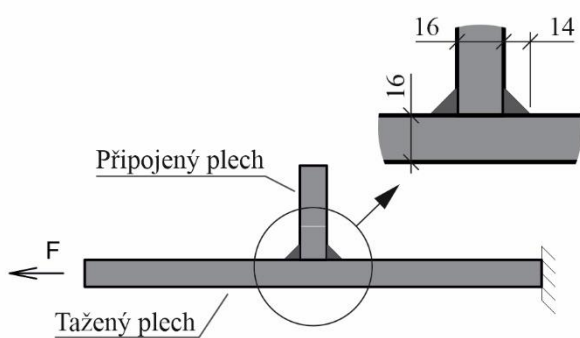
$$N_R = (N_{FAT} \sigma_c^m) / \sigma_R^m$$

Tabulka D12. Výpočet únavové životnosti

	Bez modifikace			S modifikací únavové třídy metodou Bagci					
	σ_c	m	N_R	$\sigma_{c,R=-1}$	σ_m^{PM}	R	$\sigma_{c,R=x}$	m	N_R
EN	100	3	2,01e4	141,4	244,4	0,1	121,7	3	5,72e4
IIW	125	3	3,93e4	176,8			152,1	3	1,12e5
Yildirim	160	4	2,84e4	226,3			194,1	4	1,15e5

Poznámka: Obarvená hodnota označuje nejpřesnější řešení. Ale podle doporučeného postupu máme skoro stejnou hodnotu.

Typ G



Ocel: S355

Kombinace zatížení F_{min} / F_{max} , kN	Experimentální počet cyklů
78,5 / 270,5	1,13e6
	1,6e6
	3,25e6
	2,42e6

Obrázek D7. Popis série 20

Postup výpočtu modifikovaného rozkmitu napětí:

První krok. Výpočet součinitele poměru napětí pro objemový model X^{PM} :

$$\alpha = 0,001; \beta = 1,015$$

$$X^{PM} = 0,001(16 - 6) + 1,015 = 1,025$$

Druhý krok. Výpočet součinitele poměru napětí pro skořepinový model X^{SM} :

$$X^{SM} = 0,6 \left(\frac{1,67X^{PM} - 0,67}{\omega} \right) + 0,4$$

Třetí krok. Výpočet modifikovaného rozkmitu napětí:

$$\sigma_R = \sigma_{1t}(1,67X^{SM} - 0,67)$$

Tabulka D13. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů

		Numerické modely							
		PM	MS1	MS2a	MS2b	MS3a	MS3b	MS4	MS5
Bez	σ_R , MPa	155,7	151,0	148,9	148,9	147,4	145,3	139,2	132,9
	$\sigma_R^{PM} / \sigma_R^{SM}$, %		-3,0	-4,4	-4,4	-5,3	-6,7	-10,6	-14,6
	σ_{1t} , MPa		151,4	151,7	151,9	151,2	152,5	151,5	143,4
S	ω		1,0184	1,0182	1,0197	1,0203	1,0257	1,017	0,9867
	X^{SM}		1,014	1,014	1,013	1,013	1,009	1,015	1,033
	σ_R , MPa		154,9	155,3	155,2	154,5	154,8	155,3	151,3
	$\sigma_R^{PM} / \sigma_R^{SM}$, %		-0,5	-0,3	-0,3	-0,8	-0,6	-0,3	-2,8

Postup výpočtu únavové životnosti **s optimalizací**:

První krok. Výběr metody optimalizace:

$$x_1 = R, x_2 = t_1$$

$$y_{x1}^{PT} = -10[(x_1 + 0,1)^2] + 4,5$$

$$y_{x2}^{PT} = -0,5[(x_2 + 19,95)^{1/3}]$$

$$y_{x1}^{PP} = 7[(x_1 + 0,2)^2] - 0,75$$

$$y_{x2}^{PP} = 0,5[(x_2 + 7,95)^{1/3}]$$

$$P_{PT} = 1/[1 + 2,72^{-(y_{x1}^{PT} + 0,7y_{x2}^{PT})}]$$

$$P_{PP} = 1/[1 + 2,72^{-(0,7y_{x1}^{PP} + 0,1y_{x2}^{PP})}]$$

Druhý krok. Výpočet optimalizované návrhové únavové třídy:

Jestli $P_{PT} > P_{PP}$ a $P_{PT} \geq 0,8$:

$$\sigma'_c = [\sigma_c^m * ((\sigma_R^{num})^m / (1,1 * \sigma_R^{NS})^m)]^{(1/m)}$$

Jestli $P_{PT} < P_{PP}$ a $P_{PP} \geq 0,8$:

$$FAT_{R=-1} = \sqrt{(FAT_{R=0} + FAT_{R=0})FAT_{R=0}}$$

$$\sigma'_c = FAT_{R=-1} \sqrt{(1 - R_i)/2} \quad \text{je-li } R_i < 0$$

$$\sigma'_c = EN$$

$$\sigma'_c = FAT_{R=0} (1 - R_i/5) \quad \text{je-li } 0 \leq R_i \leq 0,5$$

$$\sigma'_c = \sigma'_{c,R=0,5} \quad \text{je-li } R_i > 0,5$$

Třetí krok. Výpočet minimálního počtu cyklů:

$$N_R^{min} = (N_{FAT}(\sigma'_c)^m) / (\sigma_R)^m$$

Čtvrtý krok. Výpočet nejpravděpodobnějšího nestranného počtu cyklů:

$$N_R^{med} = N_R^{min} \quad \text{při } R < 0$$

$$N_R^{med} = (N_{FAT}\sigma_c^m) / \sigma_R^m \quad \text{při } R \geq 0$$

Postup výpočtu únavové životnosti **bez optimalizace**:

$$N_R = (N_{FAT}\sigma_c^m) / \sigma_R^m$$

Tabulka D14. Výpočet únavové životnosti

	Bez optimalizace			S optimalizací							
	σ_c	m	N_R	R	t_1	P_{PT}	P_{PP}	σ_R^{NS}	σ'_c	m	N_R^{min}
EN	100	3	4,45e5	0,29	16	97,2%	68,0%	149,6	94,6	3	4,49e5
IIW	100	3	4,45e5					149,6	94,6	3	4,49e5
Yildirim	100	4	2,7e5					149,6	94,6	4	2,73e5

Poznámka: Obarvené hodnoty označují nepřesnější řešení.

Seznam obrázků

Obrázek 1. Schéma výpočtu s využitím Metody konečných prvků	1
Obrázek 2. Odečet napětí pro jednotlivé návrhy únavové pevnosti.....	2
Obrázek 3. Grafická prezentace metody nádrže	3
Obrázek 4. Vysvětlení jednotlivých parametrů (Chattopadhyay a kol., 2011) pro a) T spoje a b) křížové spoje	4
Obrázek 5. Alternativní metody výpočtu rozkmitu napětí a) Haibach, b) ASME, c) Xiao-Yamada.....	6
Obrázek 6. Model tuhého spoje, polohy bodů pro odečet napětí druhu b (Niemi a kol., 2018)	8
Obrázek 7. Svar se modelovuje pomocí tloušťky prvků a) připojeného (Fricke a kol., 2001), b) obou (Eriksson a kol., 2009)	8
Obrázek 8. Svar je modelován jako šikmý prvek s umístěním podle a) (Niemi, 1995), b) (Glinka a kol., 2014) a (Chattopadhyay a kol., 2011)	9
Obrázek 9. Svar je modelován pomocí tuhých vazeb (Fayard a kol., 1996)	9
Obrázek 10. Model svaru nakloněným prvkem a tuhými vazbami (Turlier a kol., 2010)	10
Obrázek 11. Vysvětlení parametrů Basquinové rovnice	10
Obrázek 12. Grafické představení modifikačních metod	11
Obrázek 13. Modifikace Gerberove křivky.....	12
Obrázek 14. Vysvětlení parametrů Niesłonyové metody (Niesłony a kol., 2013)	13
Obrázek 15. Vysvětlení vstupů pro Marczewskovu metodu (Marczewska a kol., 2005)	14
Obrázek 16. Yildoromové doporučení stupňování FAT tříd podle meze kluzu oceli, metoda úpravy svaru TIG dressing (Yildirim, 2015)	15
Obrázek 17. Doporučení únavové třídy podle meze kluzu oceli na základě návrhu Mezinárodního institutu svařování. Úprava svaru je <i>Burr grinding</i> (Haagensen a kol., 2013)	15
Obrázek 18. Poloha bodů pro výpočet metodou ohnisek napětí druhu c podle (prEN 1993-1-9).....	17
Obrázek 19. Oblasti extrapolace (prEN 1993-1-14) pro uzavřené průřezy a) kruhové, b) pravoúhlé.....	18
Obrázek 20. Oblasti únavových křivek pro spoje z kruhových uzavřených průřezů (CHS) $4 \text{ mm} \leq t \leq 50 \text{ mm}$ a pravoúhlých (RHS) ($4 \text{ mm} \leq t \leq 16 \text{ mm}$)	20
Obrázek 21. Vývojový diagram postupu práce	22
Obrázek 22. Schéma zkoušeného vzorku	23

