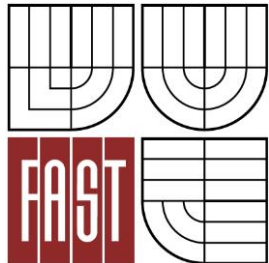




VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ
BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY



FAKULTA STAVEBNÍ
ÚSTAV KOVOVÝCH A DŘEVĚNÝCH KONSTRUKCÍ

FACULTY OF CIVIL ENGINEERING
INSTITUTE OF METAL AND TIMBER STRUCTURES

KLOPENÍ TENKOSTĚNNÝCH OCELOVÝCH NOSNÍKŮ S OTVORY VE STĚNĚ

LATERAL TORSIONAL BUCKLING OF THIN-WALLED STEEL BEAMS WITH WEB HOLES

DIZERTAČNÍ PRÁCE
DOCTORAL THESIS

AUTOR PRÁCE
AUTHOR

Ing. MARTIN HORÁČEK

VEDOUCÍ PRÁCE
SUPERVISOR

prof. Ing. JINDŘICH MELCHER, DrSc.

BRNO 2016

Abstrakt

Současný trend navrhování nosných ocelových konstrukcí vede z důvodu úspory materiálu k častému používání tenkostěnných za studena tvářených ocelových profilů. V praxi jsou rozsáhle používané různé systémy tenkostěnných vaznic a paždíků široké škály tvarů příčného řezu. Významná aplikace tenkostěnných ocelových profilů je i v konstrukčních systémech určených pro skladovací účely. Tenkostěnné za studena tvarované profily jsou často vyráběny s otvory ve stěně. Tyto otvory jsou používány především z důvodu vedení elektroinstalací, vodovodních a odpadních potrubí, vzduchotechniky, sprinklerových systémů apod. Konkrétním příkladem tenkostěnných ocelových profilů jsou nosníky typu Sigma používané v systémech dodatečně instalovaných podlaží ve skladovacích objektech.

Tématem disertační práce je analýza, posouzení a experimentální ověření technického řešení tenkostěnného profilu s otvory se zřetelem na problematiku klopení při ohybu. Cílem je rozvíjet poznání o reálných vlastnostech nosných ocelových dílců uvažovaného konstrukčního uspořádání a umožnit upřesnění metod jejich analýzy a navrhování v průmyslové praxi.

Teoretická analýza popisuje chování nosníků prostřednictvím řešení diferenciálních rovnic rovnováhy přetvořeného elementu tenkostěnného ohýbaného prutu. V případě nosníků s otvory je použito řešení v podobě zavedení průřezových charakteristik tzv. náhradního průřezu, které jsou definovány jako vážený průměr z průřezových charakteristik plného a oslabeného průřezu.

Numerická analýza je zaměřena na využití dostupných softwarů za účelem predikce únosnosti nosníků s otvory při klopení. Jelikož v praxi běžně používané softwary umožňují řešit prizmatické pruty a nelze v nich modelovat otvory ve stěně, je v rámci numerické analýzy ověřen model prutu s redukovanou tloušťkou stojiny v zóně perforace konstantně po celé délce prutu (nosník s konstantním průřezem).

Experimentální analýza je nejdříve zaměřena na ověření skutečných ohybových a torzních tuhostí nosníků, z nichž jsou odvozeny hodnoty základních průřezových charakteristik (momenty setrvačnosti k oběma osám, moment tuhosti v prostém kroucení a výsečový moment setrvačnosti). Následně je prováděno experimentální ověření skutečné ohybové únosnosti nosníků s otvory se zřetelem na ztrátu stability při klopení.

Klíčová slova

klopení, nosník s otvory ve stěně, náhradní průřez, experimentální verifikace

Abstract

The current trend in the design of steel structures leads, due to the saving of the material, to the frequent use of thin-walled cold formed steel sections. In practice are widely used various systems of thin-walled steel purlins and wall girders of different types of cross-sectional shapes.

Significant applications of thin-walled steel profiles are also in structural systems designed for storage purposes. Thin cold-formed steel profiles are often manufactured with web holes. These web openings are primarily used for the installation of wiring, water or drain piping, ventilation or sprinkler systems, etc. A specific example of thin-walled steel profiles are Sigma beams used in additionally installed built-in floors systems in warehouses.

The aim of doctoral thesis is the analysis, assessment and experimental verification of the technical solution of thin-walled steel beams with web openings loaded in bending with respect to lateral torsional buckling. The objective is to develop knowledge about the real properties of steel members of considered structural arrangement in order to specify the methods of analysis and design in industrial practice.

The theoretical analysis describes the behavior of the beams by means of solving the differential equations of the equilibrium on deformed element of thin walled member under bending. In case of beams with web holes is used the solution in the form of introduction of substitute cross-section properties, which are defined as the weighted average of the properties of full and weakened section.

The numerical analysis is focused on the use of commonly available software in order to predict the bending resistance of beams with web opening with respect to lateral torsional buckling. Since the software used in practice solves only the prismatic beams without option to model the web openings, it is in frame of numerical analysis verified the model of beam with reduced thickness of web constantly over the whole beam length in the zone of perforation.

The experimental analysis is firstly focusing on the verification of real bending and torsion stiffness of the beams, based on which are being derived the values of basic cross-sectional properties (moments of inertia for bending about major and minor axis, moment of inertia in pure torsion, warping constant). Subsequently the experimental verification of real bending resistance with respect to the lateral torsional buckling is being performed.

Key words

lateral torsional beam buckling, beam with web holes, substitute cross-section, experimental verification

Bibliografická citace

Ing. Martin Horáček *Klopení tenkostěnných ocelových nosníků s otvory ve stěně*. Brno, 2016. 125s., 41 s. příloh. Dizertační práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta stavební, Ústav kovových a dřevěných konstrukcí. Vedoucí práce prof. Ing. Jindřich Melcher, DrSc.

Prohlášení:

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

V Brně dne

.....

podpis autora práce

Poděkování

Dizertační práce vznikla pod vedením prof. Ing. Jindřicha Melchera, DrSc., kterému děkuji za vynikající odborné vedení, za jeho zkušenosti, jimiž tuto práci obohatil, a za cenné rady, které mi při jejím vytváření poskytoval. Dále děkuji zaměstnancům Ústavu kovových a dřevěných konstrukcí Stavební fakulty VUT v Brně za spolupráci při přípravě a provádění experimentů, firmě NEDCON za poskytnutí zkušebních těles a technických podkladů a Ing. Jánů Brodnianskému ml. za spolupodílení se na teoretických výpočtech v jeho autorském softwaru. V neposlední řadě děkuji rodičům Petru a Haně Horáčkovým za podporu ve studiu.

Práce vznikla za finanční podpory programu GAČR P105/12/0314 - Klopení tenkostěnných ocelových nosníků s otvory.

OBSAH

SEZNAM OBRÁZKŮ	9
SEZNAM GRAFŮ	12
SEZNAM TABULEK.....	13
1 ÚVOD.....	14
1.1 Charakteristika nosníků typu Sigma	15
1.2 Praktické aplikace	16
2 SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY	18
2.1 Vývoj teorie klopení.....	18
2.2 Teorie stability ohybu v pružném oboru	19
2.2.1 Řešení pro průřezy 1. kategorie	21
2.2.2 Řešení pro průřezy 2. kategorie	25
2.2.3 Úprava řešení problému klopení ve smyslu ČSN EN 1993-1-1	28
2.3 Vzpěrná únosnost skutečného nosníku	31
2.3.1 Nosník počátečně přetvořený z roviny prvotního ohybu	32
2.3.2 Metody navrhování.....	34
2.4 Lokální boulení a distorzní vzpěr.....	38
2.4.1 Lokální boulení.....	38
2.4.2 Distorzní vzpěr	40
2.4.3 Direct Strength Method.....	42
3 CÍLE DIZERTAČNÍ PRÁCE	45
3.1 Teoretická analýza.....	45
3.2 Numerická analýza	45
3.3 Experimentální analýza	46
4 TEORETICKÁ ANALÝZA.....	47
4.1 Výpočet průřezových charakteristik.....	47
4.2 Lokální boulení	49
4.3 Distorzní vzpěr	50
4.3.1 Distorzní vzpěr nosníku bez uvažování otvorů.....	51
4.3.2 Distorzní vzpěr nosníku s uvažováním otvorů.....	52
4.4 Stanovení únosnosti při klopení prutu s náhradním průřezem.....	53
4.4.1 Stanovení únosnosti při klopení dle ČSN EN 1993-1-1	53

4.4.2	<i>Ověření prutu s náhradním průřezem MKP výpočtem</i>	54
5	NUMERICKÁ ANALÝZA.....	56
5.1	Numerická analýza lokálního boulení a distorzního vzpěru	56
5.1.1	<i>Analýza nosníku s plným průřezem</i>	56
5.1.2	<i>Analýza nosníku s otvory ve stěně</i>	58
5.2	Numerická analýza klopení.....	60
5.2.1	<i>Modelování otvorů ve stěně</i>	60
5.2.2	<i>Analýza klopení metodou konečných prvků</i>	61
6	EXPERIMENTÁLNÍ ANALÝZA.....	64
6.1	Materiálové charakteristiky.....	64
6.2	Experimentální stanovení průřezových charakteristik	65
6.2.1	<i>Stanovení torzní tuhosti při prostém kroucení</i>	66
6.2.2	<i>Stanovení torzní tuhosti při složeném kroucení</i>	77
6.2.3	<i>Stanovení ohybové tuhosti při ohybu v rovině větší tuhosti</i>	83
6.2.4	<i>Stanovení ohybové tuhosti při ohybu v rovině menší tuhosti</i>	90
6.3	Experimentální ověření únosnosti při klopení	95
6.3.1	<i>Popis zkušební sestavy</i>	95
6.3.2	<i>Postup vyhodnocení experimentů</i>	103
6.3.3	<i>Vyhodnocení experimentů z hlediska mezní únosnosti</i>	104
6.3.4	<i>Vyhodnocení experimentů z hlediska mezního přetvoření</i>	108
7	ZÁVĚRY DIZERTAČNÍ PRÁCE	112
8	LITERATURA	115
8.1	Publikace	115
8.2	Publikace autora	119
8.3	Technické předpisy a normy	121
8.4	Odkazy	121
	SEZNAM POUŽITÝCH ZNAČEK.....	122
	SEZNAM PŘÍLOH	125

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1.1 Varianty nosníků typu Sigma dle způsobu uspořádání otvorů.....	15
Obr. 1.2 Geometrické rozměry nosníků typu Sigma – TYP I.....	15
Obr. 1.3 Konstrukční systém vestavného podlaží	16
Obr. 1.4 Ukázka realizovaného vestavného podlaží.....	17
Obr. 1.5 Vestavné podlaží s primárními nosníky z hutních profilů.....	17
Obr. 2.1 Značení složek přetvoření při ztrátě stability při ohybu.....	20
Obr. 2.2 Příklady průřezů 1. kategorie	21
Obr. 2.3 Jednoose symetrický průřez zatížený v rovině symetrie	23
Obr. 2.4 Příklady průřezů 2. kategorie	26
Obr. 2.5 Průřezy prutů při ztrátě stability při ohybu.....	27
Obr. 2.6 Význam veličin a znaménková konvence při působení zatížení F_z	29
Obr. 2.7 Počáteční geometrické odchylky nosníku	32
Obr. 2.8 Přetvoření nosníku počátečně vychýleného z roviny prvotního ohybu.....	33
Obr. 2.9 Závislost ohybového momentu a odpovídajícího celkového přetvoření.....	34
Obr. 2.10 Funkční závislost pro vzpěrnou pevnost počátečně vychýleného nosníku	35
Obr. 2.11 Definice efektivní šířky dle Wintera	39
Obr. 2.12 Úprava Winterova vztahu pro výpočet efektivní šířky Rhoedesem.....	40
Obr. 2.13 Příklady distorzního vzpěru vybraných tvarů průřezu	41
Obr. 2.14 Model prutu v pružném sevření.....	41
Obr. 2.15 Vzpěrné křivky sestavené softwarem CUFSM – ilustrativní příklad.....	43
Obr. 4.1 Vyznačené řezy pro výpočet průřezových charakteristik.....	47
Obr. 4.2 Dělení nosníku na segmenty a, b.....	48
Obr. 4.3 Dělení průřezu na přímé části s uvažovaným způsobem namáhání	49
Obr. 4.4 Princip výpočtu pérových konstant podepření výztuh	50
Obr. 4.5 Uvažovaná zatěžovací schémata	53
Obr. 5.1 Geometrie průřezu a rozložení napětí.....	56
Obr. 5.2 Výsledky CUFSM analýzy na průřezu bez otvorů.....	57
Obr. 5.3 Klasifikace jednotlivých stabilitních jevů a jejich interakce	57
Obr. 5.4 Výsledky CUFSM analýzy na průřezu zohledňující otvory ve stěně	59
Obr. 5.5 Schéma modelů stěny s perforací a s pásem redukované tloušťky	60
Obr. 5.6 Deformace modelů stojiny	61
Obr. 5.7 První vlastní tvar prostě podepřeného nosníku typu Sigma	62

Obr. 6.1 Rozměry zkušební tělíska pro materiálové zkoušky	64
Obr. 6.2 Schéma zkušebního zařízení.....	67
Obr. 6.3 Výpočtové rozpětí nosníku.....	67
Obr. 6.4 Závěsná konzola se závěsným pouzdrem.....	68
Obr. 6.5 Zavěšení zkušební tělesa na čepu	68
Obr. 6.6 Měřicí stůl s osazeným zkušebním tělesem.....	69
Obr. 6.7 Rameno dvojice sil F_z	69
Obr. 6.8 Vnášení zatížení přes ocelová lanka na zatěžovací kotouč	69
Obr. 6.9 Schéma zatěžovacího kotouče	70
Obr. 6.10 Zatěžovací kotouč s unášecím pouzdrem	70
Obr. 6.11 Unášecí pouzdro - místo uvažované teoretické podpory.....	73
Obr. 6.12 Tvarované ohýbané plechy tloušťky 4 mm	77
Obr. 6.13 Upravené konce zkušebních těles s navařenými tvarovanými plechy	77
Obr. 6.14 Schéma prutu zatíženého koncovými kroutícími momenty	79
Obr. 6.15 Průběh zkroucení nosníku po jeho délce	79
Obr. 6.16 Šroubové spojení dvojice nosníků typu Sigma	84
Obr. 6.17 Detail uložení konců dvojice nosníků na ocelové bloky	84
Obr. 6.18 Schéma zkušební sestavy s roznosem síly do třetin rozpětí.....	85
Obr. 6.19 Konstrukční řešení vnášení síly na dvojici nosníků	85
Obr. 6.20 Snímání deformací uprostřed rozpětí	86
Obr. 6.21 Schéma zkušební sestavy pro ohyb na měkkou osu.....	90
Obr. 6.22 Ocelová a dřevěná podložka - schéma	91
Obr. 6.23 Ocelová a dřevěná podložka – realizace	91
Obr. 6.24 Umístění snímačů polohy uprostřed rozpětí nosníku při ohybu na měkkou osu	92
Obr. 6.25 Zkušební sestava pro ohyb na měkkou osu s nosníkem délky 2 m.....	92
Obr. 6.26 Vizualizace zkušební sestavy sloužící pro testy na klopení nosníků	95
Obr. 6.27 Schéma testu na klopení nosníků	96
Obr. 6.28 Konstrukční řešení levé pevné a pravé posuvné podpory	97
Obr. 6.29 Schéma levé pevné podpory	98
Obr. 6.30 Schéma pravé posuvné podpory	98
Obr. 6.31 Schéma úložné kapsy	98
Obr. 6.32 Teoretická rozpětí zkušebních těles.....	98
Obr. 6.33 Schéma zkušebního táhla	99
Obr. 6.34 Realizace zatěžovacího táhla.....	99

Obr. 6.35 Detail vnášení zatížení na spodní pásnici zkušebního tělesa.....	100
Obr. 6.36 Rozmístění snímačů deformací	100
Obr. 6.37 Schéma měření deformací příčného řezu uprostřed rozpětí	101
Obr. 6.38 Digitální systém SPIDER 8	101
Obr. 6.39 Záznam svislého průhybu a úhlu natočení příčného řezu	102
Obr. 6.40 Kontakt zkušebního tělesa s rámem táhla	102
Obr. 6.41 Příčný ohyb pásnice v místě vnášení zatížení	103
Obr. 6.42 Nosník vyztužený příčnými výztuhami	103
Obr. 6.43 Návrhová únosnost pro definované limity vodorovných průhybů	108
Obr. 7.1 Schéma k výpočtu redukované tloušťky stojiny	114

SEZNAM GRAFŮ

Graf 2.1 Křivky vzpěrné pevnosti	37
Graf 5.1 Srovnání výsledků FEM analýzy s výpočtem provedeným dle Eurokódu	63
Graf 6.1 Záznam naměřených dat při prostém kroucení pro nosníky všech délek.....	71
Graf 6.2 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ pro nosníky délky 2 m	73
Graf 6.3 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ pro nosníky délky 3 m.....	74
Graf 6.4 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ pro nosníky délky 4 m.....	74
Graf 6.5 Průměrné zatěžovací křivky vynesené v závislosti na relativním úhlu zkroucení	75
Graf 6.6 Posunuté průměrné zatěžovací křivky.....	75
Graf 6.7 Detail posunutých zatěžovacích křivek zobrazující počátek zatěžování.....	76
Graf 6.8 Záznam naměřených dat při složeném kroucení pro nosníky všech délek	78
Graf 6.9 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ nosníků délky 2 m při složeném kroucení.....	80
Graf 6.10 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ nosníků délky 3 m při složeném kroucení.....	81
Graf 6.11 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ nosníků délky 4 m při složeném kroucení.....	81
Graf 6.12 Průměrné zatěžovací křivky při složeném kroucení pro relativní úhel zkroucení ..	82
Graf 6.13 Detail průměrných zatěžovacích křivek při složeném kroucení v počátku měření.	82
Graf 6.14 Průběh F-w závislosti pro tělesa délky 2 m.....	87
Graf 6.15 Průběh F-w závislosti pro tělesa délky 3 m.....	87
Graf 6.16 Průběh F-w závislosti pro tělesa délky 4 m.....	88
Graf 6.17 Porovnání mezních ohybových únosností nosníků prostě uložených v kroucení .	106
Graf 6.18 Porovnání únosností při vodorovném přetvoření L/250	110
Graf 6.19 Porovnání únosností při vodorovném přetvoření L/300	110
Graf 6.20 Porovnání únosností při vodorovném přetvoření L/500	110

SEZNAM TABULEK

Tab. 2.1 Součinitele $\kappa_1, \kappa_2, \kappa_3$	22
Tab. 2.2 Součinitele vzpěrné délky κ_M	24
Tab. 2.3 Součinitele štíhlosti γ při ztrátě stability při ohybu	24
Tab. 2.4 Součinitele štíhlosti γ_v při ztrátě stability při ohybu s vnucenou osou otáčení.....	25
Tab. 2.5 Součinitel γ pro konzolu	28
Tab. 2.6 Hodnoty součinitelů C_1 a C_3 při zatížení prutu koncovými momenty.....	30
Tab. 2.7 Hodnoty součinitelů C_1, C_2 a C_3 pro různé případy příčného zatížení	31
Tab. 2.8 Doporučené hodnoty součinitelů imperfekce pro křivky klopení	36
Tab. 2.9 Přiřazení křivek vzpěrné pevnosti k průřezům	36
Tab. 4.1 Přehled průřezových charakteristik	47
Tab. 4.2 Přehled průřezových charakteristik náhradního průřezu	49
Tab. 4.3 Výpočet účinků lokálního boulení.....	50
Tab. 4.4 Výpočet účinků distorzního vzpěru nosníku bez otvorů – tlačená pásnice	51
Tab. 4.5 Výpočet účinků distorzního vzpěru nosníku bez otvorů – stojina.....	51
Tab. 4.6 Výpočet účinků distorzního vzpěru nosníku s otvory – tlačená pásnice	52
Tab. 4.7 Výpočet účinků distorzního vzpěru nosníku s otvory – stojina.....	52
Tab. 4.8 Přehled parametrů výpočtu a výsledných ohybových únosností při klopení	54
Tab. 4.9 Ověření prutu s náhradním průřezem MKP výpočtem.....	55
Tab. 5.1 Výpočet únosností pomocí DSM pro jednotlivé druhy ztrát stability	59
Tab. 5.2 Výsledky FEM analýzy klopení provedené v softwaru Dlubal RFEM.....	62
Tab. 6.1 Přehled skutečných mezí kluzu $f_{y,act}$ perforovaných nosníků	65
Tab. 6.2 Přehled testů zaměřených na stanovení průřezových charakteristik	66
Tab. 6.3 Přehled rozsahů a kroků zatěžování při prostém kroucení	70
Tab. 6.4 Výpočet momentu tuhosti v prostém kroucení perforovaných nosníků.....	76
Tab. 6.5 Přehled rozsahů a kroků zatěžování při složeném kroucení.....	78
Tab. 6.6 Stanovení výsečového momentu setrvačnosti I_w	83
Tab. 6.7 Teoretická rozpětí dvojice nosníků.....	86
Tab. 6.8 Stanovení momentu setrvačnosti k ose y na základě výsledků experimentu	89
Tab. 6.9 Stanovení I_z na základě výsledků experimentu	94
Tab. 6.10 Přehled výsledků experimentů pro nosníky prostě uložené v kroucení	105
Tab. 6.11 Přehled výsledků experimentů pro nosníky vetknuté v kroucení.....	107
Tab. 6.12 Přehled momentových únosností pro příslušející vodorovné vybočení	109

1 ÚVOD

Tato dizertační práce se zabývá otázkami skutečného působení tenkostěnných ocelových nosníků s otvory ve stěně s ohledem na verifikaci jejich spolehlivosti (odolnosti) a efektivnosti. Řešená problematika vychází z požadavků inženýrské praxe na stanovení zjednodušeného způsobu návrhu a posuzování ohýbaných tenkostěnných prutů oslabených otvory ve stěně. Výzkumný záměr v dané oblasti vzešel z námětů mezinárodní společnosti NEDCON [85] zabývající se návrhem a výrobou regálových tenkostěnných ocelových konstrukcí pro skladovací účely.

Dizertační práce shrnuje dosavadní poznatky z problematiky ohýbaných tenkostěnných ocelových nosníků se zřetelem na možnost prostorové ztráty stability při tzv. klopení (sklopení nosníku charakterizované jeho vybočením z roviny prvotního ohybu při současném zkroucení). Teoretické řešení popisuje chování nosníků prostřednictvím řešení diferenciálních rovnic rovnováhy přetvořeného elementu tenkostěnného ohýbaného prutu. Obecnými výchozími parametry analýzy a návrhu nosných dílců jsou hodnoty jejich skutečné ohybové tuhosti a tuhosti při kroucení. V případě nosníků s otvory je diskutabilní prakticky používané řešení vycházející z váženého průměru náhradních průřezových charakteristik plného a oslabeného průřezu. Přínosem této práce má být ověření tohoto řešení či případný návrh alternativních postupů verifikovaných na základě numerických a experimentálních analýz.

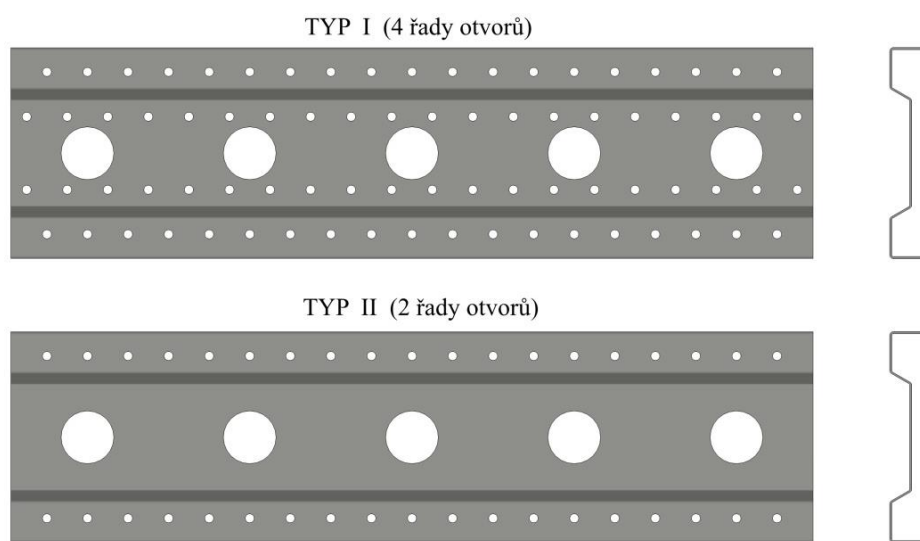
Numerické analýzy jsou zaměřeny na využití běžně dostupných softwarů za účelem predikce únosnosti nosníků s otvory při klopení. Detailněji je řešeno zahrnutí otvorů ve stěně do výpočtových modelů, které není u základních softwarů pro řešení prutových soustav možné modelovat.

Experimentální analýzy jsou zaměřeny na dva dílčí úkoly. Prvním úkolem je ověření skutečných průřezových charakteristik definujících ohybovou a torzní tuhost nosníků. Vyšetřovány jsou jak ohybové tuhosti při ohybu na tuhou a měkkou osu, tak i tuhosti při prostém a vázaném kroucení. Z provedených experimentů lze vyčíslit hodnoty základních průřezových charakteristik, jako jsou momenty setrvačnosti k oběma osám, moment tuhosti v prostém kroucení a výsečový moment setrvačnosti. Druhým dílčím úkolem je následné ověření skutečné ohybové únosnosti nosníků s otvory se zřetelem na ztrátu stability při klopení.