Obrázek 23. Dosažené výsledky zkoušení vzorků s účinnou výškou a) 5 mm a b) 6 mm	25
Obrázek 24. Dosažené výsledky zkoušení vzorků S500	25
Obrázek 25. Dosažené výsledky zkoušení vzorků S355	26
Obrázek 26. Typy zkoumaných svařovaných spoje Typ A. Svařovaný styčník T-průřezu v ohybu, Typ B. Svařovaný křížový styčník s plně provařenými svary v tahu, Typ C. Svařovaný křížový styčník s příčně připojenými plechy v tahu, Typ D. Svařovaný styčník s podélně připojeným plechem v tahu, Typ E. Svařovaný styčník se dvěma podélně připojenými plechy v tahu, Typ F. Svařovaný styčník T-průřezu v 4bodovém ohybu, Typ G. Svařovaný styčník s příčně připojeným plechem v tahu	27
Obrázek 27. Objemové numerické modely, <i>von-Mises stress</i> , pro a) typ A (série 1), b) typ F (série 15)	28
Obrázek 28. Rozdělení povrchových napětí na tažené straně modelu. Typ A, série 1 .	29
Obrázek 29. Příklady skořepinových modelů pro typ A, série 1 a) okrajové podmínky, b) tuhé spoje, c) tloušťka připojeného plechu, d) tloušťky obou plechů, e) šikmý prvek (Niemi, 1995), f) šikmý prvek (Glinka a kol., 2014), g) tuhé vazby, h) tuhé vazby a skloněný prvek	30
Obrázek 30. Trendy napjatosti u kořenu svaru ve podélném průřezu	31
Obrázek 31. Objemové numerické modely, <i>von-Mises stress</i> , pro a) typ B (série 5), b) typ C (série 4a), c) typ D (série 8), d) typ E (série 25), e) typ G (série 6)	32
Obrázek 32. Trendy napjatosti u kořenu svaru v podélném průřezu	34
Obrázek 33. Příklad parametrické studie na modelu typu C a) rozměry a okrajové podmínky, b) nejmenší model (<i>von-Mises stress</i>), c) největší model (<i>von-Mises stress</i>)	35
Obrázek 34. Porovnání aproximačních metod a dosažených numerických hodnot součinitelů poměru napětí	37
Obrázek 35. Verifikace modifikace extrapolačního postupu	38
Obrázek 36. Porovnání aproximačních křivek bez a se součinitelem geometrie	39
Obrázek 37. Příklad modifikace únavové křivky vlivem středních napětí. Postup Marczewskou (Marczewska a kol., 2005)	40
Obrázek 38. S-N diagram s únavovou třídou FAT100 a experimentálními hodnotami svařovaných styčnicků v ohybu z databáze	41
Obrázek 39. Porovnání odhadů únavové životnosti v logaritmickeém měřítku bez a s vlivem středních napětí	42
Obrázek 40. S-N diagram s únavovou třídou FAT100 a experimentálními hodnotami svařovaných styčnicků v tahu z databáze	43