1.1 CHARAKTERISTIKA NOSNÍKŮ TYPU SIGMA

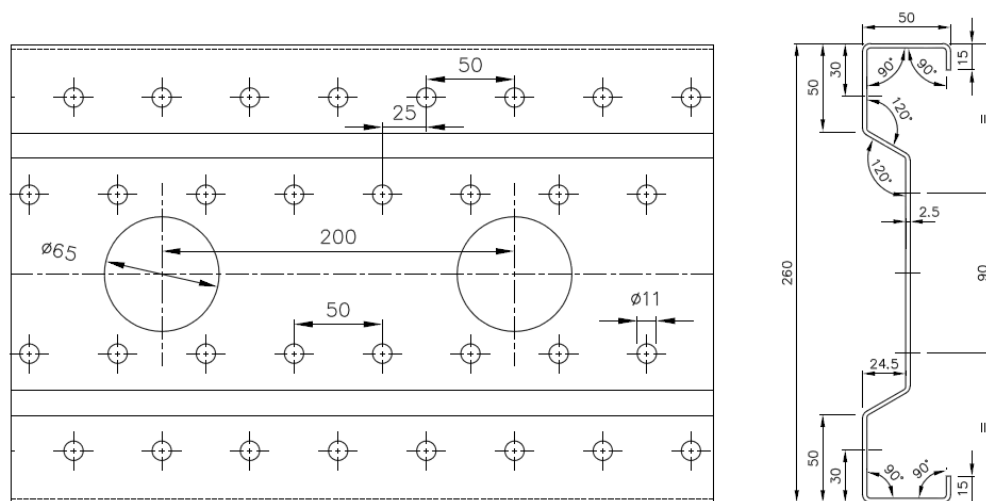
Nosníky typu Sigma jsou tenkostěnné za studena tvářené profily vyráběné zejména z oceli konstrukčních tříd S355MC nebo S420MC.

Nosníky jsou po celé své délce ve stěně v úrovni neutrálné osy oslabeny kruhovými otvory $\varnothing 65$ mm v osové vzdálenosti 200 mm. Dle konkrétního typu provedení přípojí těchto nosníků jsou po své výšce situovány 2, respektive 4 řady kruhových otvorů $\varnothing 11$ mm v podélném rozestupu 50 mm. V rámci výzkumného programu byly v první fázi (v roce 2009) vyšetřovány nosníky s 4 řadami kruhových otvorů $\varnothing 11$ mm (viz Obr. 1.1 - TYP I). V období 2010 – 2015 byly analýzy a experimentální vyšetřování prováděny na nosnících se dvěma řadami kruhových otvorů $\varnothing 11$ mm (viz Obr. 1.1 – TYP II).



Obr. 1.1 Varianty nosníků typu Sigma dle způsobu uspořádání otvorů

Geometrické rozměry nosníků jsou uvedeny na Obr. 1.2. Geometrie profilu je totožná pro primární nosníky (průvlaky) i sekundární nosníky (stropnice).



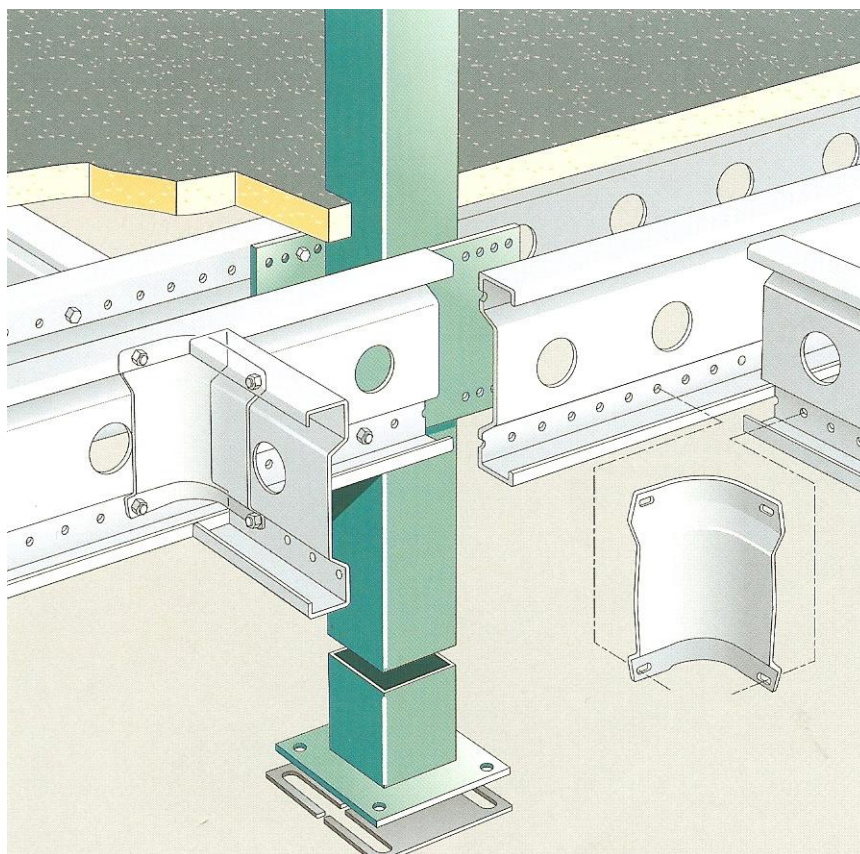
Obr. 1.2 Geometrické rozměry nosníků typu Sigma – TYP I

Výška činí 260 mm, šířka pásnic 50 mm, tloušťka stěny materiálu je rovna 2.5 mm v přímých úsecích příčného řezu, v rozích příčného řezu je vlivem válcování za studena redukována o cca 10%. U Sigma nosníků typu I je vzájemný podélný posun 25 mm mezi kruhovými otvory Ø 11 mm ve vnějších řadách přiléhající k pásnicím a kruhovými otvory Ø 11 mm v řadách ve vnitřní části stojiny.

Výrobní výkresy nosníků typu Sigma jsou uvedeny v příloze A.

1.2 PRAKTICKÉ APLIKACE

Nosníky typu Sigma jsou používány především jako stropní nosníky u vestavěných podlaží ve skladovacích prostorách. Systém vestavěného podlaží je lehce rozšiřitelný, lze snadno přestavět a přizpůsobit jiným požadavkům na zatížení. Konstrukční systém vestavných podlaží je ilustrován na Obr. 1.3 [85].



Obr. 1.3 Konstrukční systém vestavného podlaží

Vestavná podlaží jsou vynášena ocelovými sloupy, ke kterým se přes navařené styčnickové desky šroubově připojují tzv. primární nosníky (průvlaky). Mezi jednotlivé primární nosníky jsou vkládány tzv. sekundární nosníky (stropnice) stejného průřezu. Spojení průvlaků a stropnic je realizováno prostřednictvím konektorů, které jsou navrženy tak, aby bezpečně dokázaly přenášet velká zatížení. Na konstrukci podlahy se používají různé typy dřevotřískových desek

tlouštěk 28 až 60 mm nebo ocelové rošty. Dovolená zatížení podlahy se pohybují v rozmezí 300 až 1200 kg/m². Velké otvory v neutrálné ose umožňují snadnou instalaci trubek sprinklerů, elektrických rozvodů nebo instalaci jiných technických zařízení budov.

Ukázka realizace vestavného podlaží je uvedena na Obr. 1.4 [85]. U velkých rozpětí mezi sloupy se používají jako primární nosníky těžké hutní profily (viz Obr. 1.5 [85]).



Obr. 1.4 Ukázka realizovaného vestavného podlaží



Obr. 1.5 Vestavné podlaží s primárními nosníky z hutních profilů

2 SOUČASNÝ STAV PROBLEMATIKY

2.1 VÝVOJ TEORIE KLOPENÍ

Podrobné shrnutí vývoje teorie klopení uvedl ve své doktorské dizertační práci J. Melcher [25]. Následující informace jsou stručným výtahem z této publikace.

Problémem stability úzkého obdélníkového průřezu při ohybu se již v roce 1899, nezávisle na sobě, zabývali L. Prandtl [34] a A. G. Michell [26]. V roce 1905 předložil S. P. Timošenko analýzu klopení příčně zatížených tenkostěnných ocelových prutů, ve které se zabýval stabilitou rovinného ohybu nosníku průřezu I s uvážením vlivu ohybové tuhosti pásnic při vybočení z roviny prvotního přetvoření. Později (1910) aplikoval na tento případ svou nově rozpracovanou energetickou metodu. Řešení problému stability ohybu přibližnou metodou postupných aproximací rozpracoval v roce 1935 F. Stussi [43], který se zabýval též vlivem počátečního zakřivení nosníku. Souhrnné pojednání o stabilitě nosníků dvouose symetrického průřezu I zveřejnil v roce 1939 E. Chwalla [14]. V roce 1940 publikoval V. Z. Vlasov [53] obecnou teorii pevnosti a stability tenkostěnných prutů, která obsahovala i rovnice stability při ohybu. V této teorii Vlasov zobecnil Prandtlovy a Timošenkovy dílčí výsledky řešení problému klopení nosníků. Teorií prostorové ztráty stability prutů a nosníků se dále (1942) zabýval J. N. Goodier [10] a dílčí případ řešení pro jednoose souměrný průřez I následně (1943) rozpracoval G. Winter [56]. Obecnou teorii ohybu, kroucení a klopení tenkostěnných prutů otevřeného průřezu uzavřel S. P. Timošenko [51] v roce 1945 cyklus svých významných prací věnovaných problému stability nosníků. K. de Vries [9] se později (1947) zabýval zjednodušením výpočtu klopení válcovaných nosníků dvouose symetrického průřezu I. O. Petersson [33] analyzoval vliv excentricity příčného zatížení nosníku na jeho napjatost a přetvoření ve smyslu teorie 2. řádu štíhlých prutů. Za předpokladu uvažování excentricity zatížení jako jednu z dílčích složek počátečních imperfekcí prutu lze, dle této analýzy, studovat souvislost problému stability ideálního nosníku a vzpěrné pevnosti či únosnosti skutečné konstrukce se zřetelem na vliv počáteční imperfekce příslušného typu.

Ve druhé polovině 20. století bylo publikováno značné množství prací, jež dále rozvíjejí a zpřesňují řešení úloh klopení nosníků. Příkladem jsou uvedena souborná díla obsahující systematický přehled a rozpracování komplexu problémů teorie a navrhování tenkostěnných nosných konstrukčních dílců a systémů, zejména se zřetelem na řešení jejich stability, vzpěrné pevnosti a vzpěrné únosnosti. Jsou to např. publikace, jež zpracovali S. P. Timošenko - J. M. Gere [52] a G. Burgermeister - H. Steup - H. Kretzschmar [8]. Stabilitou nosníků s proměnným průřezem se zabývali N.S. Trahair - S. Kitipornchai [34], [49] a D.A. Nethercot [31].

Značná pozornost byla věnována také rozvoji teorie stability ohybu v nepružném oboru i experimentálnímu výzkumu klopení nosníků při využití plasticity materiálu. Příkladem mohou být práce těchto autorů: D. A. Nethercot [32] a N. S. Trahair - S. Kitipornchai [16], [17], [50].

V české či slovenské odborné literatuře se problémy teorie či experimentálního výzkumu tenkostěnných ocelových nosníků a jejich navrhování se zřetelem na stabilitní jevy zabývali V. Březina [6], [7], J. Melcher [24], [25], I. Baláž [2], [3], E. Chladný, J. Djubek, A. Mrázik [12], P. Juhás [15], J. Studnička [41] a další.

Z analýzy vývoje teorie stability ohybu a vzpěrné únosnosti nosníků je zřejmé, že ke špičkovým zahraničním pracovištím v uvedeném oboru v posledním období patří zejména University of Sheffield ve Velké Británii (D.A. Nethercot) a australské školy University of Sydney (N.S.Trahair, G.J.Hancock, M.A.Bradford aj.) a University of Queensland (S. Kitipornchai).

V případě tenkostěnných za studena válcovaných ocelových nosníků s otvory ve stěně je v posledních desetiletí věnována pozornost problematice globální stability, lokálního boulení a distorzního vzpěru. Mezi přední autory zabývající se těmito tématy patří B. W. Schafer [37], [38] [39], Z. Li [20], [21] a C.D. Moen [27], [28], [29] z Johns Hopkins University v USA, kteří k řešení používají tzv. Direct Strength Method, která byla implementována do severoamerických normativních podkladů pro navrhování tenkostěnných za studena tvářených ocelových profilů [81], [82], [83]. Stejnou problematikou se zabývají mimo jiné i A. Schudlich [40] a A.von der Heyden [54] z Technische Universität Darmstadt v Německu.

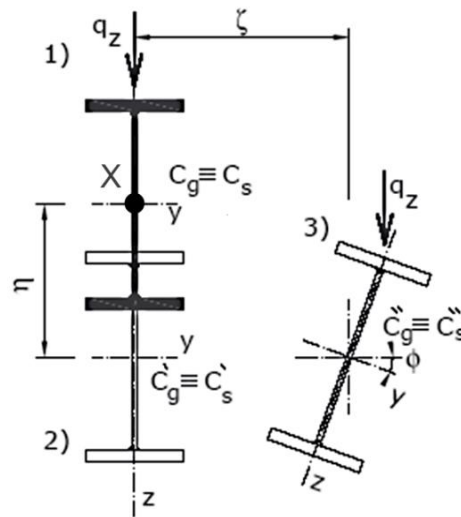
Alternativním řešením problematiky klopení pomocí metody EUGLI imperfekcí se zabývali např. A. Aguero a kol. [1]. Teoretický základ metody EUGLI byl publikován v [4], [13] a [19].

Významným přínosem pro rozvoj navrhování tenkostěnných ocelových konstrukcí se zohledněním pokritického chování štíhlých stěn a s ohledem na problémy týkající se únavy ocelových nosníků s „dýchajícími“ stěnami jsou práce M. Škalouda [45], [46], [47] a [48].

2.2 TEORIE STABILITY OHYBU V PRUŽNÉM OBORU

Výchozími rovnicemi teoretické analýzy štíhlých tenkostěnných prutů jsou diferenciální rovnice rovnováhy přetvořeného elementu prutu.

V případě obecného zatížení a tvaru průřezu se tenkostěnný přímý prut prostorově přetvoří, tj. vzniknou tři složky posunutí průřezu v jeho rovině - posun $\xi(x)$ ve směru souřadnicové osy Y, posun $\eta(x)$ ve směru souřadnicové osy Z a pootočení $\varphi(x)$ kolem osy ohybu - a dále posunutí $u(x,y,z)$ bodů střednice průřezu ve směru podélné osy prutu X (deplanace). Jednotlivé složky přetvoření jsou zobrazeny na Obr. 2.1 [25].



Obr. 2.1 Značení složek přetvoření při ztrátě stability při ohybu

Dle Vlasovovy teorie tenkostěnných prutů [53] (podmínky rovnováhy pro přetvořený element - teorie 2. řádu štíhlých prutů) je působení tenkostěnného prutu otevřeného průřezu popsáno následujícími rovnicemi (s příslušnými okrajovými podmínkami) [7]:

$$E \cdot I_z \cdot \xi^{IV} + [N \cdot (\xi' + a_z \cdot \varphi')] + (M_y \cdot \varphi)'' = q_y(x) \quad (2.1)$$

$$E \cdot I_y \cdot \eta^{IV} + [N \cdot (\eta' + a_y \cdot \varphi')] + (M_z \cdot \varphi)'' = q_z(x) \quad (2.2)$$

$$E \cdot I_\omega \cdot \varphi^{IV} - G \cdot I_t \cdot \varphi'' + [i_a^2 \cdot N - 2 \cdot b_z \cdot M_y + 2 \cdot b_y \cdot M_z - 2 \cdot b_\omega \cdot B \cdot \varphi'] + \\ + a_z \cdot (N \cdot \xi')' - a_y \cdot (N \cdot \eta')' - M_z'' \cdot \eta + M_z \cdot \eta'' - M_y'' \cdot \xi + M_y \cdot \xi'' + \\ + q_y [\eta + (e_y - a_y) \cdot \varphi] - q_z [\xi + (e_z - a_z) \cdot \varphi] = m(x) \quad (2.3)$$

kde značí

$$i_a^2 = a_y^2 + a_z^2 + i_y^2 + i_z^2 \quad (2.4) \quad U_y = \int z \cdot (y^2 + z^2) dA \quad (2.5)$$

$$b_y = \frac{U_z}{2 \cdot I_z} - a_y \quad (2.6) \quad U_z = \int y \cdot (y^2 + z^2) dA \quad (2.7)$$

$$b_z = \frac{U_y}{2 \cdot I_y} - a_z \quad (2.8) \quad U_\omega = \int \omega \cdot (y^2 + z^2) dA \quad (2.9)$$

$$b_\omega = \frac{U_\omega}{2 \cdot I_\omega} \quad (2.10)$$

V souladu s pojetím Vlasova je uvažován problém stability ideálního tenkostěnného prutu otevřeného průřezu, který je příčně zatížen. Zatížení prochází středem smyku C_s a působí v rovině, případně rovnoběžně s rovinou větší tuhosti průřezu. V prvotním rovnovážném stavu, tj. při zatížení menším než je kritické, se ideální nosník pouze ohýbá a jeho plné únosnosti (s ohledem na pevnost základního materiálu) lze dosáhnout jen tehdy, je-li zabezpečen proti

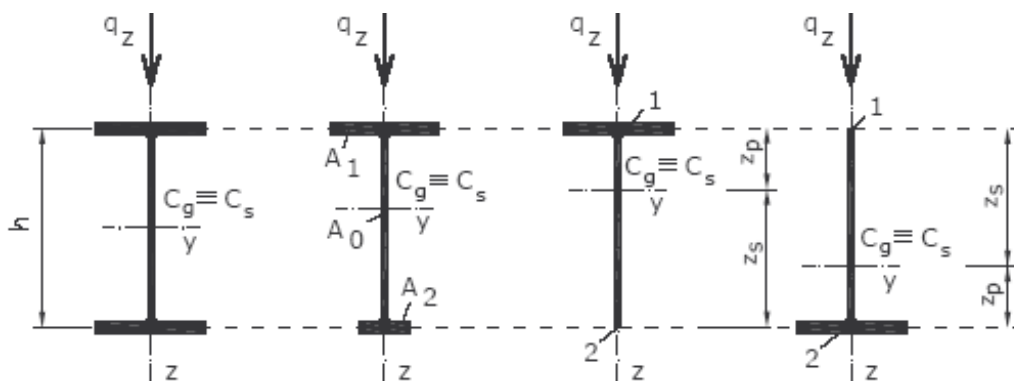
sklopení. Pokud tomu tak není, dojde v určitém stadiu namáhání ideálního tenkostěnného prutu k rozvětvení (bifurkaci) rovnováhy, nosník ztratí stabilitu a prostorově se přetvoří - vybočí z roviny prvotního ohybu a přitom se zkroutí.

Velikost kritického zatížení lze v závislosti na uložení nosníku, způsobu jeho zatížení a tvaru průřezu stanovit řešením příslušných diferenciálních rovnic stability, jež lze odvodit z výchozího systému rovnic (2.1)(2.2)(2.3).

Obecné řešení problému stability ohybu se pro téměř všechny případy v praxi používaných ocelových nosníků dělí na dvě základní úlohy v závislosti na typu průřezu příčně zatíženého prutu.

2.2.1 Řešení pro průřezy 1. kategorie

Průřezy 1. kategorie jsou průřezy alespoň jednoose symetrické, zatížené v rovině symetrie. Do této kategorie spadají např. průřezy tvaru I, T (viz Obr. 2.2 [25])



Obr. 2.2 Příklady průřezů 1. kategorie

2.2.1.1 Teorie klopení pro průřezy 1. kategorie

Diferenciální rovnice stability pro tento typ průřezu při zanedbání vlivu počátečního přetvoření ξ , φ v okamžiku rozdělení rovnováhy mají tvar [7]:

$$E \cdot I_z \cdot \xi^{IV} + (M_y \cdot \varphi)'' = 0 \quad (2.11)$$

$$E \cdot I_\omega \cdot \varphi^{IV} - G \cdot I_t \cdot \varphi'' - 2 \cdot b_z \cdot (M_y \cdot \varphi)' + M_y \cdot \xi'' + q_z(e_z - a_z) \cdot \varphi = 0 \quad (2.12)$$

K těmto dvěma diferenciálními rovnicím přísluší okrajové podmínky, které závisí na podepření nosníku. Při oboustranném kloubovém uložení mají tvar:

$$\xi(0) = \xi(L) = \xi(0)'' = \xi(L)'' = 0 \quad (2.13)$$

$$\varphi(0) = \varphi(L) = \varphi(0)'' = \varphi(L)'' = 0 \quad (2.14)$$

Řešení rovnic stability pro průřezy jednoose symetrické, zatížené v rovině symetrie, vede při použití Galerkinovy metody ke tvaru:

$$M_{cr} = \kappa_1 \cdot \left[\pm (\kappa_3 \cdot b_z + e_{za}) \cdot N_{cr,z} + \sqrt{(\kappa_3 \cdot b_z + e_{za})^2 + N_{cr,z}^2 + \kappa_2 \cdot i_a^2 \cdot N_{cr,z} \cdot N_{cr,T}} \right] \quad (2.15)$$

Kritické síly jsou pro ztrátu stability vybočením kolmo k ose z

$$N_{cr,z} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_z}{L_{cr,z}^2} \quad (2.16)$$

a pro ztrátu stability zkroucením kolem osy x

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_a^2} \cdot \left(\frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_\omega}{L_{cr,T}^2} + G \cdot I_t \right) \quad (2.17)$$

Znaménko \pm ve vztahu pro M_{cr} se vztahuje ke směru působení zatížení. Kladné znaménko dává kladný kritický moment, který vyvozuje v horních vláknech průřezu tlak a v dolních tah. Záporné znaménko dává záporný kritický moment, který vyvozuje v horních vláknech tah a v dolních tlak. Součinitele κ_1 , κ_2 , κ_3 a vzpěrné délky $L_{cr,z}$, $L_{cr,T}$ pro výpočet kritických sil $N_{cr,z}$, $N_{cr,T}$ jsou uvedeny v Tab. 2.1 [6]. V této tabulce značí K kloubové uložení, V vetknutí konce prutu.

Kritický moment je vyjádřen v případě vetknutého nosníku ve vetknutí, v ostatních případech uprostřed rozpětí nosníku.

Tab. 2.1 Součinitele κ_1 , κ_2 , κ_3

Schéma zatížení	Uložení			k_z	k_ω	κ_1	κ_2	κ_3
	Ohyb v rovině		Kroucení					
	zx	yx						
	K	K	K	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
	K	K	V	1,00	0,50	1,33	0,75	1,00
	K	V	V	0,50	0,50	1,00	1,00	1,00
	K	K	K	1,00	1,00	0,53	4,68	1,15
	K	K	V	1,00	0,50	0,52	6,33	2,36
	K	V	V	0,50	0,50	0,29	11,29	2,36
	V	V	V	0,50	0,50	1,61	1,36	0,17
	K	K	K	1,00	1,00	0,76	3,26	0,73
	K	K	V	1,00	0,50	0,87	2,83	1,23
	K	V	V	0,50	0,50	0,50	4,99	1,23
	V	V	V	0,50	0,50	1,23	1,00	0,00

Kritická štíhlost prutu při ztrátě stability ohybem je dána vztahem:

$$\lambda = \pi \cdot \sqrt{\frac{E}{\sigma_{cr}}}, \quad (2.18)$$

kde σ_{cr} je kritické napětí prutu při ohybu, stanovené pružnostním výpočtem pro prut bez imperfekcí.

2.2.1.2 Úprava řešení problému klopení pro průřezy 1. kategorie dle dokumentu ČSN 73 1401 (1998) – Příloha G

Kritickou štíhlost λ prutu jednoose symetrického, zatíženého v rovině symetrie, lze vypočítat z výrazu:

$$\lambda = \gamma \frac{\kappa_M \cdot L_z}{i_{z1}}, \quad (2.19)$$

kde L_z je vzdálenost bodů tlačného pásu, zajištěných proti vybočení z roviny ohybu,

κ_M je součinitel vzpěrné délky při klopení podle Tab. 2.2 [76],

i_{z1} je poloměr setrvačnosti tlačného pásu, který se vypočte z výrazu

$$i_{z1} = \sqrt{\frac{I_z}{I_y} \cdot z_1 \cdot a_i}, \quad (2.20)$$

kde z_1 je vzdálenost těžiště tlačné pásnice od těžiště průřezu,

a_i je větší ze vzdáleností a_1, a_2 podle Obr. 2.3 [25],

γ je součinitel štíhlosti při ztrátě stability prutu při ohybu:

$$\gamma = \frac{1}{\sqrt{\kappa \cdot \frac{a_c + e_{za}}{a_i} + \sqrt{\left(\kappa \cdot \frac{a_c + e_{za}}{a_i}\right)^2 + \left(\frac{C}{a_i}\right)^2}}}, \quad (2.21)$$

kde a_c je vzdálenost těžiště stojiny C_w od středu smyku C_s (Obr. 2.3 [25]), která je kladná, je-li tlačén silnější pás,

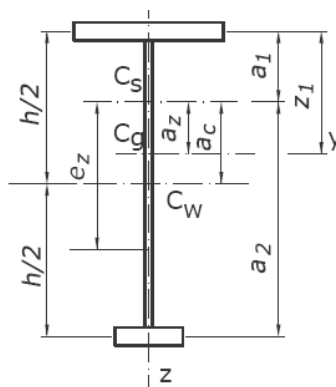
e_{za} je vzdálenost působíště zatížení od středu smyku C_s (Obr. 2.3 [25]), která je kladná, působí-li zatížení na tažené straně. Při působení pouze koncových momentů je $e_z = 0$,

$\kappa = 1$ pro prut namáhaný jen koncovými momenty,

$\kappa = 0,5$ pro prut příčně zatížený,

$$C = \frac{h}{2} \sqrt{\frac{I_w}{I_z} \left(\frac{2}{h}\right)^2 \left(\frac{I_z}{I_w}\right)^2 + \left(\frac{2 \cdot \alpha_t}{\pi}\right)^2}, \quad (2.22)$$

$$\alpha_t = 0,62 \cdot \frac{L_z}{h} \cdot \sqrt{\frac{I_t}{I_w}} \text{ je kroucení.} \quad (2.23)$$



Obr. 2.3 Jednoose symetrický průřez zatížený v rovině symetrie

Tab. 2.2 Součinitele vzpěrné délky κ_M

Nosník					
Tvar momentové plochy					
κ_M	1,00	0,94	0,86	Podle (G.8)	
Konzola (s volným koncem bez zajištění proti vybočení z roviny)					
Tvar momentové plochy					
κ_M	1,00	0,86	0,60		

Pro pruty s průřezy tvaru I ($\psi = 0$) a tvar T ($\psi = 1$) lze součinitel γ určit z Tab. 2.3 [76]. Pro mezilehlé průřezy je možné interpolovat podle vzorce:

$$\gamma = \gamma_0 + \psi \cdot (\gamma_1 - \gamma_0), \quad (2.24)$$

kde γ_0, γ_1 jsou hodnoty z Tab. 2.3 pro $\psi = 0$, popř. $\psi = 1$,

$$\psi = \frac{I_1 - I_2}{I_1 + I_2} \text{ je parametr nesymetrie průřezu,} \quad (2.25)$$

I_1, I_2 jsou momenty setrvačnosti tlačného a taženého pásu k ose z.

Tab. 2.3 Součinitele štíhlosti γ při ztrátě stability při ohybu

ψ	Zatížení	α_t Uložení konců	α_t								
			0	1	2	3	4	6	10	15	
1		KK	1,14	1,24	1,03	0,90	0,80	0,68	0,54	0,45	$\sqrt{\frac{\pi}{\alpha_t}}$
		KV									
		KK	1,00	0,96	0,87	0,80	0,73	0,64	0,52	0,43	
		KV									
		KK	0,82	0,80	0,76	0,71	0,67	0,60	0,50	0,42	
		KV									
0		KK	1,27	1,13	0,91	0,76	0,66	0,54	0,41	0,33	$\sqrt{\frac{\pi}{2\alpha_t}}$
		KV	0,80	0,78	0,72	0,66	0,60	0,51	0,40	0,33	
		KK	1,00	0,92	0,79	0,68	0,60	0,50	0,39	0,32	
		KV	0,71	0,69	0,65	0,60	0,56	0,48	0,39	0,32	
		KK	0,79	0,75	0,68	0,61	0,55	0,47	0,38	0,31	
		KV	0,62	0,61	0,58	0,55	0,51	0,45	0,37	0,31	
-1		KK	∞	3,93	2,07	1,47	1,17	0,88	0,63	0,49	$\sqrt{\frac{\pi}{\alpha_t}}$
		KV									
		KK	∞	3,28	1,80	1,32	1,07	0,82	0,61	0,48	
		KV									
		KK	∞	2,54	1,52	1,16	0,98	0,77	0,58	0,47	
		KV									

KK značí kloubové uložení pro vybočení i zkroucení
KV značí kloubové uložení pro vybočení a větknutí pro zkroucení

Pro průřezy \perp ($\psi = -1$) lze hodnotu γ_{-1} vypočítat ze vztahu:

$$\gamma_{-1} = \frac{\pi}{\gamma_1 \cdot \alpha_t} \quad (2.26)$$

Pro $0 > \psi > -1$ je možné interpolovat podle vzorce:

$$\gamma = \gamma_0 + \psi \cdot (\gamma_0 - \gamma_{-1}), \quad (2.27)$$

ale jen pokud $\alpha_t \geq 2$. Je-li $\alpha_t < 2$, je potřebné počítat podle dříve uvedeného vztahu (2.21).

Je-li konstrukčním opatřením vnucena nosníku při ztrátě stability jiná osa, než osa spojující středy smyku, je nutné výpočet kritické štíhlosti λ přiměřeně upravit. Mají-li prosté nosníky průřezu I nebo T vnucenou osu otáčení na spodním okraji taženého pásu, lze použít vztah:

$$\lambda = \gamma_v \cdot \frac{\kappa_M \cdot L_z}{i_{z1}}, \quad (2.28)$$

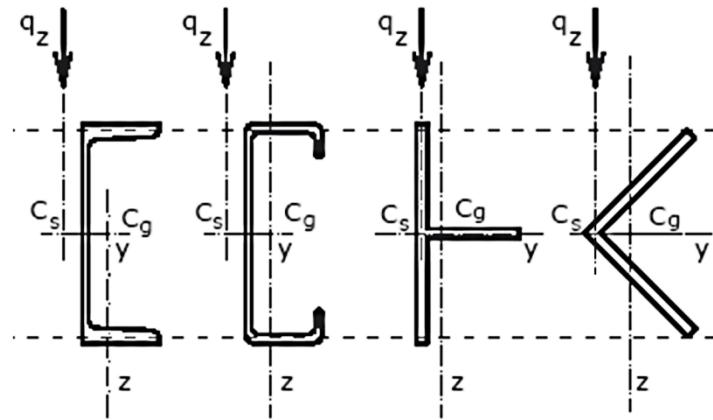
kde γ_v se určí podle Tab. 2.4 [76].

Tab. 2.4 Součinitele štíhlosti γ_v při ztrátě stability při ohybu s vnucenou osou otáčení

ψ	Zatížení	α_t	0	1	2	3	4	6	10	15	≥ 18
		Uložení konců									
1		KK	1,41	1,24	1,03	0,90	0,80	0,68	0,54	0,45	$\sqrt{\frac{\pi}{\alpha_t}}$
		KV									
		KK	1,00	0,96	0,87	0,80	0,73	0,64	0,52	0,43	
		KV									
		KK	0,82	0,80	0,76	0,71	0,67	0,60	0,50	0,42	
		KV									
0		KK	1,27	1,13	0,91	0,76	0,66	0,54	0,41	0,33	$\sqrt{\frac{\pi}{2\alpha_t}}$
		KV	0,80	0,78	0,72	0,66	0,60	0,51	0,40	0,33	
		KK	1,00	0,92	0,79	0,68	0,60	0,50	0,39	0,32	
		KV	0,71	0,69	0,65	0,60	0,56	0,48	0,39	0,32	
		KK	0,79	0,75	0,68	0,61	0,55	0,47	0,38	0,31	
		KV	0,62	0,61	0,58	0,55	0,51	0,45	0,37	0,31	
-1		KK	∞	3,93	2,07	1,47	1,17	0,88	0,63	0,49	$\sqrt{\frac{\pi}{\alpha_t}}$
		KV									
		KK	∞	3,28	1,80	1,32	1,07	0,82	0,61	0,48	
		KV									
		KK	∞	2,54	1,52	1,16	0,98	0,77	0,58	0,47	
		KV									
KK značí kloubové uložení pro vybočení i zkroucení KV značí kloubové uložení pro vybočení a vetknutí pro zkroucení											

2.2.2 Řešení pro průřezy 2. kategorie

Průřezy 2. kategorie jsou průřezy alespoň jednoose symetrické, zatížené kolmo k rovině souměrnosti. Příklady průřezů patřících do 2. kategorie jsou uvedeny na Obr. 2.4 [25].



Obr. 2.4 Příklady průřezů 2. kategorie

2.2.2.1 Teorie klopení pro průřezy 2. kategorie

Řešení úlohy stability ohybu uvedeného typu zpracoval J. Melcher [25] nejdříve pro nosník s průřezem U a následně zobecnil pro obecný typ průřezů 2. kategorie. Diferenciální rovnice stability pro tento typ průřezu při zanedbání vlivu počátečního přetvoření ξ , φ v okamžiku rozdělení rovnováhy mají tvar:

$$E \cdot I_z \cdot \xi^{IV} + (M_{y_0} \cdot \varphi)'' = q_z \quad (2.29)$$

$$E \cdot I_\omega \cdot \varphi^{IV} - G \cdot I_t \cdot \varphi'' + M_{y_0} \cdot \xi'' + q_z \cdot e_z \cdot \varphi = 0 \quad (2.30)$$

K těmto dvěma diferenciálními rovnicím přísluší okrajové podmínky, které závisí na podepření nosníku. Při oboustranném kloubovém uložení mají tvar:

$$\xi(0) = \xi(L) = \xi(0)'' = \xi(L)'' = 0 \quad (2.31)$$

$$\varphi(0) = \varphi(L) = \varphi(0)'' = \varphi(L)'' = 0 \quad (2.32)$$

Řešení rovnic stability pro průřezy jednoose symetrické, zatížené kolmo k ose symetrie, vede při použití Galerkinovy metody ke tvaru:

$$M_{cr} = \kappa_1 \cdot \left[\pm e_{za} \cdot N_{cr,z} + \sqrt{e_{za}^2 \cdot N_{cr,z}^2 + \kappa_2 \cdot i_a^2 \cdot N_{cr,z} \cdot N_{cr,T}} \right] \quad (2.33)$$

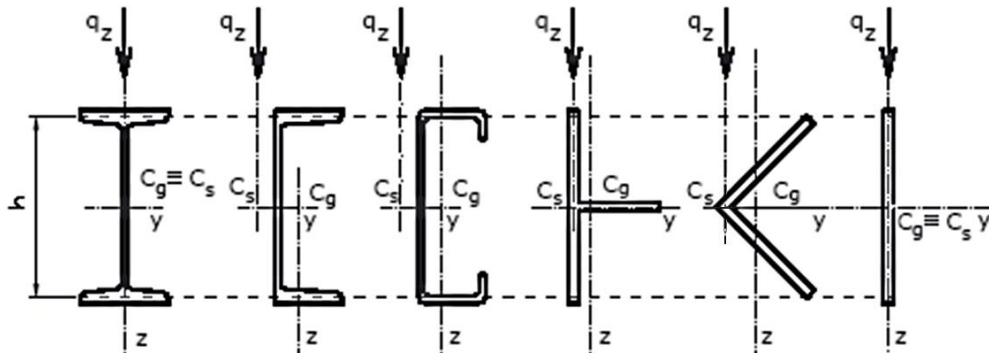
platí-li opět označení podle (2.15) a hodnoty součinitelů κ_1 , κ_2 pro základní typy zatížení podle Tab. 2.1 [6].

2.2.2.2 Úprava řešení problému klopení pro průřezy 2. kategorie dle dokumentu ČSN 73 1401 (1998) – Příloha G

Kritická štíhlost prutu s průřezem jednoose souměrným podle Obr. 2.5 [25], zatíženým kolmo k ose symetrie y-y, je dána vztahem:

$$\lambda = \gamma \frac{2 \cdot L_z}{h} \sqrt{\frac{I_y}{I_z}}, \quad (2.34)$$

kde L_z je vzdálenost bodů tlaceniho pásu, zajištěných proti vybočení z roviny ohybu,
 h je teoretická výška prutu.



Obr. 2.5 Průřezy prutů při ztrátě stability při ohybu

Součinitel vlivu uložení, zatížení a tuhosti prutu γ se určí:

$$\gamma = \frac{1}{\sqrt{\kappa_1 \cdot \left[\frac{2 \cdot e_{za}}{h} + \sqrt{\left(\frac{2 \cdot e_{za}}{h} \right)^2 + \kappa_2 \cdot d_{zw}} \right]}}, \quad (2.35)$$

kde e_z je souřadnice působíště příčného zatížení, měřená od středu smyky C_s , která je kladná, když zatížení působí na tažené straně, a naopak. Při působení momentů je $e_z = 0$.

$$d_{z\omega} = \delta^2 \cdot \left(\frac{I_z}{I_\omega} \right)^2 + \left(\frac{2 \cdot \alpha_t}{\pi} \right)^2 \text{ je parament tuhosti průřezu při ztrátě stability,} \quad (2.36)$$

α_t je parametr kroucení definovaný v rovnici (2.23),

$$\delta = \frac{2}{h} \sqrt{\frac{I_\omega}{I_z}} \text{ je parament deplanace.} \quad (2.37)$$

Součinitele κ_1 , κ_2 jsou pro základní typy zatížení a příslušné vzpěrné délky v ohybu ($L_z = \kappa_z \cdot L$) a kroucení ($L_\omega = \kappa_\omega \cdot L$) uvedeny v Tab. 2.1 [6].

Pro výpočet kritické štíhlosti λ vetknuté konzoly dvouose symetrického průřezu, která není zajištěna na volném konci proti posunu z roviny zx , se použije součinitel γ podle Tab. 2.5 [76], a to v závislosti na parametru kroucení α_t . Vzpěrná délka konzoly se bere jako dvojnásobek jejího vyložení ($L_z = 2 \cdot L$).

Kritickou štíhlost prutového úseku o volné délce b , s lineárním průběhem ohybového momentu a s prostým podepřením pro ohyb i kroucení v koncových průřezích úseku, lze určit podle přibližného vzorce:

$$\lambda_b = \lambda \cdot \kappa_M, \quad (2.38)$$

kde λ je kritická štíhlost prutu volné délky $L_z = b$ při působení konstantního ohybového momentu,

$$\kappa_M = \max \left(\frac{1}{\sqrt{1,88 - 1,4 \cdot \psi + 0,52 \cdot \psi^2}}; 0,61 \right), \quad (2.39)$$

ψ je poměr koncových momentů podle Tab. 2.2 [76].

Tab. 2.5 Součinitel γ pro konzolu

Zatížení		Moment po celé délce	Rovnoměrné zatížení			Osamělé břemeno		
			na taženém pásu	v neutrálné ose	na tlačném pásu	na taženém pásu	v neutrálné ose	na tlačném pásu
α_t	0	0,84	0,64	0,31	0,19	0,92	0,45	0,29
	0,5	0,82	0,62	0,30	0,19	0,88	0,42	0,29
	1	0,78	0,55	0,28	0,19	0,78	0,40	0,29
	1,5	0,72	0,49	0,26	0,19	0,68	0,38	0,29
	2	0,68	0,43	0,25	0,19	0,59	0,36	0,28
	3	0,59	0,36	0,23	0,19	0,47	0,32	0,27
	4	0,54	0,30	0,22	0,18	0,40	0,30	0,26
	5	0,51	0,27	0,21	0,18	0,35	0,28	0,26
	6	0,48	0,25	0,20	0,18	0,31	0,26	0,25
	8	0,43	0,21	0,18	0,17	0,27	0,24	0,23
	10	0,39	0,19	0,17	0,16	0,24	0,22	0,21
	15	0,32	0,16	0,15	0,15	0,20	0,20	0,19

2.2.3 Úprava řešení problému klopení ve smyslu ČSN EN 1993-1-1

Postup výpočtu pružného kritického momentu dle normy ČSN EN 1993-1-1 (Národní příloha NB. 3) [78] je shodný pro průřezy 1. i 2. kategorie. Průřez tedy musí být alespoň jednoose symetrický k hlavní ose y-y, resp. z-z, a zatížení musí procházet středem smyku C_s .

Pružný kritický moment M_{cr} pro ohyb k ose y-y se vypočte ze vztahu:

$$M_{cr} = \mu_{cr} \cdot \frac{\pi \cdot \sqrt{E \cdot I_z \cdot G \cdot I_t}}{L}, \quad (2.40)$$

kde μ_{cr} je bezrozměrný kritický moment definovaný jako:

$$\mu_{cr} = \frac{C_1}{k_z} \cdot \left[\sqrt{1 + \kappa_{\omega}^2 + (C_2 \cdot \zeta_g - C_3 \cdot \zeta_j)^2} - (C_2 \cdot \zeta_g - C_3 \cdot \zeta_j) \right], \quad (2.41)$$

$$\text{kde } \kappa_{\omega} = \frac{\pi}{k_{\omega} \cdot L} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I_{\omega}}{G \cdot I_t}} \text{ je bezrozměrný parament kroucení,} \quad (2.42)$$

$$\zeta_g = \frac{\pi \cdot z_g}{k_z \cdot L} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I_z}{G \cdot I_t}} \text{ je bezrozměrný parament působíště zatížení vůči } C_s, \quad (2.43)$$

$$\zeta_j = \frac{\pi \cdot z_j}{k_z \cdot L} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I_z}{G \cdot I_t}} \text{ je bezrozměrný paramet nesymetrie průřezu,} \quad (2.44)$$

příčemž:

C_1, C_2, C_3 jsou součinitele závislé na zatížení a podmínkách uložení konců a jsou uvedeny v Tab. 2.7 a Tab. 2.6 [78],

L je délka nosníku mezi body zajištěnými proti posunu kolmo z roviny,

k_z je součinitel vzpěrné délky popisující okrajové podmínky uložení v ohybu,

k_ω je součinitel vzpěrné délky popisující okrajové podmínky uložení v kroucení

(k_z, k_ω mají hodnotu 0,5 pro oboustranné vetknutí; 0,7 pro vetknutí na jednom konci a 1,0 pro oboustranné kloubové podepření),

$$z_g = z_a - z_s, \quad (2.45)$$

$$z_j = z_s - \frac{0,5}{I_y} \cdot \int_A (y^2 + z^2) \cdot z \, dA, \quad (2.46)$$

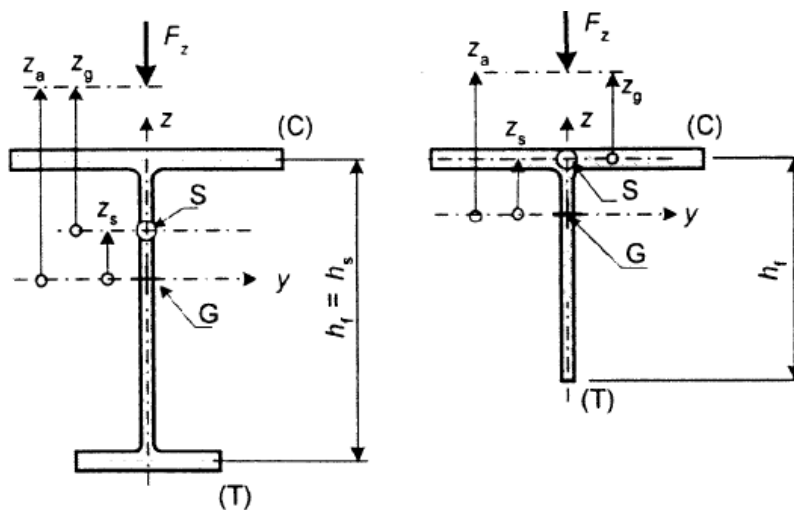
kde z_a jsou souřadnice působíště zatížení vzhledem k těžišti průřezu,

z_s jsou souřadnice středu smyku vzhledem k těžišti průřezu,

z_g jsou souřadnice působíště zatížení vzhledem ke středu smyku.

Znaménková konvence pro souřadnice z_a, z_s, z_g je uvedena na Obr. 2.6 [78].

Pro průřezy symetrické k ose y-y je $z_j = 0$.



(C) tlačená vlákna, (T) tažená vlákna, S – střed smyku, G – těžiště

Obr. 2.6 Význam veličin a znaménková konvence při působení zatížení F_z

Poměrná štíhlost se vypočte ze vztahu:







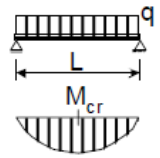
























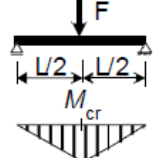






























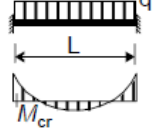


















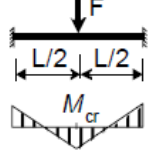


















$$\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{\frac{W_y \cdot f_y}{M_{cr}}}. \quad (2.47)$$

Tab. 2.6 Hodnoty součinitelů C_1 a C_3 při zatížení prutu koncovými momentySoučinitel uložení konců prutu v rovině ohybu $k_y = 1,0$, v kroucení $k_w = 1,0$

Tvar momentového obrazce Poměr koncových momentů ψ	k_z ²⁾	Hodnoty součinitelů					
		C_1 ¹⁾		C_3			
		$C_{1,0}$	$C_{1,1}$	$\psi_f = -1$ 	$-0,9 \leq \psi_f \leq 0$ 	$0 \leq \psi_f \leq 0,9$ 	$\psi_f = 1$
	1,0	1,00	1,00	1,00			
	0,7L	1,02	1,10	1,02		1,00	
	0,7R	1,02	1,10	1,02		1,00	
	0,5	1,00	1,13	1,02			
	1,0	1,14	1,14	1,00			
	0,7L	1,21	1,31	1,05		1,00	
	0,7R	1,11	1,20	1,00			
	0,5	1,14	1,29	1,02			
	1,0	1,31	1,32	1,15	1,00		
	0,7L	1,48	1,62	1,16		1,00	
	0,7R	1,21	1,32	1,00			
	0,5	1,31	1,48	1,15	1,00		
	1,0	1,52	1,55	1,29	1,00		
	0,7L	1,85	2,06	1,60	1,26	1,00	
	0,7R	1,33	1,47	1,00			
	0,5	1,52	1,73	1,35	1,00		
	1,0	1,77	1,85	1,47	1,00		
	0,7L	2,33	2,68	2,00	1,42	1,00	
	0,7R	1,45	1,59	1,00			
	0,5	1,75	2,03	1,50	1,00		
	1,0	2,05	2,21	1,65	1,00	0,85	
	0,7L	2,83	3,32	2,40	1,55	0,85	-0,30
	0,7R	1,58	1,75	1,38	0,85	0,70	0,20
	0,5	2,00	2,34	1,75	1,00	0,65	-0,25
	1,0	2,33	2,59	1,85	1,00	$1,3 - 1,2 \psi_f$	-0,70
	0,7L	3,08	3,40	2,70	1,45	$1,0 - 1,2 \psi_f$	-1,15
	0,7R	1,71	1,90	1,45	0,78	$0,9 - 0,75 \psi_f$	-0,53
	0,5	2,23	2,58	2,00	0,95	$0,75 - \psi_f$	-0,85
	1,0	2,55	2,85	2,00	1,00	$0,55 - \psi_f$	-1,45
	0,7L	2,59	2,77	2,00	0,85	$0,23 - 0,9 \psi_f$	-1,55
	0,7R	1,83	2,03	1,55	0,70	$0,68 - \psi_f$	-1,07
	0,5	2,35	2,61	2,00	0,85	$0,35 - \psi_f$	-1,45
	1,0	2,56	2,73	2,00	ψ_f		-2,00
	0,7L	1,92	2,10	1,55	0,38	-0,58	-1,55
	0,7R	1,92	2,10	1,55	0,58	-0,38	-1,55
	0,5	2,22	2,39	1,88	$0,125 - 0,7 \psi_f$	$-0,125 - 0,7 \psi_f$	-1,88

POZNÁMKY:
¹⁾ $C_1 = C_{1,0} + (C_{1,1} - C_{1,0}) \kappa_{wt} \leq C_{1,1}$, ($C_1 = C_{1,0}$ pro $\kappa_{wt} = 0$, $C_1 = C_{1,1}$ pro $\kappa_{wt} \geq 1$).
²⁾ 0,7 L = vetknutý levý konec, 0,7 R = vetknutý pravý konec.

Tab. 2.7 Hodnoty součinitelů C_1, C_2 a C_3 pro různé případy příčného zatížení

Zatížení a podmínky podepření	Součinitele vzpěrné délky			Hodnoty součinitelů							
	k_y	k_z	k_w	C_1 ¹⁾		C_2			C_3		
				$C_{1,0}$	$C_{1,1}$						
	1	1	1	1,13	1,13						
	1	1	0,5	1,13	1,23						
	1	0,5	1	0,95	1,00						
	1	0,5	0,5	0,95	0,97						
	1	1	1	1,35	1,36						
	1	1	0,5	1,35	1,45						
	1	0,5	1	1,03	1,09						
	1	0,5	0,5	1,03	1,07						
											
	0,5	1	1	2,58	2,61						
	0,5	0,5	1	1,49	1,52						
	0,5	0,5	0,5	1,49	1,75						
	0,5	1	1	1,68	1,73						
	0,5	0,5	1	0,94	0,96						
	0,5	0,5	0,5	0,94	1,06						

POZNÁMKY:

- $C_1 = C_{1,0} + (C_{1,1} - C_{1,0}) \kappa_{wt} \leq C_{1,1}$, ($C_1 = C_{1,0}$ pro $\kappa_{wt} = 0$, $C_1 = C_{1,1}$ pro $\kappa_{wt} \geq 1$).
- Parametr ψ_f se vztahuje ke středu rozpětí.
- Hodnoty kritického momentu M_{cr} se vztahují k průřezu, kde působí M_{max} .

2.3 VZPĚRNÁ ÚNOSNOST SKUTEČNÉHO NOSNÍKU

V kapitole 2.2 bylo popsáno řešení problematiky klopení z hlediska principů teorie stability ohybu v pružném oboru s uvážením vlivu tvaru průřezu, typu zatížení a způsobu podepření.

Chování skutečného nosníku je oproti chování ideálního nosníku ovlivněno počátečními odchylkami. Mezi ty nejvýznamnější patří počáteční zakřivení osy nosníku v rovině kolmé k rovině ohybu a počáteční pootočení mezipodporových průřezů. Vlivem těchto imperfekcí narůstá od počátku postupně s nárůstem zatížení i odpovídající přetvoření charakterizované vybočením nosníku z roviny prvotního ohybu a jeho zkroucením. Místo řešení problému stability v ohybu je třeba analyzovat příslušný problém vzpěrné pevnosti při ohybu a kroucení. Obdobné pojetí odpovídá též působení nosníků bez geometrických odchylek, avšak s excentricitou příčného zatížení k rovině prvotního ohybu [25].