Obrázek 41. S-N diagram s únavovou třídou FAT100 a experimentálními hodnotami svařovaných styčnicků v tahu z databáze. Třídění podle rozkmitu namáhání	44
Obrázek 42. Porovnání odhadů únavové životnosti pro styčnický typ B bez a s modifikací rozkmitu napětí SWT metodou, v logaritmickém měřítku	45
Obrázek 43. Srovnání nejpravděpodobnějších nestranných veličin s únavovou křivkou FAT100 a $m = 3$	46
Obrázek 44. Dosažené grafy pro a) modifikaci podle tloušťky PT taženého plechu t_1 , b) modifikaci podle poměru PP namáhání R , c) obě modifikace aplikovány na dva parametry	48
Obrázek A1. Poloha tenzometrů na vzorku	57
Obrázek A2. Schéma vyhodnocení výsledků s velkým rozsahem hodnot (Bartsch a kol., 2020)	58
Obrázek A3. Vzorek na zkušební rámu	58
Obrázek A4. Typická únavová trhlinka v kořeni svaru (- - - rozvoj trhliny).....	59
Obrázek B1. Validace modifikací extrapolčního postupu s využitím experimentálních dat z a) Cheng a kol., 2021; b) Elyamani a kol.; 2018, c) Gou a kol., 2018; d) a e) Ohta a kol., 1972.....	79
Obrázek D1. Popis série 1.....	81
Obrázek D2. Popis série 19a.....	82
Obrázek D3. Popis série 13a.....	84
Obrázek D4. Popis série 8.....	86
Obrázek D5. Popis série 21.....	88
Obrázek D6. Popis série 16.....	90
Obrázek D7. Popis série 20.....	91

Seznam tabulek

Tabulka 1. Rozměry sítě a polohy výpočetních bodů pro lineární extrapolaci, (HSSM) ...	7
Tabulka 2. Rozměry sítě a poloha výpočetních bodů pro kvadratickou extrapolaci, (HSSM)	7
Tabulka 3. Hodnoty srovnávací kritéria a kumulace poškození (Hobbacher, 2016)	16
Tabulka 4. Zvětšovací součinitel $K1$ pro uzavřené průřezy namáhané v rovině.....	17
Tabulka 5. Poloha bodů pro extrapolaci	18
Tabulka 6. Průměrné odchylky počtu cyklů s využitím doporučených únavových křivek	26
Tabulka 7. Citlivost součinitele poměru rozkmitu napětí objemového modelu XPM na tloušťku taženého plechu $t1$, 75% kvantil, a hodnoty proměnných α a β	35
Tabulka 8. Hodnoty korelačního součinitele skořepinového modelu ω	36
Tabulka 9. Verifikace modifikovaných hodnot rozkmitu napětí k numerickým	37
Tabulka 10. Procentní rozdělení zpřesnění aproximačními vztahy (29) podle zkoumaných parametrů.....	47
Tabulka 11. Dosažené hodnoty proměnných pro vztahy (28)	47
Tabulka A1. Dosažené hodnoty únavových charakteristik	59
Tabulka B1. Popis databáze únavových experimentálních zkoušek	60
Tabulka B2. Validace numerických modelů podle NS metody	62
Tabulka B3. Porovnání HSSM extrapoláčnických postupů na numerických modelech	63
Tabulka B4. Validace numerických modelů podle NS metody	64
Tabulka B5. Porovnání HSSM extrapoláčnických postupů na numerických modelech	71
Tabulka C1. Průměrné odchylky ve výpočtu únavové životnosti	80
Tabulka D1. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů	81
Tabulka D2. Výpočet únavové životnosti.....	81
Tabulka D3. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů	82
Tabulka D4. Výpočet únavové životnosti.....	83
Tabulka D5. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů	84
Tabulka D6. Výpočet únavové životnosti.....	85
Tabulka D7. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů	86
Tabulka D8. Výpočet únavové životnosti.....	87
Tabulka D9. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů	88
Tabulka D10. Výpočet únavové životnosti.....	89
Tabulka D11. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů	90
Tabulka D12. Výpočet únavové životnosti.....	90
Tabulka D13. Srovnání HSSM rozkmitu napětí numerických modelů	91
Tabulka D14. Výpočet únavové životnosti.....	92