2.3.1 Nosník počátečně přetvořený z roviny prvotního ohybu

Úlohu vzpěrné pevnosti nosníku s počátečním vybočením z roviny ohybu a počátečním pootočením mezipodporových průřezů lze řešit v uzavřeném tvaru pouze pro nejjednodušší případ konstantního průběhu ohybového momentu [6], [25]. Výsledky tohoto dílčího řešení však dávají velmi přehlednou a zobecnitelnou představu o vztahu ideálního a skutečného nosníku z hlediska definování hladiny návrhové (normativní) vzpěrné únosnosti reálného konstrukčního dílce při ohybu.

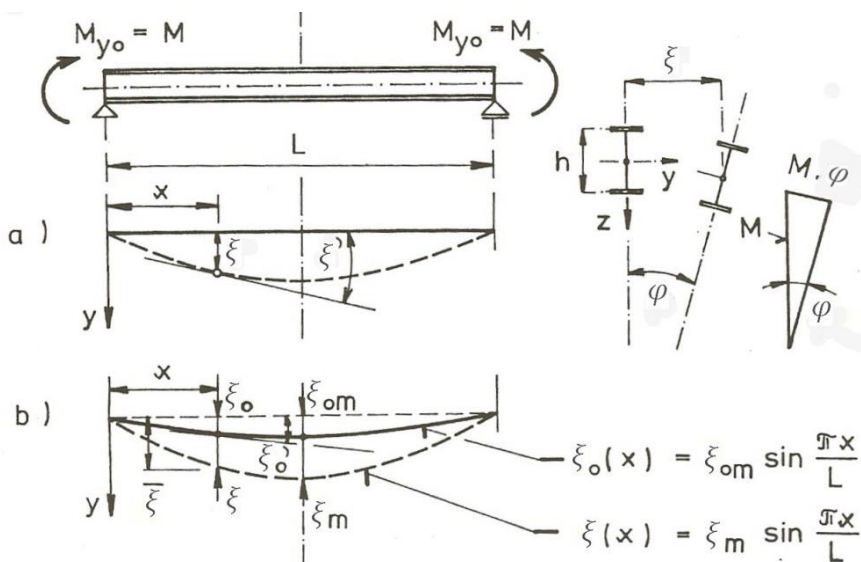
Rovnice stability počátečně ideálně přímého nosníku je možné ve smyslu klasického Eulerova pojetí odvodit na základě rozboru rovnováhy nového (blízkého) rovnovážného stavu, který při působení kritického zatížení existuje souběžně s prvotním rovnovážným stavem před sklopením nosníku.

Pro nosník s uspořádáním a označením podle Obr. 2.7 [25] mají tedy příslušné rovnice stability tvar:

$$E \cdot I_z \cdot \xi'' + M \cdot \varphi = 0 \quad (2.48)$$

$$E \cdot I_\omega \cdot \varphi''' - G \cdot I_t \cdot \varphi' - M \cdot \xi' = 0 \quad (2.49)$$

příčemž první z rovnic vyjadřuje podmínku rovnováhy vnitřních a vnějších sil nosníku vychýleného z roviny prvotního ohybu při působení destabilizující ohybové složky momentu $M \cdot \varphi$ a druhá z rovnic vyjadřuje podmínku rovnováhy vnitřních sil a destabilizující složky momentu $M \cdot \xi'$ při kroucení vychýleného nosníku (viz Obr. 2.7a).



Obr. 2.7 Počáteční geometrické odchylky nosníku

Počáteční geometrické odchylky jsou uvažovány ve tvaru odpovídajícím vybočení ideálního nosníku, a to počáteční průhyb z roviny prvotního ohybu (viz Obr. 2.7b) podle výrazu:

$$\xi_0 = \xi_{0m} \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (2.50)$$

a počáteční pootočení obdobně podle výrazu:

$$\varphi_0 = \varphi_{0m} \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (2.51)$$

kde ξ_{0m}, φ_{0m} jsou amplitudy počátečního průhybu, resp. pootočení uprostřed rozpětí nosníku.

Modifikované rovnice rovnováhy při ohybu a kroucení s uvážením doplňkových složek ohybového momentu $M \cdot \varphi_0$ a kroučícího momentu $M \cdot \xi'_0$ mají tvar:

$$E \cdot I_z \cdot \xi'' + M \cdot (\varphi + \varphi_0) = 0 \quad (2.52)$$

$$E \cdot I_\omega \cdot \varphi''' - G \cdot I_t \cdot \varphi' - M \cdot (\xi' + \xi'_0) = 0 \quad (2.53)$$

Složky přetvoření v rovnicích vyhovující okrajovým podmínkám nosníku prostě podepřeného v ohybu i kroucení volíme ve tvaru (viz Obr. 2.7b):

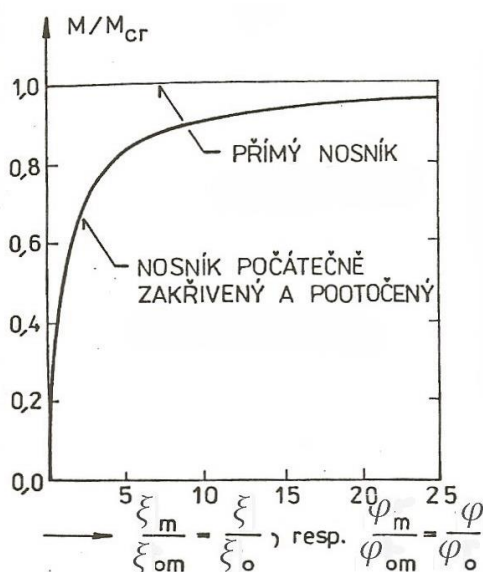
$$\xi(x) = \xi_m \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (2.54)$$

$$\varphi(x) = \varphi_m \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (2.55)$$

Vyřešením rovnic (2.52)(2.53) a použitím složek posunutí (2.54)(2.55) dostáváme výraz:

$$\frac{\xi_m}{\xi_{0m}} = \frac{\varphi_m}{\varphi_{0m}} = \frac{M}{M_{cr} - M} \quad (2.56)$$

Rovnicemi (2.54)(2.55)(2.56) je definováno přetvoření nosníku počátečně vychýleného z roviny prvotního ohybu. Grafické znázornění závislosti (2.56) je uvedeno na Obr. 2.8 [25].



Obr. 2.8 Přetvoření nosníku počátečně vychýleného z roviny prvotního ohybu

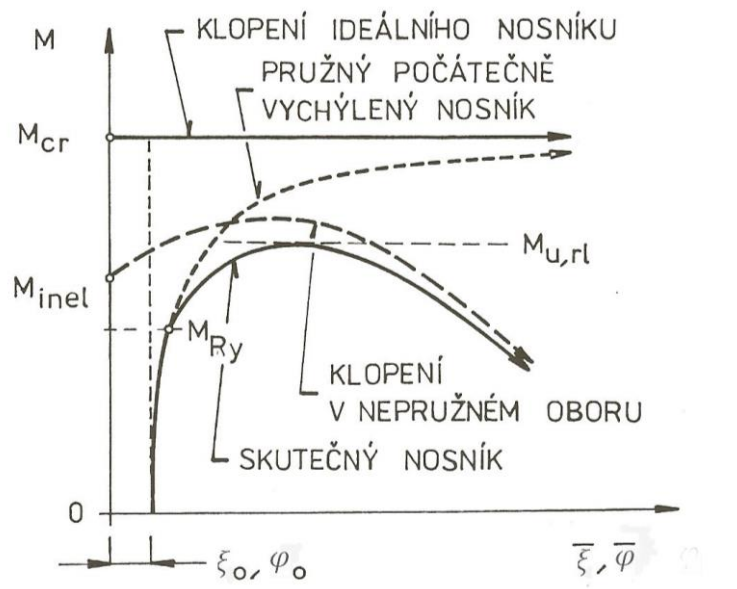
Celkové přetvoření nosníku je potom s použitím vztahů (2.50)(2.51)(2.56) dáno výrazy:

$$\bar{\xi} = \xi_0 + \xi = \xi_{0m} \cdot \frac{1}{1 - \frac{M}{M_{cr}}} \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (2.57)$$

$$\bar{\varphi} = \varphi_0 + \varphi = \varphi_{0m} \cdot \frac{1}{1 - \frac{M}{M_{cr}}} \cdot \sin \frac{\pi \cdot x}{L} \quad (2.58)$$

2.3.2 Metody navrhování

Informace a matematické vztahy popisující působení nosníků jsou závislé na výchozím modelu uvažovaném při řešení příslušné úlohy stability, resp. vzpěrné pevnosti či únosnosti. Uvedený problém je přehledně ilustrován obecným charakterem závislostí ohybového momentu a odpovídajícího celkového přetvoření podle Obr. 2.9 [25].



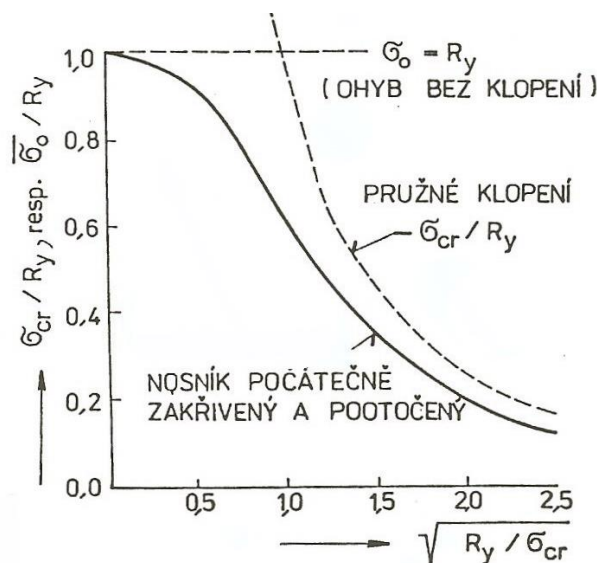
Obr. 2.9 Závislost ohybového momentu a odpovídajícího celkového přetvoření

Skutečný nosník vykazuje řadu počátečních odchylek, které snižují jeho únosnost v porovnání s idealizovaným teoretickým modelem, a to při plynulém nárůstu přetvoření již od počátku působení příčného zatížení.

Teorie stability ohybu v pružném a nepružném oboru umožňuje orientaci v problematice klopení nosníků se zřetelem na vliv štíhlostních parametrů, způsob zatížení, typu okrajových podmínek i materiálových charakteristik na kritické hodnoty účinků zatížení v rámci předpokladů příslušného výpočetního modelu. Nicméně reálnou návrhovou (normativní) hladinu únosnosti nosníku je třeba stanovit s přihlédnutím k souhrnnému vlivu všech počátečních imperfekcí, který lze v celém komplexu parametrů této úlohy ověřit vyhodnocením experimentů

realizovaných v podmínkách odpovídajících skutečnému působení nosného konstrukčního systému vyrobeného a sestaveného běžnou průmyslovou technologií [25].

Výsledky zkoušek klopení lze výstižně aproximovat spojitou funkční závislostí podle Obr. 2.10 [25] pro vzpěrnou pevnost nosníku počátečně vychýleného z roviny prvotního ohybu. Vhodnou volbou ekvivalentní počáteční odchylky i definováním výchozí únosnosti při nulové štíhlosti nosníku můžeme účelně regulovat a definovat hladinu konvenčního mezního normativního napětí při klopení v návaznosti na výsledky experimentů a požadovanou spolehlivost praktického výpočtu.



Obr. 2.10 Funkční závislost pro vzpěrnou pevnost počátečně vychýleného nosníku

Uvedeným způsobem byla odvozena normativní vzpěrná pevnost tlačných prutů ve smyslu našich předpisů pro navrhování ocelových konstrukcí. V případě klopení nosníků ztotožňovala naše norma (ČSN 73 1401 – 1976/1984) vzpěrnou pevnost s kritickým napětím v oboru pružného působení materiálu a s redukováným kritickým napětím podle teorie Engessera-Shanleyho v oboru nepružném. Nepřihlíží se tedy jednak ke zvýšení vzpěrné únosnosti vlivem plastického působení průřezu při malých štíhlostech, jednak ke snížení únosnosti vlivem imperfekcí při středních a velkých štíhlostech [25].

V současné době je aplikována spojitá jednoparametrická závislost mezního normativního (návrhového) ohybového momentu $M_{b,Rd}$ na plastickém mezním momentu průřezu M_{pl} a kritickém momentu M_{cr} podle výrazu:

$$\frac{M_{b,Rd}}{M_{pl}} = \frac{1}{\sqrt[n]{1 + \left(\frac{M_{pl}}{M_{cr}}\right)^n}}, \quad (2.59)$$

kde n je volitelný číselný parametr (systémový faktor).

2.3.2.1 Výpočet návrhového ohybového momentu $M_{b,Rd}$ dle normy ČSN EN 1993-1-1

Návrhový ohybový moment $M_{b,Rd}$ se určí ze vztahu:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot W_y \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M1}}, \quad (2.60)$$

kde W_y je příslušný průřezový modul, který se určí následovně:

$W_y = W_{y,pl}$ pro průřezy třídy 1 nebo 2,

$W_y = W_{y,el}$ pro průřezy třídy 3,

$W_y = W_{y,eff}$ pro průřezy třídy 4,

χ_{LT} je součinitel klopení.

Součinitel klopení χ_{LT} ohýbaných prutů stálého průřezu se stanoví pro poměrnou štíhlost $\bar{\lambda}_{LT}$ z výrazu:

$$\chi_{LT} = \frac{1}{\phi_{LT} + \sqrt{\phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2}}, \quad (2.61)$$

$$\text{kde } \phi_{LT} = 0,5 \cdot \left[1 + \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - 0,2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right], \quad (2.62)$$

α_{LT} je součinitel imperfekce při klopení (viz Tab. 2.8 [78]),

$\bar{\lambda}_{LT}$ je poměrná štíhlost definovaná ve vztahu (2.47).

Křivky vzpěrné pevnosti vyjadřují pro různé součinitele imperfekce při klopení α_{LT} závislost součinitele vzpěrnosti χ_{LT} na poměrné štíhlosti $\bar{\lambda}_{LT}$ (viz Graf 2.1).

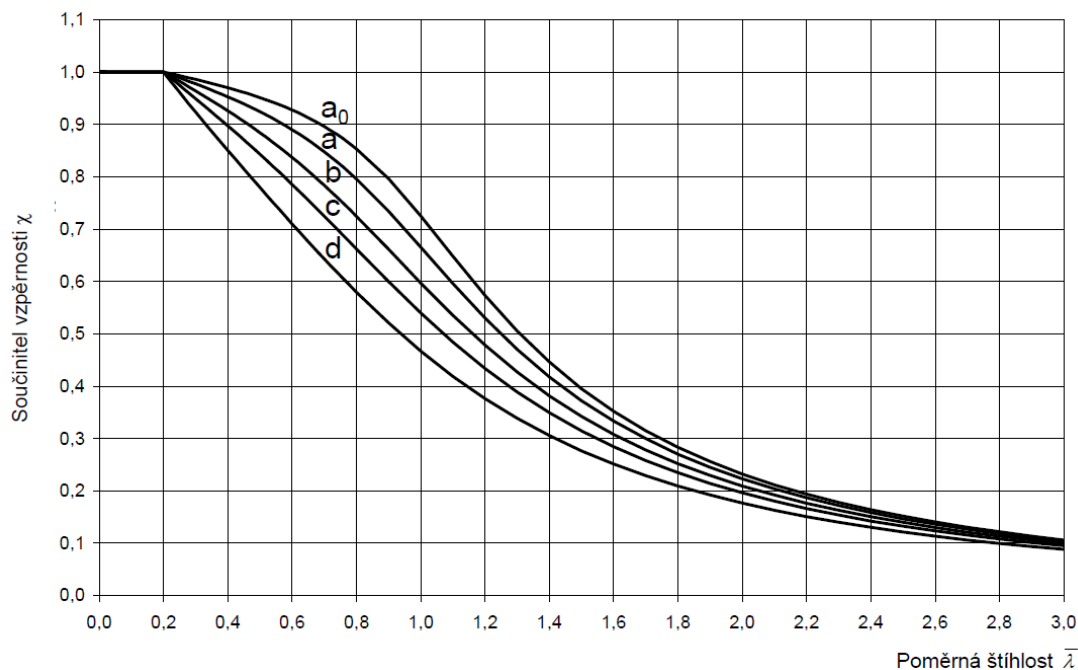
Tab. 2.8 Doporučené hodnoty součinitelů imperfekce pro křivky klopení

Křivka vzpěrné pevnosti	a	b	c	d
Součinitel imperfekce při klopení α_{LT}	0,21	0,34	0,49	0,76

Přiřazení křivek vzpěrné pevnosti s použitím součinitelů imperfekce při klopení dle Tab. 2.8 [78] je pro jednotlivé typy průřezů uvedeno v Tab. 2.9 [78]. U tenkostěnných průřezů doporučuje ČSN EN 1993-1-3 [79] použít křivku klopení b.

Tab. 2.9 Přiřazení křivek vzpěrné pevnosti k průřezům

Průřez	Meze	Křivka klopení
Válcované I průřezy	$h/b \leq 2$	a
	$h/b > 2$	b
Svařované I průřezy	$h/b \leq 2$	c
	$h/b > 2$	d
Jiné průřezy	-	d



Graf 2.1 Křivky vzpěrné pevnosti

2.3.2.2 Výpočet návrhového ohybového momentu $M_{b,Rd}$ dle normy ČSN 73 1401

Návrhový ohybový moment $M_{b,Rd}$ se určí ze vztahu:

$$M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot \beta_w \cdot W_{pl,y} \cdot \frac{f_y}{\gamma_{M1}}, \quad (2.63)$$

kde χ_{LT} je součinitel vzpěrnosti při klopení,

$$\beta_w = 1 \text{ pro průřezy třídy 1 nebo 2,}$$

$$\beta_w = W_{el,y} / W_{pl,y} \text{ pro průřezy třídy 3,}$$

$$\beta_w = W_{eff,y} / W_{pl,y} \text{ pro průřezy třídy 4.}$$

Poměrná štíhlost při klopení $\bar{\lambda}_{LT}$ se určí podle:

$$\bar{\lambda}_{LT} = \lambda / \lambda_1, \quad (2.64)$$

kde λ je kritická štíhlost při klopení (viz kapitola 2.2.1.2 a 2.2.2.2),

$$\lambda_1 = \pi \sqrt{E / f_y} \text{ je srovnávací štíhlost.} \quad (2.65)$$

Součinitel vzpěrnosti při klopení se pro poměrnou štíhlost $\bar{\lambda}_{LT}$ vypočítá z výrazů (2.61) a (2.62). Výpočet návrhového ohybového momentu $M_{b,Rd}$ ve smyslu ČSN 73 1401 se provádí podle vzpěrné křivky b.

2.4 LOKÁLNÍ BOULENÍ A DISTORZNÍ VZPĚR

Za studena tvarované profily jsou typicky tenkostěnné, a tudíž analýza lokálního boulení stěn a distorze příčného řezu je nutnou součástí při jejich návrhu. Úkolem každého návrhu tenkostěnných ocelových prutů je začlenit co nejvíce z těchto složitých jevů, které nejsou v případě konvenčního návrhu prutů s kompaktním průřezem zohledňovány. Komplikacemi k vytvoření jednoduchých návrhových metod pro tenkostěnné za studena tvarované konstrukce je u mnoha typů průřezů jejich osová nesymetrie, zohlednění dalších jevů při návrhu, jako je například borcení stojiny pod lokálním zatížením a další specifické vlastnosti plynoucí z jejich výroby a aplikace.

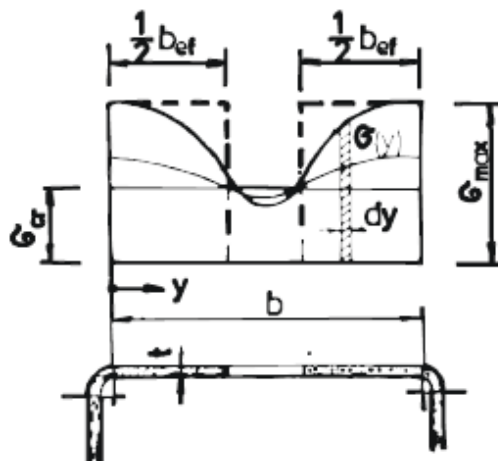
V současné době v celosvětovém měřítku existují dvě základní metody navrhování a posouzení tenkostěnných ocelových konstrukcí - metoda efektivních šířek, na jejímž principu je založen výpočet dle evropských norem [80], a tzv. Direct Strength Method, které je definována v severoamerických normách [81], [82] a [83]. Metoda efektivních šířek je, v určitých formách, používána téměř celosvětově, zatímco Direct Strength Method je přijata pouze v Severní Americe a Austrálii / Novém Zélandu.

2.4.1 Lokální boulení

Tenkostěnné průřezy se skládají z dílčích rovinných částí (tzv. stěn), které se stýkají v rozích průřezu. Tlakovým zatížením stěny může dojít, podobně jako u tlačených prutů, ke ztrátě stability vybočením. Při namáhání průřezu tlakovým napětím se jednotlivé stěny navzájem ovlivňují tak, že stěna s menším kritickým napětím má tendenci vyboulit a další stěna (případně stěny), které se s ní stýkají, jí na podélných okrajích poskytují pružné vetknutí. Velikost kritického napětí závisí především na štíhlosti jednotlivých stěn a způsobu jejich podepření a zatížení. Zatímco u prutu po dosažení kritického napětí dojde k jeho zhroucení, stěna může ještě díky pokritickému působení přenášet zvyšující se zatížení [45]. V rámci pokritického působení dojde ve stěně k přeskupení normálových napětí. Nejvíce vyboulený měkký střed tlačené stěny přenáší menší zatížení než mnohem tužší okraje. Pro praktické výpočty se zde

zavádí pojem efektivní (dříve spolupůsobící) šířka b_{eff} (viz Obr. 2.11 [42]), která je obecně dána vztahem (2.66) [36].

$$b_{ef} = \frac{\int_0^{b_p} \sigma(y) \cdot dy}{\sigma_{max}}, \quad (2.66)$$

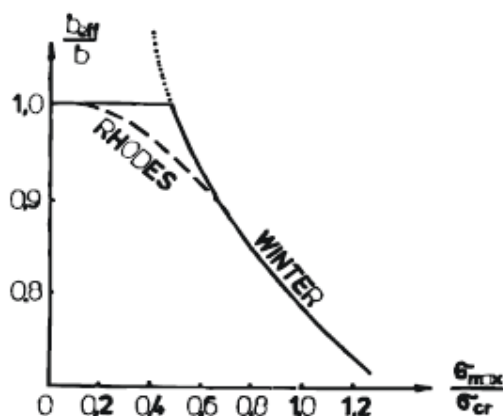


Obr. 2.11 Definice efektivní šířky dle Wintera

Při stanovení efektivní šířky je potřeba znát skutečný průběh napětí po šířce stěny při každé úrovni napjatosti ve stěně. Přesný průběh napětí lze odvodit pouze u ideální stěny, s rostoucím zatížením se však deformace ideální a skutečné stěny sblíží [42]. Výsledkem rozsáhlého výzkumu, který byl již před šedesáti léty prováděn na skutečných (imperfektních) stěnách zejména v USA, byl Winterův vzorec pro efektivní šířku stěny podepřené na obou okrajích. Tento vzorec byl později autorem upraven a zpřesněn až do tvaru, který je univerzálně použitelný pro řešení stěn oboustranně i jednostranně podepřených:

$$b_{eff} = 0,95 \cdot t \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{\sigma_{max}}} \cdot \left(1 - 0,209 \cdot \frac{t}{b_w} \cdot \sqrt{\frac{k_{\sigma} \cdot E}{\sigma_{max}}} \right), \quad (2.67)$$

Tento vztah umožňuje vystihnout vliv pružného vetknutí podélných okrajů stěny zavedením součinitele kritického napětí k_{σ} . Winterovy vztahy jsou celosvětově uznávané a používané, byly zavedeny také do evropských norem [79], [80]. Winterův vzorec byl později modifikován Rhodesem (viz Obr. 2.12 [42]). Změna je patrná především v oblasti malých napětí, kde původní „malá“ nepřesnost nemá tak velký význam pro praktické využití [36].



Obr. 2.12 Úprava Winterova vztahu pro výpočet efektivní šířky Rhoedese

Současné platné evropské normy, vycházející taktéž z Winterova vzorce, jsou upraveny do vztahu pro výpočet efektivní šířky jako

$$b_{eff} = \rho \cdot b_p \quad (2.68)$$

kde ρ je součinitel boulení, který se vypočte pro oboustranně podepřenou stěnu dle vztahu

$$\begin{aligned} \rho &= 1,0 & \text{pro } \bar{\lambda}_p \leq 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \\ &= \frac{\bar{\lambda}_p - 0,055(3 + \psi)}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 & \text{pro } \bar{\lambda}_p > 0,5 + \sqrt{0,085 - 0,055\psi} \end{aligned} \quad (2.69)$$

a pro jednostranně podepřenou stěnu dle vztahu

$$\begin{aligned} \rho &= 1,0 & \text{pro } \bar{\lambda}_p \leq 0,748 \\ &= \frac{\bar{\lambda}_p - 0,188}{\bar{\lambda}_p^2} \leq 1,0 & \text{pro } \bar{\lambda}_p > 0,748, \end{aligned} \quad (2.70)$$

přičemž poměrná štíhlost $\bar{\lambda}_p$ je definována výrazem

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{b_p}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)f_y}{\pi^2 \cdot E \cdot k_\sigma}} = 1,052 \cdot \frac{b_p}{t} \sqrt{\frac{f_{yb}}{E \cdot k_\sigma}} = \frac{b_p}{28,4 \cdot t \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} \quad (2.71)$$

2.4.2 Distorzní vzpěr

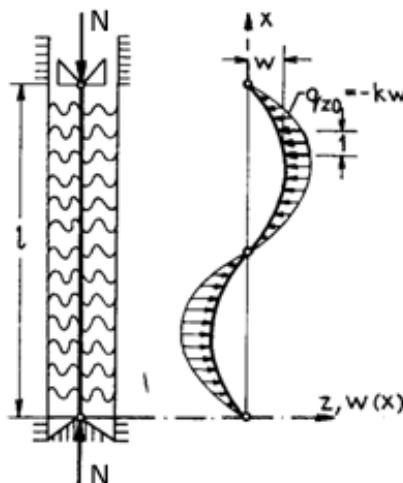
Distorzní vzpěr je vedle lokálního boulení druhým ze stabilitních jevů vyskytujících se u tenkostěnných ohýbaných nebo tlačných profilů otevřeného průřezu. Při namáhání průřezu dochází vlivem netuhosti příčného řezu k vybočení vyztužené tlačené pásnice profilu ve svislém směru. Toto vybočení způsobí i vyboulení části stojiny. Příklad distorzního boulení vybraných profilů je uveden na Obr. 2.13.



Obr. 2.13 Příkladů distorzního vzpěru vybraných tvarů průřezu

Distorzním vzpěrem se podrobně v minulosti zabýval například Hancock [11] za použití metody konečných pásů, stejnou metodu v poslední době při řešení problematiky distorzního vzpěru použili i Schafer [37] a Narayanan a Mahendran [30]. Z českých autorů se tomuto problému například věnoval Studnička [42], který tuto problematiku řešil experimentálně a numericky pomocí metody lomenic.

Problém distorzního vzpěru se převádí na výpočet okrajových nebo vnitřních výztuh. Pro stabilitní analýzu výztuhy se používá model prutu v pružném sevření (Obr. 2.14).



Obr. 2.14 Model prutu v pružném sevření

Diferenciální rovnice stability ideálního prutu má tvar:

$$EI_s w^{IV} + N w'' + K w = 0 \quad (2.72)$$

kde E je modul pružnosti v tahu (tlaku),

I_s je moment setrvačnosti průřezu výztuhy,

K je součinitel stlačitelnosti pružného prostředí – tzv. pérová tuhost,

N je osová síla,

w je přídavná složka přetvoření v okamžiku rozdělení rovnováhy.

Řešením diferenciální rovnice je vztah pro výpočet pružné kritické síly pro vzpěr tlačené vyztužené stěny:

$$N_{cr,s} = 2 \sqrt{K E I_s}, \quad (2.73)$$

z níž lze dopočítat pružné kritické napětí dle vztahu:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2 \sqrt{K E I_s}}{A_s}, \quad (2.74)$$

kde A_s je průřezová plocha výztuhy.

Pérová tuhost K se určí z deformace δ jednotkové délky výztuhy při působení jednotkového zatížení u jako:

$$K = \frac{u}{\delta}. \quad (2.75)$$

Příslušný platný evropský normativní dokument [79] uvádí vzorce pro výpočet pérové tuhosti pro základní případy okrajové a vnitřní výztuhy. Alternativně lze pružné kritické napětí získat z lineární stabilitní analýzy prvního řádu za použití numerických metod.

Poměrná štíhlost $\bar{\lambda}_d$ pro distorzní vzpěr je definována výrazem:

$$\bar{\lambda}_d = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,s}}}. \quad (2.76)$$

Normativní vzpěrná pevnost skutečné výztuhy se stanoví prostřednictvím součinitele vzpěrnosti χ_d definovaného jako:

$$\begin{aligned} \chi_d &= 1,0 && \text{pro } \bar{\lambda}_d \leq 0,65 \\ &= 1,47 - 0,723 \bar{\lambda}_d && \text{pro } 0,65 < \bar{\lambda}_d < 1,38 \\ &= \frac{0,66}{\bar{\lambda}_d} && \text{pro } \bar{\lambda}_d \geq 1,38 \end{aligned} \quad (2.77)$$

Součinitelem vzpěrnosti χ_d se redukuje účinná plocha okrajové (nebo vnitřní) výztuhy A_s , která se projeví redukováním tloušťky materiálu t na hodnotu t_{red} po v účinné části okrajové výztuhy. Výpočet probíhá v iteracích, kdy v jednotlivých krocích iterace se stanovuje prvně účinný průřez z hlediska lokálního boulení, na jehož základě se stanoví účinný průřez okrajové (nebo vnitřní výztuhy), provede se výpočet pérové tuhosti K (v prvním kroku iterace se uvažuje nekonečně tuhé podepření), následně se stanoví pružné kritické napětí $\sigma_{cr,s}$, z něhož se odvodí součinitele distorzního vzpěru a provede se jím redukce tloušťky v oblasti účinné části výztuhy.

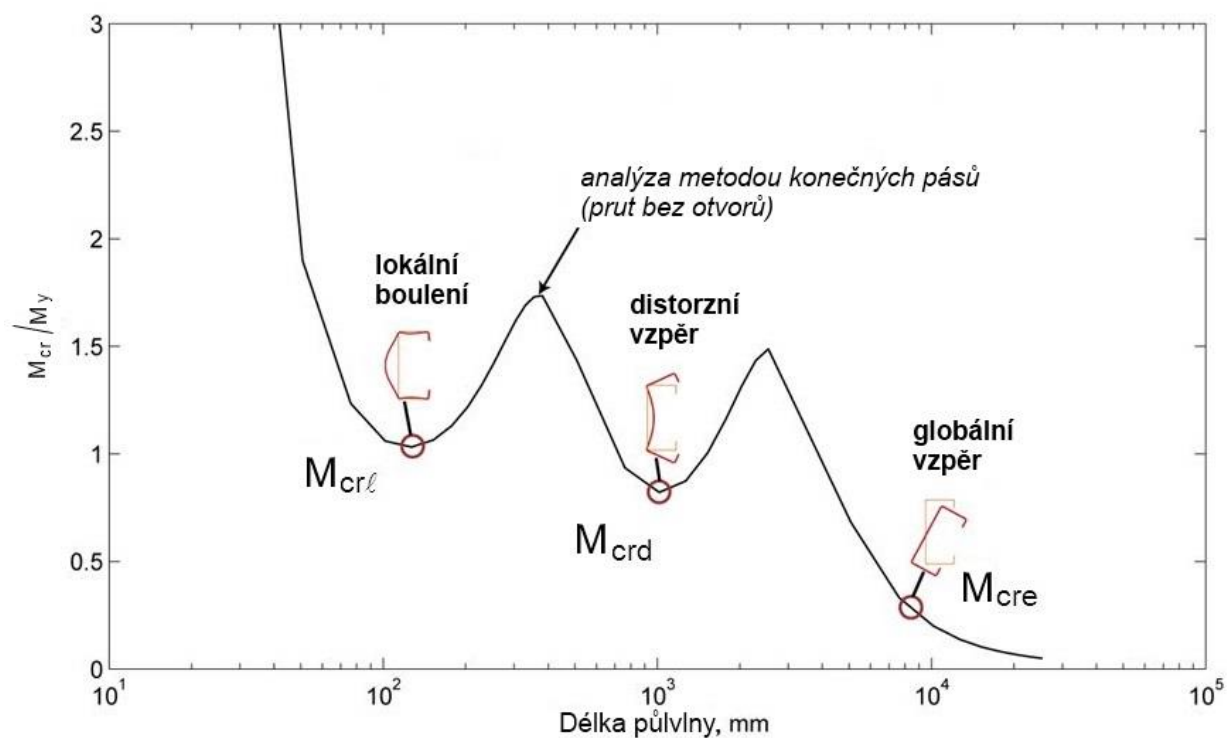
2.4.3 Direct Strength Method

Direct Strength Method (DSM) je relativně nová návrhová metoda pro tenkostěnné průřezy. Predikuje mezní únosnost obecného tenkostěnného průřezu sloupu či nosníku zohledňující

účinky lokálního boulení a distorzního vzpěru [38]. Direct Strength Method je založena na principu vyšetření únosností příslušných stabilitních jevů (na geometrii základního průřezu), jako jsou lokální boulení ($M_{cr\ell}$), distorzní vzpěr (M_{crd}) a globální vzpěr (M_{cre}), a také určení únosnosti při dosažení meze kluzu v krajních vláknech průřezu (M_y). Poté mezní únosnost (M_n) může být definována jako:

$$M_n = f(M_{cr\ell}, M_{crd}, M_{cre}, M_y), \quad (2.78)$$

Při výpočtu únosnosti tenkostěnného za studena tvářeného průřezu pomocí DSM jsou kritické síly (u ohybaných nosníků kritické momenty) jednotlivých typů ztrát stability získány ze vzpěrných křivek. Tyto křivky mohou být generovány pomocí softwaru vyživajícího metodu konečných pásů k provedení série analýz vlastních tvarů pro zadaný rozsah uvažovaných velikostí půlvln. Příkladem takového softwaru je program CUFSM vyvinutý B. W. Schaferem [39]. Ilustrativní příklad pružně vzpěrné křivky stanovené pomocí programu CUFSM je uveden na Obr. 2.15.



Schafer, B. W., and Ádány, S. "Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods," *Eighteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*. Orlando, FL, 2006.

Obr. 2.15 Vzpěrné křivky sestavené softwarem CUFSM – ilustrativní příklad

2.4.3.1 Únosnost při klopení

Nominální ohybová únosnost M_{ne} při klopení M_{ne} stanovená pomocí DSM je:

$$\text{pro } M_{cre} < 0,56 \cdot M_y \quad M_{ne} = M_{cre} \quad (2.79)$$

$$\text{pro } 2,78 \cdot M_y \geq M_{cre} \geq 0,56 \cdot M_y \quad M_{ne} = \frac{10}{9} M_y \left(1 - \frac{10}{36} \cdot \frac{M_y}{M_{cre}} \right)$$

$$\text{pro } M_{cre} > 2,78 \cdot M_y \quad M_{ne} = M_y$$

2.4.3.2 Únosnost při lokálním boulení

Nominální ohybová únosnost $M_{n\lambda}$ při lokálním boulení stanovená pomocí DSM je:

$$\text{pro } \lambda_l \leq 0,776 \quad M_{n\lambda} = M_{ne}$$

$$\text{pro } \lambda_l > 0,776 \quad M_{n\lambda} = \left[1 - 0,15 \cdot \left(\frac{M_{crl}}{M_{ne}} \right)^{0,4} \right] \cdot \left(\frac{M_{crl}}{M_{ne}} \right)^{0,4} \cdot M_{ne}$$

$$\text{kde } \lambda_l = \sqrt{M_{ne} / M_{crl}} \quad (2.80)$$

2.4.3.3 Únosnost při distorzním vzpěru

Nominální ohybová únosnost M_{nd} při distorzním vzpěru stanovená pomocí DSM je:

$$\text{pro } \lambda_d \leq 0,673 \quad M_{nd} = M_y$$

$$\text{pro } \lambda_d > 0,673 \quad M_{nd} = \left[1 - 0,22 \cdot \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0,5} \right] \cdot \left(\frac{M_{crd}}{M_y} \right)^{0,5} \cdot M_y$$

$$\text{kde } \lambda_d = \sqrt{M_y / M_{crd}} \quad (2.81)$$

3 CÍLE DIZERTAČNÍ PRÁCE

Tato dizertační práce se zabývá otázkami skutečného působení tenkostěnných ocelových nosníků s otvory ve stěně s ohledem na verifikaci a návrh metod jejich spolehlivosti a efektivnosti.

3.1 TEORETICKÁ ANALÝZA

Cílem teoretické analýzy je shrnutí dosavadních poznatků z oblasti problematiky navrhování tenkostěnných ocelových profilů s hlavním důrazem kladeným na ztrátu globální stability při ohybu – tzv. klopení. Výsledkem teoretické analýzy je vytvoření výpočtového modelu pro stanovení ohybové únosnosti při klopení, který vychází z návrhových procedur uvedených v příslušných platných evropských normách [78], [79]. Oslabení nosníků kruhovými otvory ve stěně je v těchto výpočetních postupech zohledněno zavedením průřezových charakteristik pro tzv. náhradní průřez, které jsou definovány jako vážený průměr průřezových charakteristik plného průřezu a oslabeného průřezu v ose otvoru.

Dílčím úkolem teoretické analýzy je vyšetření účinků lokálního boulení a distorzního vzpěru ve smyslu evropských norem (EN 1993-1-3 [79] a EN 1993-1-5 [80]) založených na metodě efektivních šířek a dle severoamerických norem (AISI S100 [81], [82], [83]) používajících kromě metody efektivních šířek také alternativní metodu nazývanou „Direct Strength Method“.

Za základ pro stanovení únosnosti při klopení jsou použity výpočetní postupy dle ČSN EN 1993-1-1 [78] a ČSN EN 1993-1-3 [79]. V případě analýzy účinků lokálního boulení a distorzního vzpěru jsou použity procedury uvedené v ČSN EN 1993-1-3 [79] a ČSN EN 1993-1-5 [80], respektive procedury uvedené v AISI-S100 Appendix 1 [81], [83].

3.2 NUMERICKÁ ANALÝZA

Numerická analýza má za úkol ověřit spolehlivý návrh nosníků s otvory pomocí dostupných softwarů používaných v inženýrské praxi. Jelikož základní softwarové produkty provádějí výpočty na nosnících s plným průřezem a nenabízejí možnost modelování otvorů ve stěně, je v rámci numerické analýzy ověřen výpočetní model uvažující otvory ve formě redukované tloušťky stěny materiálu v zóně oslabení konstantně po celé délce profilu.

Cílem numerické analýzy nejsou komplexní výpočetní modely nosníků s otvory vytvořené v sofistikovaných softwarech (např. ANSYS, Abacus apod.), jelikož takové výpočetní modely,

vzhledem k časové náročnosti a požadavkům na hlubší teoretické poznatky, nejsou příliš aplikovatelné v inženýrské praxi při návrhu běžných ocelových konstrukcí.

Při numerické analýze je využíván software RFEM od společnosti Dlubal s přídatným modulem RF-FE-LTB [84], který je zaměřený na analýzu ohýbaných prutů s ohledem na ztrátu stabilit při klopení. Pro analýzu účinku lokálního boulení a distorzního vzpěru je použit software CUFSM [39] založený na metodě konečných pásů.

3.3 EXPERIMENTÁLNÍ ANALÝZA

Obecnými výchozími parametry analýzy a návrhu nosných dílců jsou hodnoty jejich skutečné ohybové tuhosti a tuhosti při kroucení. V případě nosníků s otvory je diskutabilní prakticky používané řešení vycházející z váženého průměru náhradních průřezových charakteristik oslabeného průřezu a plného průřezu mezi otvory ve stěně. Dílčím úkolem experimentální analýzy je proto verifikace skutečných ohybových a torzních tuhostí nosníků s otvory ve stěně formou stanovení následujících skutečných hodnot charakteristik průřezu s otvory:

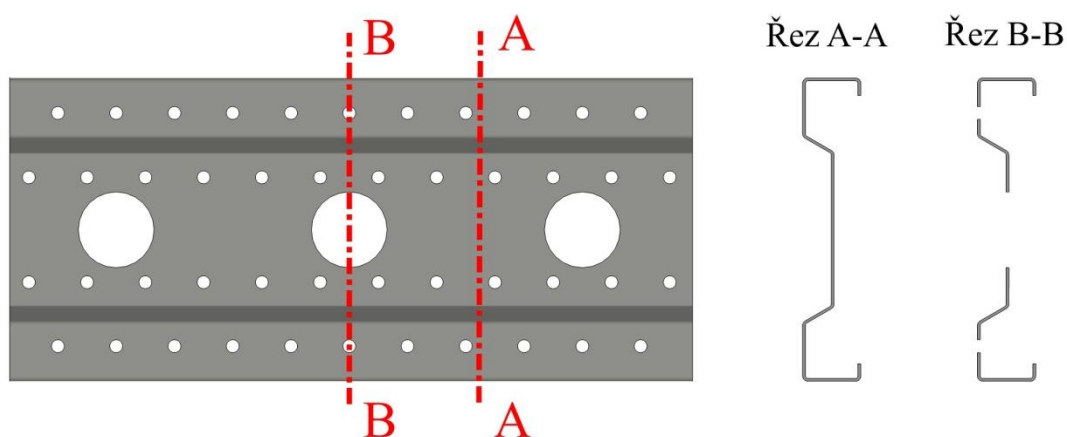
- moment tuhosti v prostém kroucení I_t
- výsečový moment setrvačnosti I_w
- moment setrvačnosti při ohybu na tuhou osu I_y
- moment setrvačnosti při ohybu na měkkou osu I_z

Hlavním cílem experimentální analýzy je vyšetřování skutečného působení tenkostěnných ocelových za studena tvářených nosníků typu Sigma s otvory ve stěně při globální ztrátě stability při ohybu. Vyšetřovány jsou prostě podepřené nosníky tří různých délek. Zvolený způsob zatěžování dvojicí osamělých břemen situovaných ve třetinách rozpětí nosníků umožňuje vodorovné vybočení a volné pootočení průřezu v poli nosníku. Předmětem experimentu je nejen stanovení mezních únosností při klopení, ale taktéž je kladen důraz na určení přetvoření (průhybu a pootočení) nosníků v poli příslušejících zatížení při dosažení mezní únosnosti.

4 TEORETICKÁ ANALÝZA

4.1 VÝPOČET PRŮŘEZOVÝCH CHARAKTERISTIK

Stanovení průřezových charakteristik je provedeno prostřednictvím počítačového řešení výpočtu ve studentské verzi programu ShapeThin od společnosti Dlubal [84]. Průřezové charakteristiky jsou pomocí tohoto softwaru získány pro plný průřez Sigma nosníku (pro řez A-A vedený mimo otvory plným průřezem) a pro nejvíce oslabený průřez Sigma nosníku (pro řez B-B vedený v ose kruhového otvoru $\varnothing 65$ mm). Řezy A-A a B-B jsou zobrazeny na Obr. 4.1. Stanovené hodnoty průřezových charakteristik jsou vyčísleny v Tab. 4.1.



Obr. 4.1 Vyznačené řezy pro výpočet průřezových charakteristik

Tab. 4.1 Přehled průřezových charakteristik

Průřezová charakteristika	Symbol	Plný průřez řez A-A	Oslabený průřez řez B-B	Jednotka
Průřezová plocha	A	988	777	mm^2
Poloha těžiště - od vnější hrany stojiny pro osu z - od spodní hrany dolní pásnice pro osu y	$y_{c,o}$ $z_{c,o}$	19,54 130,0	19,39 130,0	mm mm
Momenty setrvačnosti	I_y I_z	8 457 690 201 277	7 914 780 178 666	mm^4 mm^4
Moment tuhosti v prostém kroucení	I_t	2 007	1 566	mm^4
Poloha středu smyku (vůči těžišti)	y_M z_M	-4,24 0,00	-5,51 0,00	mm mm
Výsečový moment setrvačnosti	I_w	3 815 580 000	3 562 560 000	mm^6
Průřezové moduly	$W_{y,max}$ $W_{y,min}$ $W_{z,max}$ $W_{z,min}$	65 059 -65 059 6 608 -10 300	60 883 -60 883 5 837 -9 213	mm^3 mm^3 mm^3 mm^3

Korektnost počítačového řešení výpočtu byla ověřena dle metodiky uvedené v příloze C.1 dokumentu ČSN EN 1993-1-3 [79], která uvádí postup výpočtu průřezových charakteristik tenkostěnných otevřených průřezů, jenž spočívá v diskretizaci průřezu po délce jeho střednice na dílčí přímé úseky, vyčíslení jednotlivých charakteristik pro tyto dílčí úseky a následné sumarizování pro celý průřez. Zaoblení v rozích bylo při tomto ručním ověření uvažováno pomocí jednoho vloženého uzlu v polovině střednice zaoblení (každý zaoblený roh byl modelován ze dvou přímých úseků).

V návaznosti na požadavky pro další analýzy a výpočty teoretické únosnosti při klopení nosníků oslabených otvory ve stěně je zaváděn tzv. náhradní průřez, kterým se substituuje nosník s otvory s proměnnou geometrií příčných řezů po jeho délce za nosník s konstantním, tzv. náhradním průřezem. Výpočet průřezových charakteristik vychází z analogického postupu pro prolamované nosníky, kdy náhradní průřezové charakteristiky jsou určeny jako vážený průměr z průřezových charakteristik plného a oslabeného průřezu dle následujícího vzorce:

$$X_{sub} = \frac{a \cdot X_A + b \cdot X_B}{a + b} \quad (4.1)$$

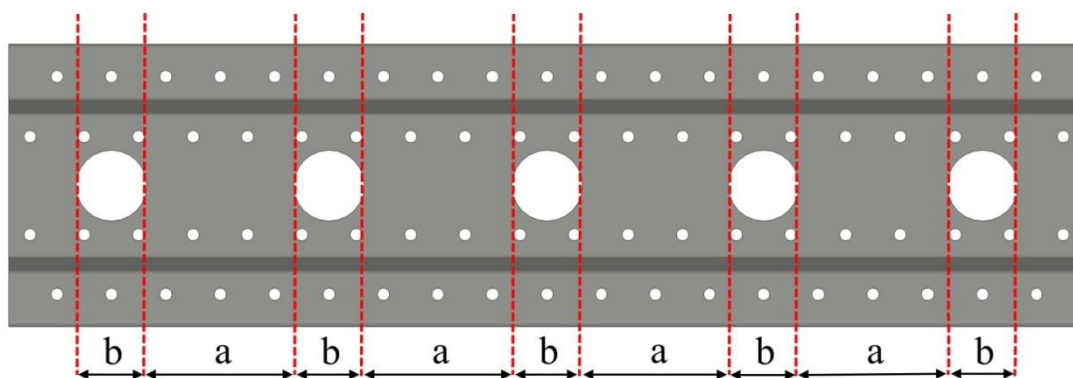
kde X_{sub} je vyšetřovaná průřezová charakteristika náhradního průřezu,

X_A je vyšetřovaná průřezová charakteristika plného průřezu,

X_B je vyšetřovaná průřezová charakteristika oslabeného průřezu,

a je délka úseku nosníku s plným průřezem ($a=135$ mm, viz Obr. 4.2),

b je délka úseku nosníku v místě oslabení průřezem ($b=65$ mm, viz Obr. 4.2).



Obr. 4.2 Dělení nosníku na segmenty a , b

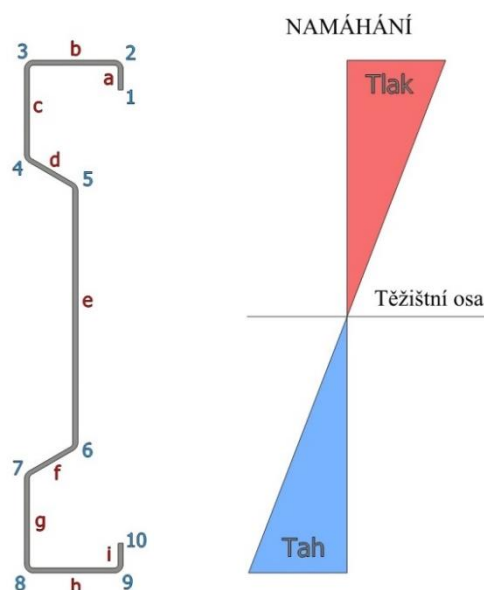
V Tab. 4.2 jsou uvedeny základní průřezové charakteristiky náhradního průřezu nosníků typu Sigma vypočtené dle vztahu (4.1).

Tab. 4.2 Přehled průřezových charakteristik náhradního průřezu

Průřezová charakteristika	Symbol	Náhradní průřez	Jednotka
Průřezová plocha	A_{sub}	919	mm ²
Poloha těžiště - od vnější hrany stojiny pro osu z - od spodní hrany dolní pásnice pro osu y	$y_{C,0,sub}$	19,49	mm
	$z_{C,0,sub}$	130,0	mm
Momenty setrvačnosti	$I_{y,sub}$	8 281 244	mm ⁴
	$I_{z,sub}$	193 928	mm ⁴
Moment tuhosti v prostém kroucení	$I_{t,sub}$	1 863	mm ⁴
Poloha středu smyku (vůči těžišti)	$y_{M,sub}$	-4,65	mm
	$z_{M,sub}$	0,00	mm
Výsečový moment setrvačnosti	$I_{w,sub}$	3 733 348 500	mm ⁶

4.2 LOKÁLNÍ BOULENÍ

Výpočet účinků lokálního boulení je proveden podle návrhových procedur uvedených v ČSN EN 1993-1-3 [79] a ČSN EN 1993-1-5 [80]. Tab. 4.3 shrnuje postup výpočtu efektivních šířek jednotlivých přímých částí průřezu pro případ ohýbaného nosníku. Číslování uzlů, označení přímých částí průřezů písmeny latinské abecedy a vyznačení způsobu namáhání průřezu je znázorněno na Obr. 4.3. Uvažován je nosník bez otvorů ve stěně. Z výpočtu je zřejmé (viz Tab. 4.3), že nosníky typu Sigma jsou z hlediska účinků lokálního boulení při ohybu okolo tuhé osy plně efektivní.

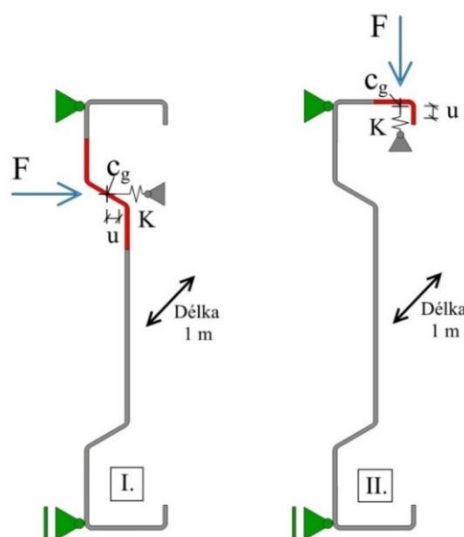
**Obr. 4.3** Dělení průřezu na přímé části s uvažovaným způsobem namáhání

Tab. 4.3 Výpočet účinků lokálního boulení

Bod střednice	Souřadnice		Stěna	Způsob namáhání	\bar{b} [mm]	t [mm]	Ψ	k_σ	λ_p	ρ	b_{eff} [mm]	Poznámka
	x	y										
1	47,50	115,00										
2	47,50	128,75	a	tlak	13,75	2,50	0,89	0,50	0,34	1,00	13,8	Okrajová výztuha tlačené pásnice
3	0,00	128,75	b	tlak	47,50	2,50	1,00	4,00	0,41	1,00	47,5	Horní tlačená pásnice
4	0,00	80,00	c	tlak	48,75	2,50	0,62	4,91	0,38	1,00	48,8	Horní část stojiny
5	24,50	66,00	d	tlak	28,22	2,50	0,83	4,37	0,23	1,00	28,2	Horní šikmá část stojiny
6	24,50	-66,00	e	tlak / tah	132,00	2,50	-1,00	23,9	0,47	1,00	132,0	Střední část stojiny
7	0,00	-80,00	f	tah	28,22	2,50	-	-	-	-	-	Dolní šikmá část stojiny
8	0,00	-128,75	g	tah	48,75	2,50	-	-	-	-	-	Dolní část stojiny
9	47,50	-128,75	h	tah	47,50	2,50	-	-	-	-	-	Dolní tažená pásnice
10	47,50	-115,00	i	tah	13,75	2,50	-	-	-	-	-	Okrajová výztuha tažené pásnice

4.3 DISTORZNÍ VZPĚŘ

Výpočet účinků distorzního vzpěru je proveden jak pro nosníky bez otvorů, tak i pro porovnání pro nosníky s kruhovými otvory průměru 65 mm. Otvory průměru 11 mm jsou v obou případech výpočtu zanedbány. Analýzy se provádějí dle postupů uvedených v ČSN EN 1993-1-3 [79] a ČSN EN 1993-1-5 [80]. Výpočty jsou provedeny zvlášť pro okrajovou výztuhu tlačené pásnice, respektive pro vnitřní výztuhu tlačené části stojiny. Pérová konstanta pružného podepření tlačené pásnice a vnitřní tlačené části stojiny je stanovena pomocí MKP softwaru na modelu nosníku jednotkové délky (vzhledem k velikosti otvorů a jejich geometrickému uspořádání byla modelována délka jednoho metru), podepřeného a zatíženého dle Obr. 4.4. (vlevo pro vnitřní výztuhu stojiny, vpravo pro okrajovou výztuhu pásnice). V případě nosníků bez otvoru je použit desko-stěnový MKP model s plnou stojinou, u nosníku s otvory je uvažován desko-stěnový MKP model s vymodelovanými kruhovými otvory průměru 65 mm ve stěně, které ovlivňují výslednou pérovou tuhost podepření výztuh.



Obr. 4.4 Princip výpočtu pérových konstant podepření výztuh

4.3.1 Distorzní vzpěr nosníku bez uvažování otvorů

Výpočet distorzního vzpěru nosníků bez otvorů je v Tab. 4.4 uveden pro tlačenu okrajovou výztuhu pásnice, respektive v Tab. 4.5 pro vnitřní výztuhu tlačené části stojiny.

Tab. 4.4 Výpočet účinků distorzního vzpěru nosníku bez otvorů – tlačená pásnice

Tlačená okrajová výztuha pásnice	ITERACE						
	I.	II.	III.	IV.	V.	VI.	VII.
Tlakové napětí v krajních vláknech $\sigma_{\text{com,Ed}}$ [MPa]	355,0	311,2	324,6	320,4	321,7	321,3	321,5
Spolupůsobící části [mm]							
- pásnice $0,5 b_{\text{eff}}$ [mm]	23,75	23,75	23,75	23,75	23,75	23,75	23,75
- výztuha b_{eff} [mm]	13,75	13,75	13,75	13,75	13,75	13,75	13,75
Charakteristiky účinné části výztuhy							
- průřezová plocha A_s [mm ²]	87,9	87,9	87,9	87,9	87,9	87,9	87,9
- poloha těžiště - souřadnice x [mm]	39,5	39,5	39,5	39,5	39,5	39,5	39,5
- souřadnice y [mm]	126,1	126,1	126,1	126,1	126,1	126,1	126,1
- moment setrvačnosti I_s [mm ⁴]	1 561	1 561	1 561	1 561	1 561	1 561	1 561
Stanovení pérové konstanty pomocí RFEMu							
- jednotkové zatížení u [N]	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000
- průhyb δ [m]	0,00061	0,00061	0,00061	0,00061	0,00061	0,00061	0,00061
- pérová konstanta K [N/m]	1 639 344	1 639 344	1 639 344	1 639 344	1 639 344	1 639 344	1 639 344
Výpočet součinitele distorzního vzpěru							
Kritické napětí $\sigma_{\text{cr,s}}$ [MPa]	527,2	527,2	527,2	527,2	527,2	527,2	527,2
Poměrná štíhlost λ_d [-]	0,821	0,768	0,785	0,780	0,781	0,781	0,781
Součinitel distorzního vzpěru χ_d [-]	0,877	0,914	0,903	0,906	0,905	0,906	0,905
Redukovaná tloušťka materiálu v účinném průřezu okrajové výztuhy pásnice [mm]							2,264

Tab. 4.5 Výpočet účinků distorzního vzpěru nosníku bez otvorů – stojina

Tlačená vnitřní výztuha stojiny	ITERACE						
	I.	II.	III.	IV.	V.	VI.	VII.
Tlakové napětí v krajních vláknech $\sigma_{\text{com,Ed}}$ [MPa]	355,0	-	-	-	-	-	-
Spolupůsobící části [mm]							
- horní část stojiny $b_{\text{eff}} [1-2/(5-\Psi)]$ [mm]	26,48	-	-	-	-	-	-
- střední část stojiny $0,4 b_{\text{eff}}$ [mm]	26,40	-	-	-	-	-	-
Charakteristiky účinné části výztuhy							
- průřezová plocha A_s [mm ²]	197,6	-	-	-	-	-	-
- poloha těžiště - souřadnice x [mm]	12,3	-	-	-	-	-	-
- souřadnice y [mm]	73,1	-	-	-	-	-	-
- moment setrvačnosti I_s [mm ⁴]	22 650	-	-	-	-	-	-
Stanovení pérové konstanty pomocí RFEMu							
- jednotkové zatížení u [N]	1 000	-	-	-	-	-	-
- průhyb δ [m]	0,00058	-	-	-	-	-	-
- pérová konstanta K [N/m]	1 724 138	-	-	-	-	-	-
Výpočet součinitele distorzního vzpěru							
Kritické napětí $\sigma_{\text{cr,s}}$ [MPa]	916,5	-	-	-	-	-	-
Poměrná štíhlost λ_d [-]	0,622	-	-	-	-	-	-
Součinitel distorzního vzpěru χ_d [-]	1,000	-	-	-	-	-	-
Redukovaná tloušťka materiálu v účinném průřezu vnitřní výztuhy stojiny [mm]							2,500

Výsledky analýzy vykazují u tlačené okrajové výztuhy pásnice redukcii únosnosti vlivem distorzního vzpěru, která je zavedena formou redukované tloušťky materiálu v účinné části výztuhy o velikosti 2,264 mm. To představuje redukcii únosnosti v místě účinné části výztuhy

o cca 10% ($\chi_d = 0,905$). Vnitřní výztuha tlačené části stojiny dle výpočtu není náchylná k distorznímu vzpěru.

4.3.2 Distorzní vzpěr nosníku s uvažováním otvorů

Analýza distorzního vzpěru nosníků s otvory ve stěně je v Tab. 4.6 uvedena pro okrajovou výztuhu tlačené pásnice, respektive v Tab. 4.7 pro vnitřní výztuhu tlačené části stojiny.

Tab. 4.6 Výpočet účinků distorzního vzpěru nosníku s otvory – tlačená pásnice

Tlačená okrajová výztuha pásnice	ITERACE						
	I.	II.	III.	IV.	V.	VI.	VII.
Tlakové napětí v krajních vláknech $\sigma_{\text{com,Ed}}$ [MPa]	355,0	308,7	323,1	318,5	319,9	319,5	319,6
Spolupůsobící části [mm]							
- pásnice $0,5 b_{\text{eff}}$ [mm]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
- výztuha b_{eff} [mm]	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
Charakteristiky účinné části výztuhy							
- průřezová plocha A_s [mm ²]	87,9	87,9	87,9	87,9	87,9	87,9	87,9
- poloha těžiště - souřadnice x [mm]	-8,0	-8,0	-8,0	-8,0	-8,0	-8,0	-8,0
- souřadnice y [mm]	11,1	11,1	11,1	11,1	11,1	11,1	11,1
- moment setrvačnosti I_s [mm ⁴]	1 561	1 561	1 561	1 561	1 561	1 561	1 561
Stanovení pérové konstanty pomocí RFEMu							
- jednotkové zatížení u [N]	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000	1 000
- průhyb δ [m]	0,00064	0,00064	0,00064	0,00064	0,00064	0,00064	0,00064
- pérová konstanta K [N/m]	1 562 500	1 562 500	1 562 500	1 562 500	1 562 500	1 562 500	1 562 500
Výpočet součinitele distorzního vzpěru							
Kritické napětí $\sigma_{\text{cr,s}}$ [MPa]	514,7	514,7	514,7	514,7	514,7	514,7	514,7
Poměrná štíhlost λ_d [-]	0,830	0,774	0,792	0,787	0,788	0,788	0,788
Součinitel distorzního vzpěru χ_d [-]	0,870	0,910	0,897	0,901	0,900	0,900	0,900
Redukovaná tloušťka materiálu v účinném průřezu okrajové výztuhy pásnice [mm]							2,251

Tab. 4.7 Výpočet účinků distorzního vzpěru nosníku s otvory – stojina

Tlačená vnitřní výztuha stojiny	ITERACE						
	I.	II.	III.	IV.	V.	VI.	VII.
Tlakové napětí v krajních vláknech $\sigma_{\text{com,Ed}}$ [MPa]	355,0	-	-	-	-	-	-
Spolupůsobící části [mm]							
- horní část stojiny $b_{\text{eff}} [1-2/(5-\Psi)]$ [mm]	0,00	-	-	-	-	-	-
- střední část stojiny $0,4 b_{\text{eff}}$ [mm]	0,00	-	-	-	-	-	-
Charakteristiky účinné části výztuhy							
- průřezová plocha A_s [mm ²]	197,6	-	-	-	-	-	-
- poloha těžiště - souřadnice x [mm]	12,3	-	-	-	-	-	-
- souřadnice y [mm]	73,1	-	-	-	-	-	-
- moment setrvačnosti I_s [mm ⁴]	22 650	-	-	-	-	-	-
Stanovení pérové konstanty pomocí RFEMu							
- jednotkové zatížení u [N]	1 000	-	-	-	-	-	-
- průhyb δ [m]	0,00067	-	-	-	-	-	-
- pérová konstanta K [N/m]	1 492 537	-	-	-	-	-	-
Výpočet součinitele distorzního vzpěru							
Kritické napětí $\sigma_{\text{cr,s}}$ [MPa]	852,7	-	-	-	-	-	-
Poměrná štíhlost λ_d [-]	0,645	-	-	-	-	-	-
Součinitel distorzního vzpěru χ_d [-]	1,000	-	-	-	-	-	-
Redukovaná tloušťka materiálu v účinném průřezu vnitřní výztuhy stojiny [mm]							2,500

Výsledky analýzy vykazují u tlačené okrajové výztuhy pásnice redukcí únosnosti vlivem distorzního vzpěru, která je zavedena formou redukované tloušťky materiálu v účinné části

výztuhy o velikosti 2,251 mm. To představuje redukci únosnosti v místě účinné části výztuhy o cca 10% ($\chi_d = 0,900$). Vnitřní výztuha tlačené části stojiny dle výpočtu není náchylná k distorznímu vzpěru.

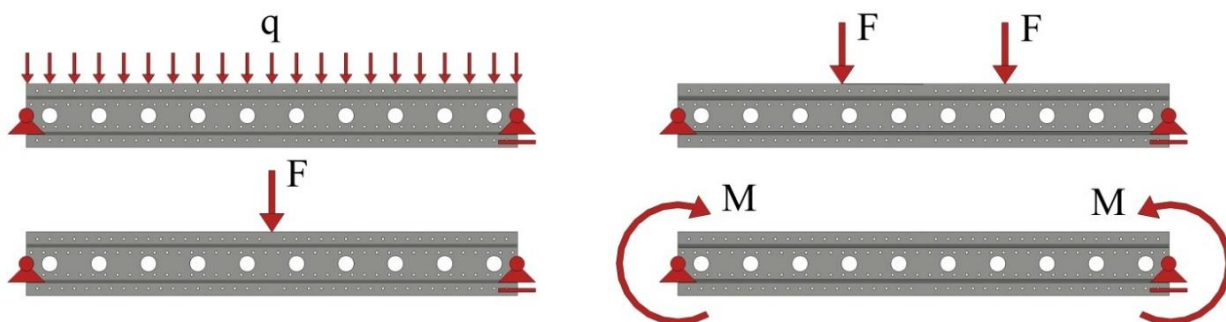
Z porovnání výsledků analýz na nosnících bez otvorů a s otvory lze stanovit vliv otvorů ve stěně na únosnost při distorzním vzpěru. Otvory redukují únosnost okrajové výztuhy tlačené pásnice o cca 0,5%, což je z hlediska praktického návrhu zcela zanedbatelný rozdíl.

4.4 STANOVENÍ ÚNOSNOSTI PŘI KLOPENÍ PRUTU S NÁHRADNÍM PRŮŘEZEM

4.4.1 Stanovení únosnosti při klopení dle ČSN EN 1993-1-1

Pro stanovení ohybové únosnosti tenkostěnných ocelových nosníků typu Sigma s ohledem na ztrátu příčné a torzní odolnosti je použita metodika uvedená v současných platných evropských normativních podkladech. Jedná se o kapitolu 6.3.2.1 dokumentu ČSN EN 1993-1-1 [78], která je pro případ tenkostěnných profilů zpřesněna kapitolou 6.2.4 dokumentu ČSN EN 1993-1-3 [79]. Zpřesnění se týká volby křivky vzpěrnosti, které pro případ tenkostěnných nosníků doporučuje užití křivky b se součinitelem imperfekce $\alpha_{LT} = 0,34$. Postup výpočtu není vhodný pro případy, kdy osy plného a účinného průřezu jsou natočeny o podstatný úhel, což není případem vyšetřovaných nosníků.

Pružný kritický moment je stanoven dle národní přílohy NB. 3 normy ČSN EN 1993-1-1 [78]. Při analýze jsou uvažovány prostě podepřené nosníky ($k_y = 1,0$) o třech různých délkách (2, 3 a 4 m), zatížené čtyřmi základními zatěžovacími schémata: spojitě zatížení, zatížení osamělým břemenem uprostřed rozpětí nosníku, zatížení dvojicí osamělých břemen ve třetinách rozpětí nosníku a zatížení koncovými momenty stejné velikosti s opačným smyslem působení (viz Obr. 4.5).



Obr. 4.5 Uvažovaná zatěžovací schémata

Příčnému vybočení tlačných pásnic je zabráněno pouze v podporách nosníků ($k_z = 1,0$). Uvažovány jsou dva způsoby uložení v kroucení: prosté uložení v kroucení s volnou deplanací

koncových průřezů ($k_w = 1,0$) a vetknutí v kroucení se zabráněnou deplanací koncových průřezů ($k_w = 0,5$). Výpočet ohybové únosnosti při klopení je proveden pro 24 různých konfigurací (3 různé délky nosníků x 4 odlišná zatěžovací schémata x 2 způsoby uložení v kroucení).

Vstupními parametry výpočtu jsou průřezové charakteristiky náhradního průřezu stanovené v kapitole 4.1. Mez kluzu oceli je uvažována hodnotou odpovídající pevnostní třídě S355MC. V Tab. 4.8 jsou uvedeny pro všech 24 kombinací dílčí parametry výpočtu a výsledné normativní ohybové únosnosti při klopení.

Tab. 4.8 Přehled parametrů výpočtu a výsledných ohybových únosností při klopení

Uložení v kroucení	Zatížení	Délka nosníků L	L_{SUPP} [mm]	k_z	k_w	C_1	C_2	κ_{wt}	ζ_g	ζ_j	μ_{cr}	M_{cr} [kNm]	$M_{el,Rd}$ [kNm]	$\bar{\lambda}_{LT}$	χ_{LT}	$M_{b,Rd}$ [kNm]
Prosté uložení v kroucení	Spojitě zatížení	2 m	1 960	1,00	1,00	1,13	0,46	3,65	3,42	0,00	2,86	11,35	22,61	1,41	0,38	8,52
		3 m	2 960	1,00	1,00	1,13	0,46	2,42	2,27	0,00	2,01	5,28	22,61	2,07	0,20	4,45
		4 m	3 960	1,00	1,00	1,13	0,46	1,81	1,69	0,00	1,61	3,18	22,61	2,67	0,12	2,80
	1 břemeno v L/2	2 m	1 960	1,00	1,00	1,36	0,55	3,65	3,42	0,00	3,19	12,68	22,61	1,34	0,41	9,28
		3 m	2 960	1,00	1,00	1,36	0,55	2,42	2,27	0,00	2,25	5,91	22,61	1,96	0,22	4,93
		4 m	3 960	1,00	1,00	1,36	0,55	1,81	1,69	0,00	1,82	3,57	22,61	2,52	0,14	3,12
	2 břemena v L/3	2 m	1 960	1,00	1,00	1,10	0,51	3,65	3,42	0,00	2,67	10,63	22,61	1,46	0,36	8,09
		3 m	2 960	1,00	1,00	1,10	0,51	2,42	2,27	0,00	1,88	4,95	22,61	2,14	0,19	4,21
		4 m	3 960	1,00	1,00	1,10	0,51	1,81	1,69	0,00	1,52	2,98	22,61	2,75	0,12	2,64
	Koncové momenty	2 m	1 960	1,00	1,00	1,00	0,00	3,65	3,42	0,00	3,79	15,05	22,61	1,23	0,46	10,50
		3 m	2 960	1,00	1,00	1,00	0,00	2,42	2,27	0,00	2,62	6,89	22,61	1,81	0,25	5,63
		4 m	3 960	1,00	1,00	1,00	0,00	1,81	1,69	0,00	2,07	4,06	22,61	2,36	0,16	3,51
Vetknutí v kroucení	Spojitě zatížení	2 m	1 960	1,00	0,50	1,23	0,39	7,31	3,42	0,00	7,58	30,11	22,61	0,87	0,68	15,43
		3 m	2 960	1,00	0,50	1,23	0,39	4,84	2,27	0,00	5,09	13,38	22,61	1,30	0,43	9,65
		4 m	3 960	1,00	0,50	1,23	0,39	3,62	1,69	0,00	3,87	7,62	22,61	1,72	0,27	6,15
	1 břemeno L/2	2 m	1 960	1,00	0,50	1,45	0,58	7,31	3,42	0,00	8,19	32,57	22,61	0,83	0,70	15,91
		3 m	2 960	1,00	0,50	1,45	0,58	4,84	2,27	0,00	5,51	14,49	22,61	1,25	0,45	10,22
		4 m	3 960	1,00	0,50	1,45	0,58	3,62	1,69	0,00	4,20	8,26	22,61	1,65	0,29	6,58
	2 břemena v L/3	2 m	1 960	1,00	0,50	1,19	0,43	7,31	3,42	0,00	7,20	28,60	22,61	0,89	0,67	15,11
		3 m	2 960	1,00	0,50	1,19	0,43	4,84	2,27	0,00	4,83	12,72	22,61	1,33	0,41	9,30
		4 m	3 960	1,00	0,50	1,19	0,43	3,62	1,69	0,00	3,68	7,24	22,61	1,77	0,26	5,88
	Koncové momenty	2 m	1 960	1,00	0,50	1,16	0,05	7,31	3,42	0,00	8,36	33,21	22,61	0,83	0,71	16,03
		3 m	2 960	1,00	0,50	1,16	0,05	4,84	2,27	0,00	5,60	14,74	22,61	1,24	0,46	10,35
		4 m	3 960	1,00	0,50	1,16	0,05	3,62	1,69	0,00	4,25	8,37	22,61	1,64	0,29	6,66

4.4.2 Ověření prutu s náhradním průřezem MKP výpočtem

Pro ověření teoretického modelu náhradního prutu byl použit výpočetní program založený na MKP pro výpočet prostorové ztráty stability s vlivem klopení, jehož autorem je J. Brodniansky ml. (STU Bratislava) [5], [18].

Sestavený program je založený na řešení soustavy diferenciálních rovnic popisujících ztrátu stability při klopení v pružném oboru (viz kapitola 2.2). Umožňuje výpočet stabilitních úloh při zadávání různých tuhostí jednotlivých částí prutu (rozdílná tuhost jednotlivých elementů konstrukce), a proto je vhodný na rychlé a efektivní získání poměrně přesných hodnot součinitelů rozvojení rovnováhy i pro nosníky s proměnným průřezem.

Posuzované pruty jsou v programu modelovány o délkách 2, 3 a 4 metry. Průřez je definovaný číselnými hodnotami průřezových charakteristik. Nejprve jsou analyzovány pruty konstantního průřezu uvažované s průřezovými charakteristikami plného průřezu, oslabeného průřezu a náhradního průřezu definovaného v kapitole 4.1. V druhém kroku je modelován prut s proměnným průřezem po jeho délce, přičemž v místě kruhového otvoru Ø65 mm jsou použity průřezové charakteristiky oslabeného průřezu a v mezilehlých úsecích mezi otvory Ø65 mm (tedy na délce 135 mm) jsou zadány průřezové charakteristiky plného průřezu. V Tab. 4.9 jsou uvedeny vypočtené hodnoty pružného kritického momentu. Porovnány jsou hodnoty získané softwarovým výpočtem založeným na MKP výpočtu na prutu proměnného průřezu s pružným kritickým momentem získaným dle výpočetní procedury zakotvené v národní příloze NB.3 normy ČSN EN 1993-1-1 [78]. Rozdíly v hodnotách získaných ze srovnání výsledků, pohybující se v řádech desetin procenta, dokazují zcela přesné vystižení chování nosníků s otvory ve stěně prostřednictvím prizmatického prutu s náhradním průřezem.

Tab. 4.9 Ověření prutu s náhradním průřezem MKP výpočtem

Uložení v kroucení	Zatížení	Délka nosníků L	L_{SUPP} [mm]	Pružný kritický moment M_{cr} [kNm]					Rozdíl *)
				EC náhradní průřez	Plný průřez	Oslabený průřez	Náhradní průřez	Proměnný průřez	
Prosté uložení v kroucení	Spojitě zatížení	2 m	1 960	11,35	11,72	10,68	11,38	11,36	-0,1%
		3 m	2 960	5,28	5,46	4,93	5,29	5,28	-0,1%
		4 m	3 960	3,18	3,30	2,65	3,18	3,18	-0,1%
	1 břemeno v L/2	2 m	1 960	12,68	12,98	11,85	12,61	12,60	0,7%
		3 m	2 960	5,91	6,07	5,49	5,88	5,87	0,8%
		4 m	3 960	3,57	3,67	3,29	3,55	3,54	0,8%
	2 břemena v L/3	2 m	1 960	10,63	10,96	10,00	10,65	10,61	0,2%
		3 m	2 960	4,95	5,12	4,62	4,96	4,94	0,1%
		4 m	3 960	2,98	3,09	2,76	2,99	2,98	0,3%
	Koncové momenty	2 m	1 960	15,05	15,53	14,05	15,05	15,02	0,2%
		3 m	2 960	6,89	7,12	6,40	6,89	6,87	0,2%
		4 m	3 960	4,06	4,21	3,76	4,06	4,05	0,2%
Větknutí v kroucení	Spojitě zatížení	2 m	1 960	30,11	31,57	28,35	30,18	30,10	0,0%
		3 m	2 960	13,38	13,81	12,58	13,41	13,38	0,0%
		4 m	3 960	7,62	7,87	7,14	7,63	7,61	0,1%
	1 břemeno L/2	2 m	1 960	32,57	33,37	30,52	32,45	32,38	0,6%
		3 m	2 960	14,49	14,86	13,55	14,43	14,40	0,6%
		4 m	3 960	8,26	8,48	7,71	8,23	8,21	0,6%
	2 břemena v L/3	2 m	1 960	28,60	29,44	26,88	28,61	28,50	0,3%
		3 m	2 960	12,72	13,09	11,93	12,71	12,68	0,3%
		4 m	3 960	7,24	7,46	6,77	7,24	7,21	0,4%
	Koncové momenty	2 m	1 960	33,21	34,22	31,10	33,21	33,12	0,3%
		3 m	2 960	14,74	15,18	13,77	14,72	14,69	0,3%
		4 m	3 960	8,37	8,62	7,80	8,35	8,33	0,4%

Výpočet dle ČSN EN 1993-1-1 a národní přílohy NB.3 pro náhradní průřez

Výsledky získané programem na řešení prostorové ztráty stability při klopení pro prut konstantního průřezu

Výsledky získané programem na řešení prostorové ztráty stability při klopení pro prut proměnného průřezu

*) Rozdíl mezi hodnotami stanovenými softwarem pro prut s proměnným průřezem a hodnotami získanými výpočtem dle EC s uvažováním průřezových charakteristik náhradního průřezu.

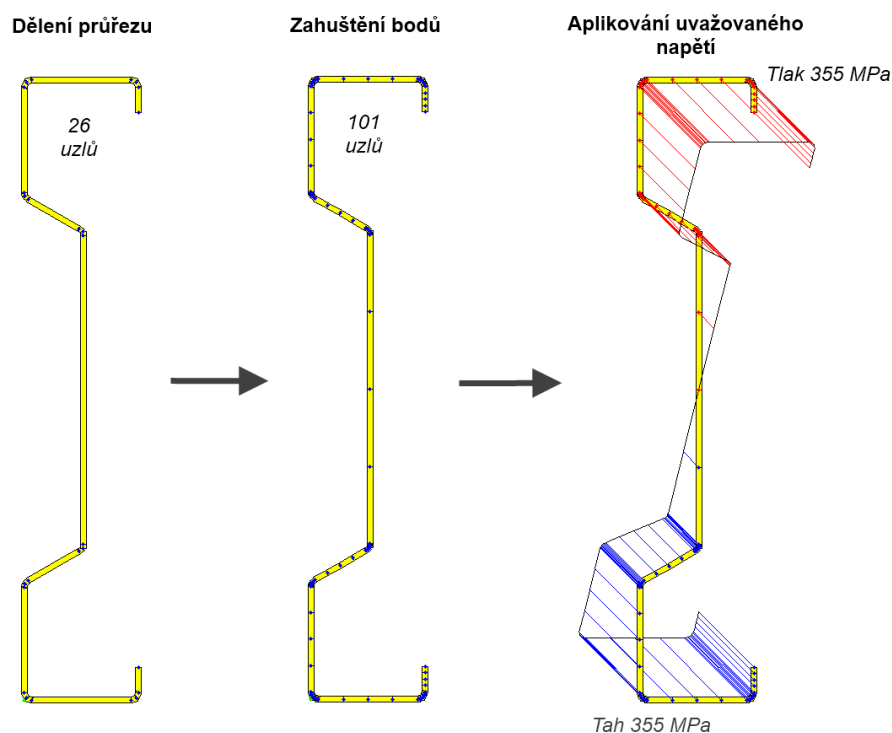
5 NUMERICKÁ ANALÝZA

5.1 NUMERICKÁ ANALÝZA LOKÁLNÍHO BOULENÍ A DISTORZNÍHO VZPĚRU

Numerická analýza účinků lokálního a distorzního boulení na celkovou únosnost průřezu bude provedena ve smyslu metody Direct Strength Method v programu CUFSM [39], který při výpočtu používá metodu konečných pásů (Final Strip Method). Výchozím modelem bude základní průřez bez otvorů. Pro určení vlivu otvorů na účinky lokálního a distorzního boulení bude proveden srovnávací model zohledňující otvory zavedením redukované tloušťky stěny v místech perforace.

5.1.1 Analýza nosníku s plným průřezem

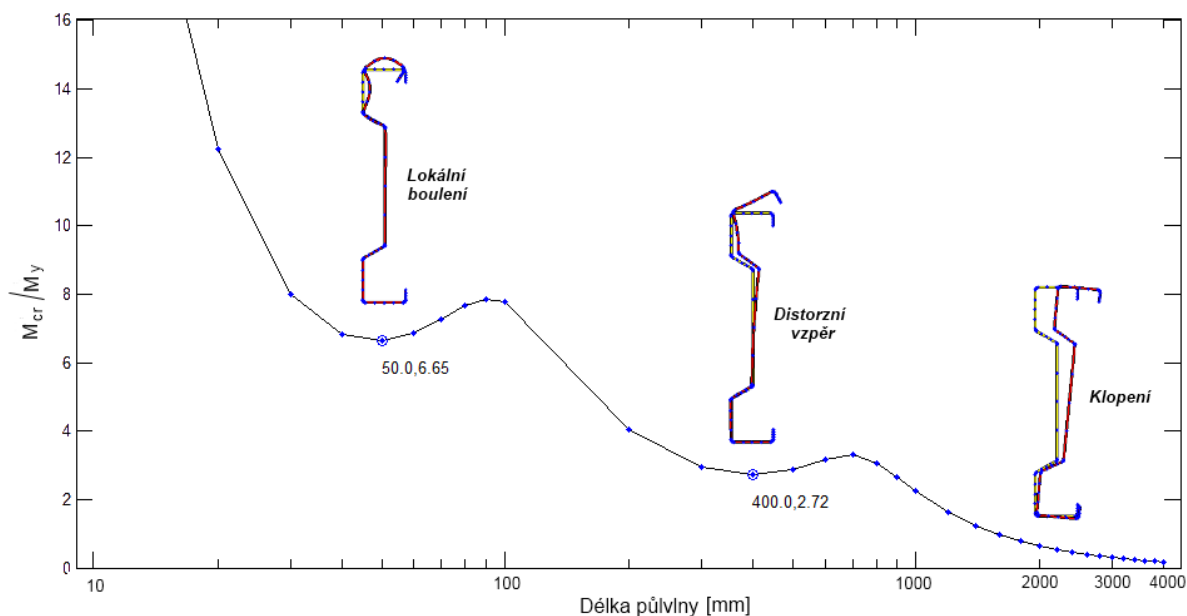
Model průřezu se skládá z přímých úseků (elementů). Křivka zaoblení v rozích je nahrazena dvěma elementy vedenými bodem ve středu zaoblení. Takto definovaný průřez se skládá z 26 uzlů/25 elementů. Pro dosažení přesnějších výsledků je průřez zahuštěn na 101 uzlů/100 elementů. Aplikované napětí po střednici průřezu odpovídá elastickému průběhu napětí při ohybu v rovině větší tuhosti s dosažením meze kluzu 355 MPa v krajních vláknech.



Obr. 5.1 Geometrie průřezu a rozložení napětí

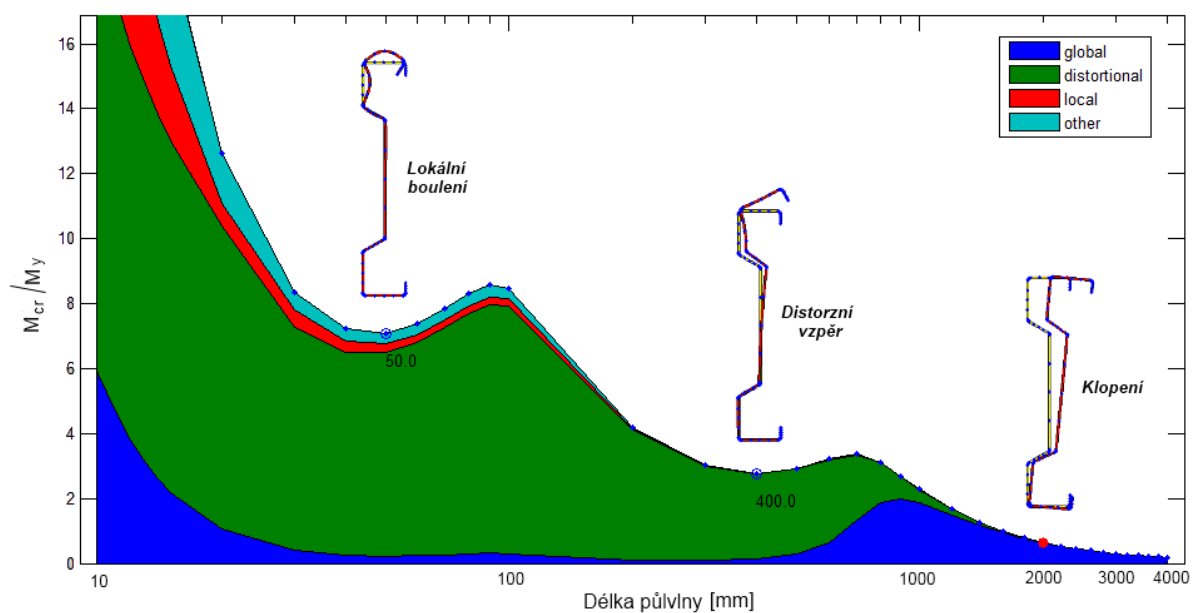
Výsledkem provedené analýzy jsou vzpěrné křivky (viz Obr. 5.2) popisující chování ohýbaného profilu typu Sigma z hlediska lokálního boulení, distorzního vzpěru a globálního

vzpěru (u ohýbaného prvku klopení). Lokální boulení nastává při poměru zatížení $M_{cr}/M_y = 6.65$ s délkou půlvlny 50 mm. Ve skutečnosti k lokálnímu boulení u ohýbaných nosníků typu Sigma nedojde, jelikož prut ztratí globální stabilitu při nižší úrovni zatížení. Tento fakt je podložen analýzou lokálního boulení dle EC v kap. 2.4.1. Obdobná situace nastává i v případě distorzního vzpěru, který se projevuje při úrovni zatížení $M_{cr}/M_y = 2.72$ s délkou půlvlny 400 mm.



Obr. 5.2 Výsledky CUFSM analýzy na průřezu bez otvorů

Z Obr. 5.3, který klasifikuje jednotlivé typy stabilitních jevů, je zřejmé, že u prutů délky 2000 – 4000 mm (v tomto rozsahu je provedena numerická analýza i experimentální verifikace ohybové únosnosti) dochází ke globální ztrátě stability, která není ovlivněna účinky lokálního boulení a distorzního vzpěru.



Obr. 5.3 Klasifikace jednotlivých stabilitních jevů a jejich interakce

5.1.2 Analýza nosníku s otvory ve stěně

Otvory ve stěně nosníků zapříčiňují pokles příčné ohybové tuhosti stojiny, což ovlivňuje chování nosníků při distorzním vzpěru. Redukce příčné ohybové tuhosti stojiny vlivem otvorů ve stěně lze zavést pomocí redukované tloušťky materiálu stojiny. Určením redukce tloušťky stojiny se zabýval D. Moen a B.W. Schafer [29].

Jestliže K_θ reprezentuje kumulativní příčnou rotační tuhost stěny bez otvoru, pak redukovaná kumulativní rotační tuhost stěny zahrnující přítomnost otvorů $K_{\theta,hole}$ může být definována jako:

$$K_{\theta,hole} = \left(1 - \frac{L_{hole}}{L_{crd}}\right) \cdot K_\theta \quad (5.1)$$

Rotační tuhost stěny je přímo úměrná ohybové tuhosti stěny:

$$\frac{K_{\theta,hole}}{K_\theta} \propto \frac{D_{hole}}{D} = \frac{E(t_{web,hole})^3}{12(1-\nu^2)} = \frac{(t_{web,hole})^3}{(t_{web})^3} \quad (5.2)$$

Dosazením vzorce (5.1) do vzorce (5.2) a následného vyjádření $t_{web,red}$ získáme výraz:

$$t_{web,hole} = \left(1 - \frac{L_{hole}}{L_{crd}}\right)^{1/3} \cdot t_{web} \quad (5.3)$$

kde L_{crd} je délka půlvlny při distorzním vzpěru stanovená pomocí CUFISM analýzy provedené na plném průřezu,

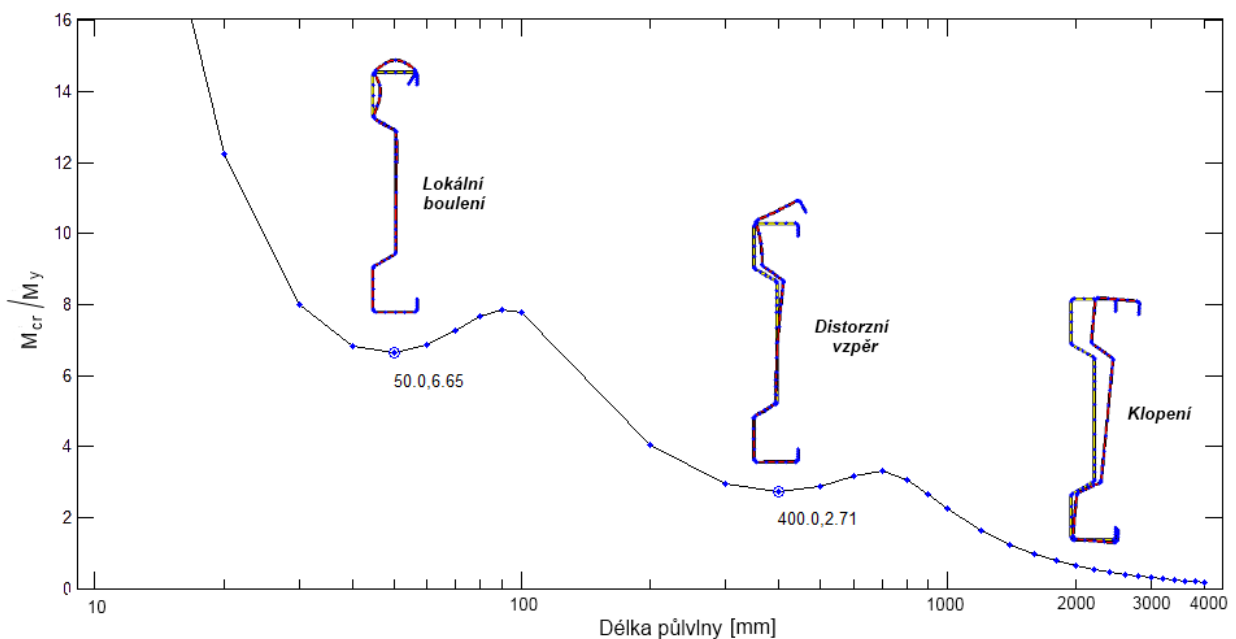
L_{hole} je součet délek oslabení otvory na délce L_{crd} ,

t_{web} je tloušťka stojiny.

Délka půlvlny 400 mm při distorzním vzpěru byla stanovena pomocí CUFISM analýzy provedené na plném průřezu. Na této délce je stojina nosníku oslabena dvojicí kruhových otvorů průměru 65 mm. Výpočet redukované tloušťky stojiny v místě otvoru nosníků typu Sigma je proveden v následujícím vzorci:

$$t_{web,hole} = \left(1 - \frac{2 \cdot 65}{400}\right)^{1/3} \cdot 2,5 = 2,19mm$$

Pro analýzu v programu CUFISM je použit průřez, který vychází z modelu použitého v kap. 4.3.1, u kterého je dodatečně v místě otvoru ve stojině redukována tloušťka materiálu na 2.19 mm. Průřez je zahuštěn na 109 uzlů/108 elementů a je aplikováno identické napětí po střednici průřezu jako v případě modelu průřezu bez otvorů. Výsledky analýzy jsou uvedeny v Obr. 5.4.



Obr. 5.4 Výsledky CUFSM analýzy na průřezu zohledňující otvory ve stěně

Lokální boulení nastává při poměru zatížení $M_{cr}/M_y = 6.65$ s délkou půlvlny 50 mm, což je zcela shodný výsledek jako v případě analýzy na plném průřezu. Distorzní vzpěr se projevuje při úrovni zatížení $M_{crd}/M_y = 2.71$ s délkou půlvlny 400 mm. Délka půlvlny je shodná s délkou z předcházející analýzy, poměr zatížení M_{crd}/M_y se liší o pouhou setinu (hodnota z předcházející analýzy je 2.72). Z těchto výsledků je zřejmé, že otvory ve stěně Sigma nosníků nemají prakticky vliv na účinky lokálního boulení a distorzního vzpěru.

Výpočet únosností pomocí DSM (zakotvené v americké normě AISI [81], [82], [83]) pro jednotlivé druhy ztrát stability dle vzorců definovaných v kap. 2.4.3 je uveden v Tab. 5.1. Uvedené únosnosti při klopení jsou vztaženy k prosté ohybové únosnosti M_y , únosnost při lokálním boulení je vztažena k únosnosti při klopení M_{ne} . Z dat v této tabulce je zřejmé, že pro délky nosníků v rozmezí 2 – 4 m není únosnost při klopení ovlivněna účinky lokálního boulení ani účinky distorzního vzpěru. Poměr M_{ne}/M_y principiálně odpovídá součiniteli klopení χ_{LT} zavedeném v evropských normativních podkladech pro navrhování ocelových konstrukcí [78].

Tab. 5.1 Výpočet únosností pomocí DSM pro jednotlivé druhy ztrát stability

Délka nosníku	CUFSM analýza			Klopení			Lokální boulení				Distorzní vzpěr			
	$\frac{M_{cr}}{M_y}$	$\frac{M_{crd}}{M_y}$	$\frac{M_{cre}}{M_y}$	DSM M_{ne}/M_y	EC χ_{LT}	Rozdíl	DSM λ_1	EC $M_{n\lambda}/M_{ne}$	¹⁾	Rozdíl	DSM λ_d	EC M_{nd}/M_y	²⁾	Rozdíl
2000	6,65	2,71	0,63	0,625	0,464	34%	0,31	1,000	1,000	0%	0,41	1,000	0,985	2%
3000			0,30	0,297	0,249	19%	0,21	1,000	1,000	0%				
4000			0,18	0,177	0,155	14%	0,16	1,000	1,000	0%				

¹⁾ Efektivnost průřezu stanovená pro účinky lokálního boulení dle EN 1993-1-3 a EN 1993-1-5

²⁾ Efektivnost průřezu stanovená pro účinky distorzního vzpěru dle EN 1993-1-3 a EN 1993-1-5

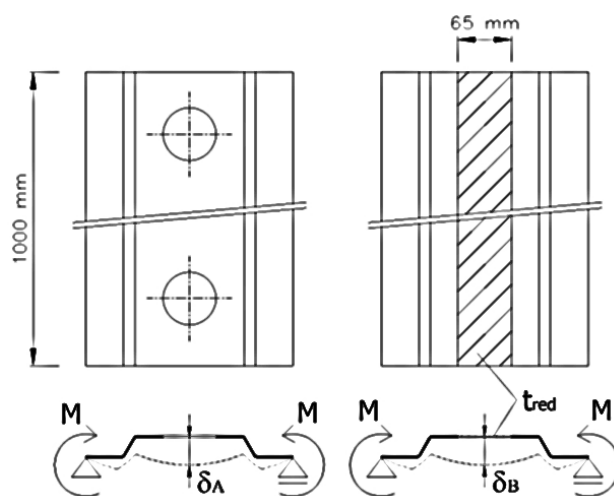
Tab. 5.1 je doplněna o porovnání s výpočty provedenými dle evropských norem [78], [79], [80]. Porovnání výsledků obou principiálně rozdílných návrhových procedur vykazuje v případě analýzy účinků lokálního boulení a distorzního vzpěru velmi přesnou shodu. Vzájemně odlišných výsledků dosahují tyto metody u analýzy účinků klopení, kdy metoda DSM udává nižší redukci ohybové únosnosti při klopení oproti výsledkům dle EC. Odlišnost je patrná zejména u kratších délek nosníků, se vzrůstajícím rozpětím se rozdíly ve výsledcích snižují.

5.2 NUMERICKÁ ANALÝZA KLOPENÍ

Numerické modelování klopení bylo provedeno pomocí programu RFEM společnosti Dlubal, respektive v přídatném modulu RF-FE-LTB [84]. Tento modul posuzuje dílčí rovinné konstrukce na prostorový vzpěr podle analýzy druhého řádu při zohlednění deplanace. Program automaticky převezme údaje o geometrii, podepření a zatížení z programu RFEM. Po provedení výpočtu modul RF-FE-LTB zobrazí deformace, vnitřní síly, podporové reakce a napětí. Protože výpočty v modulu zohledňují torzní deplanaci, program zobrazí také výsledný průběh bimomentu a průběh primární a sekundární torze.

5.2.1 Modelování otvorů ve stěně

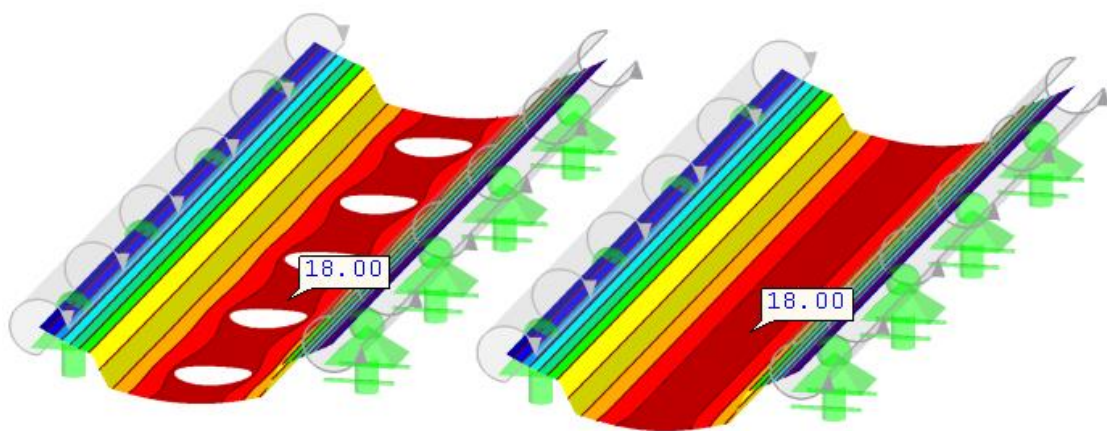
Přídavný modul umožňuje provádět analýzy na prutech (nebo skupině prutů) s konstantním průřezem. Jelikož software umožňuje zadávat pouze plnostěnné pruty, není možné vytvářet otvory ve stojině nosníků. Ty jsou uvažovány při výpočtu zavedením náhradního pásu konstantní šířky s redukovanou tloušťkou po celé délce prutu v oblasti perforace. Pro stanovení redukované tloušťky byly vytvořeny dva modely stojiny o délce jednoho metru, prostě podepřené na okrajích (po délce ve směru osy x).



Obr. 5.5 Schéma modelů stěny s perforací a s pásem redukované tloušťky

V prvním modelu byla stojina vymodelována s kruhovou perforací průměru 65 mm, v druhém případě byla v modelu perforace nahrazena pásem s redukovanou tloušťkou. Oba modely byly zatíženy jednotkovým spojitým ohybovým momentem v liniových podporách po délce stojiny (viz Obr. 5.5).

Na Obr. 5.6 jsou zobrazeny deformace obou modelů stojiny. Oba modely jsou zatíženy spojitými koncovými momenty velikosti 500 N/m. Deformace prvního modelu uprostřed stojiny je $\delta_A = 18$ mm (jelikož v důsledku přítomnosti otvorů ve stojině se deformace liší v plných řezech a v oslabených řezech, je uvažována její průměrná hodnota v podélné ose stojiny). V druhém modelu pro dosažení stejné deformace $\delta_B = 18$ mm byla použita redukováná tloušťka pásu v oblasti perforace $t_{red} = 2,17$ mm.



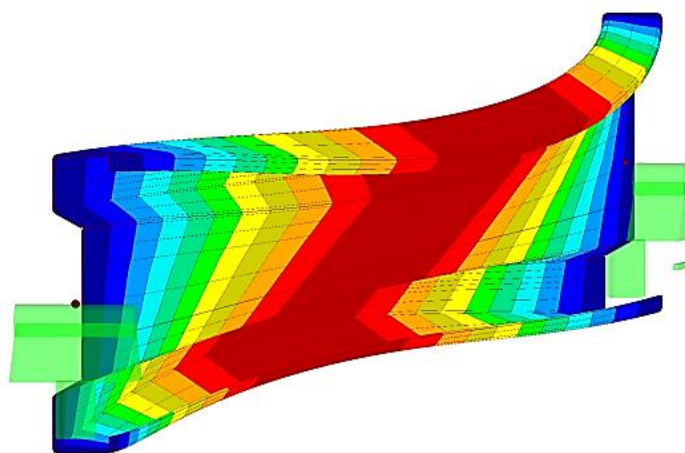
Obr. 5.6 Deformace modelů stojiny

5.2.2 Analýza klopení metodou konečných prvků

Numerické modelování bylo provedeno na nosnících tří délek (2, 3 a 4 metry) v kombinaci se čtyřmi typy zatížení specifikovaných v kapitole 4.4. Pro každou kombinaci délky nosníku a typu zatížení byly provedeny tři výpočty. První výpočet byl proveden na ideálním nosníku (bez geometrických imperfekcí). Zbývající dvě kalkulace byly provedeny na nosnících s počáteční geometrickou imperfekcí odpovídající prvnímu vlastnímu tvaru prostě podepřeného nosníku typu Sigma (viz Obr. 5.7) stanoveného stabilitní analýzou.

Velikosti počátečních zakřivení byly zadány na základě doporučení uvedených v ČSN EN 1993-1-1 [78] pro elastický výpočet ($L/250$ pro křivku klopení b a $L/200$ pro křivku klopení c).

Numerické výpočty jsou limitovány napětím odpovídajícím mezi kluzu materiálu (355 MPa). Spojité zatížení a zatížení osamělými břemeny byly aplikovány na horní tlačené pásnici horizontálně zarovnané se středem smyku. Výsledky analýzy, které jsou díky uvažovanému působišti zatížení vůči středu smyku porovnatelné s charakteristickými únosnostmi stanovenými dle EC [78] v kapitole 4.4, jsou přehledně pro jednotlivé způsoby namáhání uvedeny v Tab. 5.2.



Obr. 5.7 První vlastní tvar prostě podepřeného nosníku typu Sigma

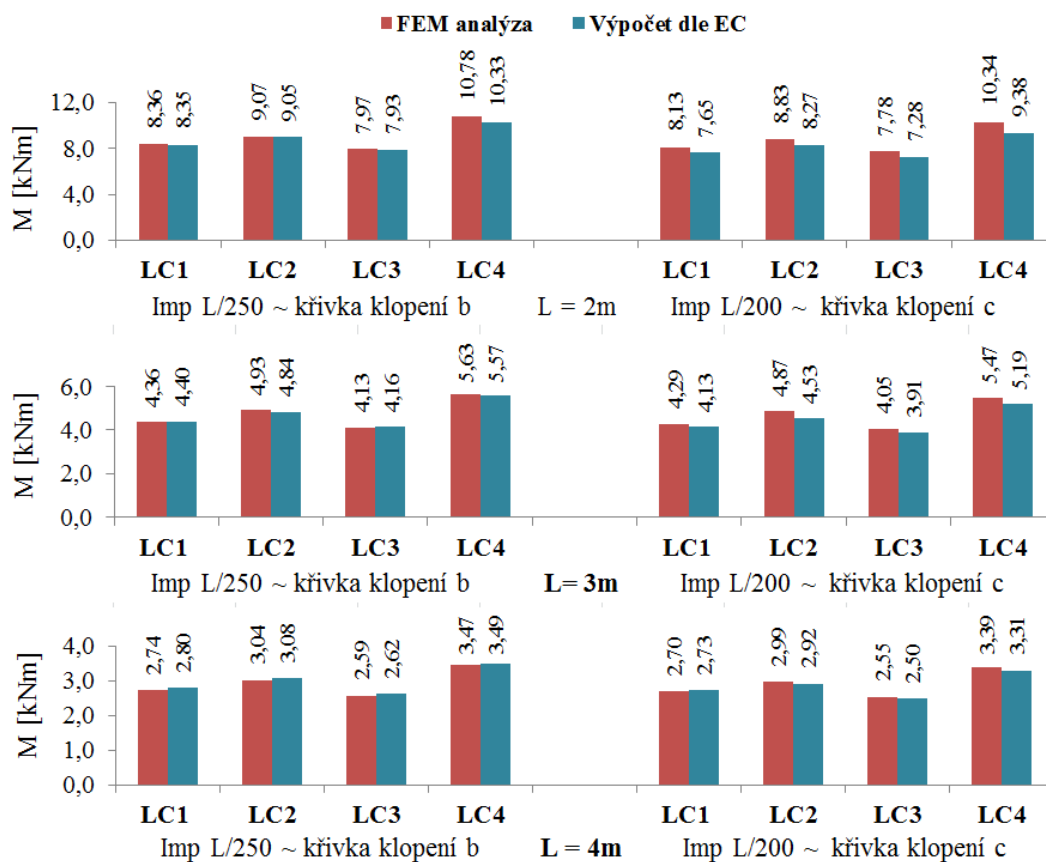
Graf 5.1, který srovnává výsledky numerické analýzy s únosnostmi spočtenými dle EC [78], ukazuje velmi dobrou shodu výsledků FEM analýzy klopení nosníků s redukovanou tloušťkou stěny stojiny v místě perforace za předpokladu výpočtu s počáteční geometrickou imperfekcí odpovídající 1/250 délky nosníku s vypočtenými únosnostmi dle národní přílohy NB.3 normy ČSN EN 1993-1 při použití křivky klopení b.

Tab. 5.2 Výsledky FEM analýzy klopení provedené v softwaru Dlubal RFEM

Zatěžovací stav		LC1		LC2		LC3		LC4	
Délka nosníku [mm]	Imperfekce (křivka klopení)	M_{FEM} [kNm]	$M_{b,Rk}$ [kNm]	M_{FEM} [kNm]	$M_{b,Rk}$ [kNm]	M_{FEM} [kNm]	$M_{b,Rk}$ [kNm]	M_{FEM} [kNm]	$M_{b,Rk}$ [kNm]
1960	-	9,46	-	10,37	-	8,94	-	14,06	-
	L/250 (b)	8,36	8,35	9,07	9,05	7,97	7,93	10,78	10,33
	L/200 (c)	8,13	7,65	8,83	8,27	7,78	7,28	10,34	9,38
2960	-	4,76	-	5,25	-	4,46	-	6,45	-
	L/250 (b)	4,36	4,40	4,93	4,84	4,13	4,16	5,63	5,57
	L/200 (c)	4,29	4,13	4,87	4,53	4,05	3,91	5,47	5,19
3960	-	2,93	-	3,26	-	2,75	-	3,82	-
	L/250 (b)	2,74	2,80	3,04	3,08	2,59	2,62	3,47	3,49
	L/200 (c)	2,70	2,73	2,99	2,92	2,55	2,50	3,39	3,31

V případě zatěžovacích schémat LC1, LC2 a LC3 je rozdíl ve výsledcích obou metod do 1- 2%, v případě zatížení koncovými momenty (LC4) je rozdíl do 4%. Při provedení stejného srovnání, pouze s uvažováním geometrické imperfekce odpovídající 1/200 délky nosníku, respektive křivce klopení c, dochází k rozdílům do 7% a současně v mnohých případech je únosnost stanovená pomocí FEM analýzy vyšší než únosnost dle EC. Lze tudíž konstatovat, že uvažováním geometrické imperfekce odpovídající 1/250 L lze FEM analýzou na prutu s otvory, zavedenými pomocí redukované tloušťky stojiny v místě perforace, spolehlivě stanovit únosnost

nosníků při klopení ve smyslu normativní únosnosti dle národní normy ČSN EN 1993-1 [78] při použití křivky klopení b doporučené normou ČSN EN 1993-1-3 [79] pro tenkostěnné průřezy.



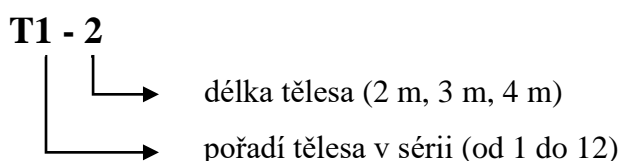
Graf 5.1 Srovnání výsledků FEM analýzy s výpočtem provedeným dle Eurokódu

6 EXPERIMENTÁLNÍ ANALÝZA

V rámci komplexní experimentální analýzy byly v laboratorních podmínkách nejdříve ověřovány skutečné průřezové charakteristiky nosníků oslabených otvory ve stěně. Následně probíhala verifikace reálného působení Sigma nosníků v ohybu kolem osy větší tuhosti se zřetelem na ztrátu stability při klopení.

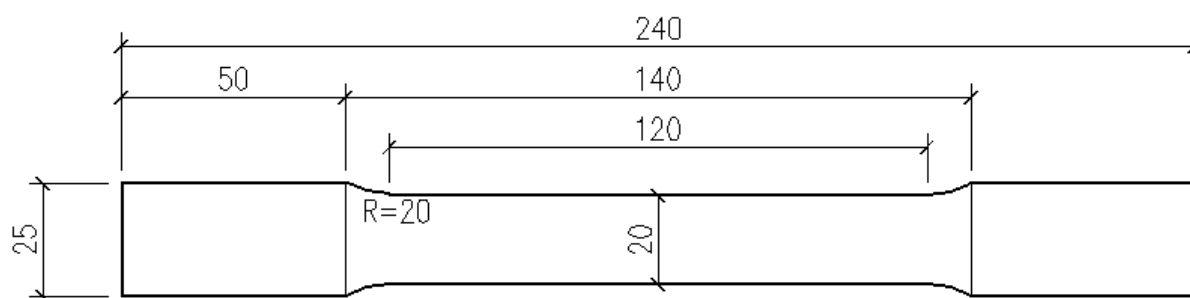
Pro zkoušky bylo výrobcem dodáno celkem 20 ks nosníků s otvory délky 6 m. Zkušební tělesa byla vyrobena z oceli S355 bez povrchové úpravy. Materiálové charakteristiky zkušebních těles jsou uvedeny v kapitole 6.1.

Z dodaných profilů délky 6 metrů byla vytvořena zkušební tělesa délek 2, 3 a 4 metry po 12 kusech od každé délky. Značení zkušebních těles vychází z následujícího pravidla:



6.1 MATERIÁLOVÉ CHARAKTERISTIKY

Tahové zkoušky oceli byly provedeny v souladu s normou ČSN EN 10002-1. Zkušební tělíska byla odebírána z horní a dolní pásnice v její ose ve vzdálenosti přibližně od 400 mm u nosníků délky 2 m až do vzdálenosti 600 mm od konce u nosníků délky 4 m. Tvar zkušebního tělíska je uveden na Obr. 6.1.



Obr. 6.1 Rozměry zkušebního tělíska pro materiálové zkoušky

Přehled výsledků takových zkoušek je pro nosníky oslabené otvory uveden v Tab. 6.1. Uvedené skutečné meze kluzu $f_{y,act}$ v MPa odpovídají hodnotám R_{eH} . U zkušebních těles, která nebyla podrobena materiálovým zkouškám, jsou uvažovány hodnoty meze kluzu odzkoušených těles stejné délky.

Protokoly tahových zkoušek jsou dokumentovány v příloze B.

Tab. 6.1 Přehled skutečných mezí kluzu $f_{y,act}$ perforovaných nosníků

Označení zkušební tělesa	Horní pásnice	Dolní pásnice	Průměrná hodnota	Označení zkušební tělesa	Horní pásnice	Dolní pásnice	Průměrná hodnota	Označení zkušební tělesa	Horní pásnice	Dolní pásnice	Průměrná hodnota
T1-2	406	404	405	T1-3	407	407	407	T1-4	420	409	414
T2-2	-	-	-	T2-3	-	-	-	T2-4	-	-	-
T3-2	-	-	-	T3-3	-	-	-	T3-4	-	-	-
T4-2	-	-	-	T4-3	-	-	-	T4-4	-	-	-
T5-2	-	-	-	T5-3	-	-	-	T5-4	-	-	-
T6-2	-	-	-	T6-3	-	-	-	T6-4	-	-	-
T7-2	-	-	-	T7-3	-	-	-	T7-4	-	-	-
T8-2	406	411	409	T8-3	414	411	412	T8-4	419	416	418
T9-2	-	-	-	T9-3	-	-	-	T9-4	-	-	-
T10-2	-	-	-	T10-3	-	-	-	T10-4	-	-	-
T11-2	-	-	-	T11-3	-	-	-	T11-4	-	-	-
T12-2	-	-	-	T12-3	-	-	-	T12-4	-	-	-

6.2 EXPERIMENTÁLNÍ STANOVENÍ PRŮŘEZOVÝCH CHARAKTERISTIK

Předmětem vyšetřování byly průřezové charakteristiky ovlivňující únosnost nosníků při ztrátě stability za ohybu. V rámci experimentální analýzy byly ověřovány následující průřezové charakteristiky:

- Moment tuhosti v prostém kroucení I_t odvozený z chování nosníků při prostém kroucení
- Výsečový moment setrvačnosti I_ω odvozený z chování nosníků při složeném kroucení
- Moment setrvačnosti I_y z chování nosníků při ohybu v rovině větší tuhosti
- Moment setrvačnosti I_z z chování nosníků při ohybu v rovině menší tuhosti

Přehled provedených experimentů pro jednotlivá zkušební tělesa je uveden v Tab. 6.2.

Tab. 6.2 Přehled testů zaměřených na stanovení průřezových charakteristik

Délka nosníků	Označení zkušební tělesa	Prosté kroucení	Složené kroucení	Ohyb y-y	Délka nosníků	Označení zkušební tělesa	Prosté kroucení	Složené kroucení	Ohyb y-y	Délka nosníků	Označení zkušební tělesa	Prosté kroucení	Složené kroucení	Ohyb y-y
2 m	T1-2	x	-	-	3 m	T1-3	x	-	-	4 m	T1-4	x	-	x
	T2-2	x	-	-		T2-3	x	-	-		T2-4	x	-	x
	T3-2	x	-	-		T3-3	x	-	-		T3-4	x	-	-
	T4-2	x	-	-		T4-3	x	-	-		T4-4	x	-	-
	T5-2	x	-	-		T5-3	x	-	-		T5-4	x	-	-
	T6-2	x	x	x		T6-3	x	x	x		T6-4	x	x	x
	T7-2	x	x	x		T7-3	x	x	x		T7-4	x	x	x
	T8-2	x	x	x		T8-3	x	x	x		T8-4	x	x	x
	T9-2	x	x	x		T9-3	x	x	x		T9-4	x	x	x
	T10-2	x	x	-		T10-3	x	x	-		T10-4	x	x	-
	T11-2	-	-	-		T11-3	-	-	-		T11-4	-	-	-
	T12-2	-	-	-		T12-3	-	-	-		T12-4	-	-	-

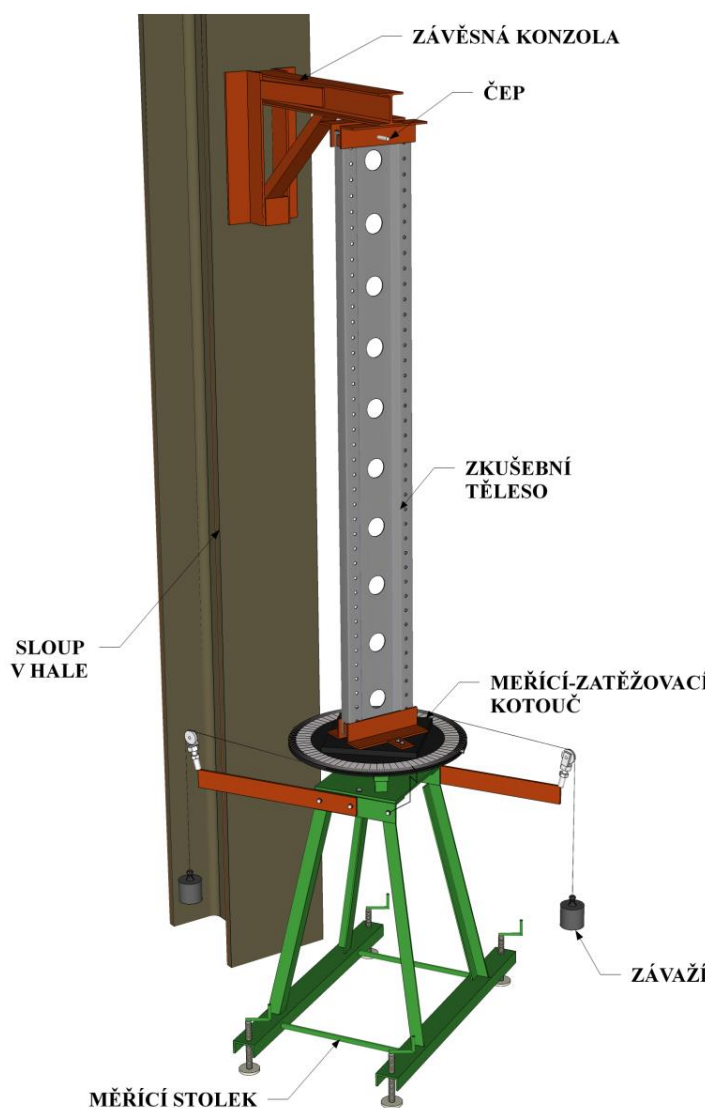
Legenda: x test proveden - test nebyl proveden

6.2.1 Stanovení torzní tuhosti při prostém kroucení

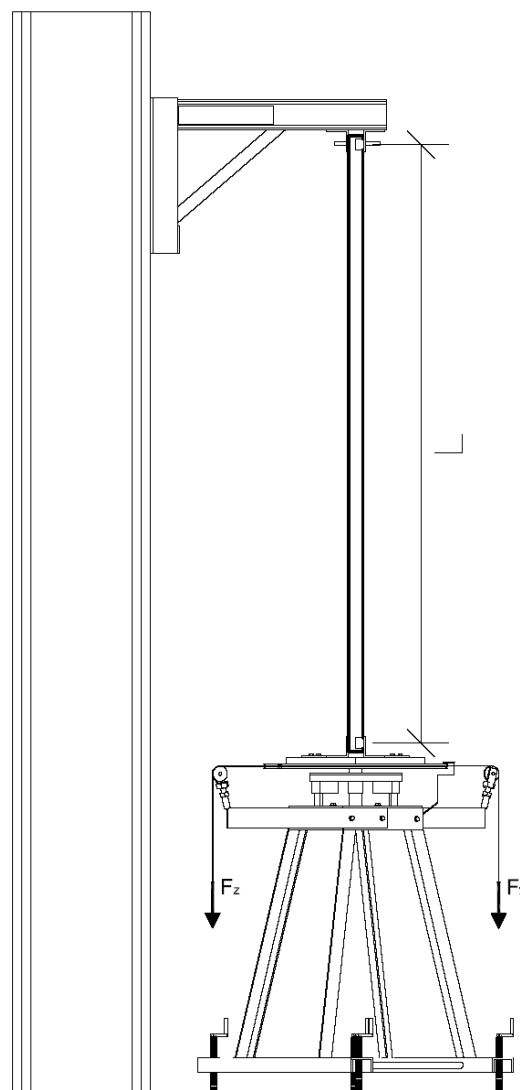
6.2.1.1 Popis zkušebního zařízení

Experimentální ověření skutečné tuhosti v prostém kroucení bylo provedeno na speciálním zkušebním zařízení, které bylo zhotoveno pro řešení výzkumného úkolu zabývajícího se skutečným působením členěných centricky tlačných prutů (J. Melcher [23]). Funkční schéma zkušebního zařízení je vyznačeno na Obr. 6.2.

Zkoušený profil je svisle zavěšen z důvodu omezení vlivu vlastní tíhy prutu. Ve vztahu ke krouticímu zatížení je zkušební těleso uloženo jako konzola. Horní závěs je pevný, brání kroucení, ale umožňuje podélný posun bodů koncového průřezu ve směru podélné osy prutu (volná deplanace – prosté uložení v kroucení). Dolní konec prutu je volný a při experimentu je zatěžován kroutícím zatížením. Kroutící impuls je vnášen do zkoušeného tělesa unášecím pouzdem pevně připojeným k měřicímu – zatěžovacímu kotouči. Unášecí pouzdro zaručuje neměnnost příčného řezu prutu v zatěžovaném průřezu a umožňuje jeho volnou deplanaci. Měřicí–zatěžovací kotouč je zatěžován dvojicí sil vyvozenou působením zátěže na antisymetricky umístěná lanka pevně připojená ke kotouči [23].



Obr. 6.2 Schéma zkušebního zařízení



Obr. 6.3 Výpočtové rozpětí nosníku

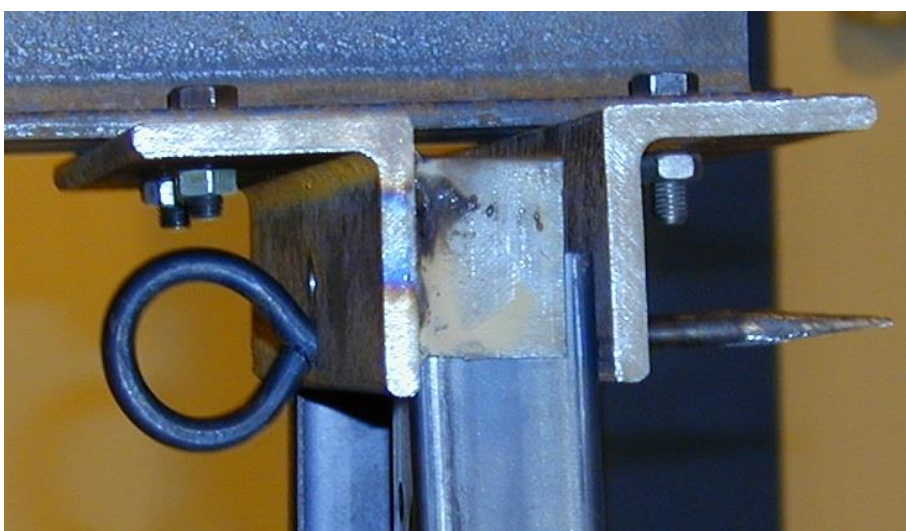
Při zkoušce se měří úhel pootočení volného dolního konce krouceného prutu proti pevnému hornímu průřezu. Stupnice úhloměru je umístěna na měřícím–zatěžovacím kotouči. Měřící kotouč je uložen na čepu v kuličkovém ložisku, které je zapuštěno do kruhové desky přišroubované prostřednictvím tří podpěr k měřicímu stolu. Ložisko umožňuje volný výkyv z roviny kolmé k ose čepu a eliminuje nepříznivý vliv tření při vnášení kroucího zatížení do zkušebního tělesa. Možnost jeho výkyvu dále vylučuje vliv nežádoucích přidavných namáhání při menším porušení přímosti osy prutu, což nelze u reálného prvku zcela vyloučit [23].

Rám zařízení je sestaven ze dvou U-profilů vzájemně propojených kulatinou, spoje jsou svařované. Závěsná konzola (Obr. 6.4), svařená z hutních profilů, je přišroubovaná k ocelovému sloupu v hale. K uchycení zkušebního tělesa na horním a dolním konci slouží závěsné a unášecí pouzdro, které je tvořeno dvěma úhelníky přišroubovanými ke kotouči, resp. k závěsné konzole. Při výměně zkušebních těles se jeden z úhelníků unášecího pouzdra na kotouči demontuje, aby

bylo možné zkušební těleso vyjmout a nahradit za jiné. Zavěšení na horní pouzdro je provedeno s použitím čepu $\varnothing 8$ mm (Obr. 6.5).



Obr. 6.4 Závěsná konzola se závěsným pouzdem

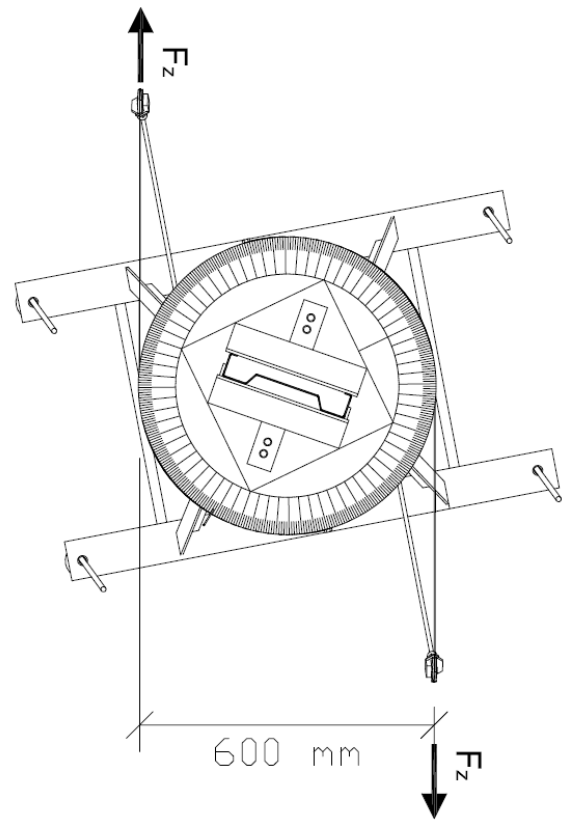


Obr. 6.5 Zavěšení zkušebního tělesa na čepu

Měřicí stolek (Obr. 6.6) je tvořen čtyřmi šikmými vzpěrami, které jsou v horní části upevněny prostřednictvím navařeného úhelníku k vodorovné desce. Na vodorovné desce jsou umístěny tři podpěry pro uchycení měřícího–zatěžovacího kotouče. V dolní části jsou šikmé vzpěry přivařeny k rámu, který je opatřen čtyřmi svislými stavěcími šrouby sloužícími k výškové rektifikaci měřícího zařízení. V úrovni vodorovné desky jsou k měřicímu stolku přichyceny konzoly s osazenými kladkami na koncích. Přes kladky jsou vedena lanka, jimiž je při zatěžování přenášena na zatěžovací kotouč dvojice sil na rameni $d = 600$ mm (Obr. 6.7), která vyvozuje kroutící zatížení.



Obr. 6.6 Měřicí stůl s osazeným zkušebním tělesem



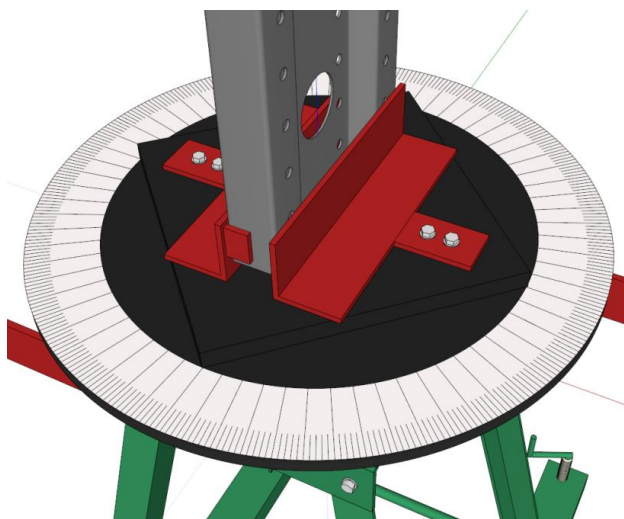
Obr. 6.7 Rameno dvojice sil F_z

Zatížení ocelových lanek vyvolující dvojicí sil na rameni $d = 600$ mm bylo realizováno cejchovanými závažími a textilními sáčky s olověnými kuličkami o hmotnosti 0,5 kg a 1 kg (Obr. 6.8).



Obr. 6.8 Vnášení zatížení přes ocelová lanka na zatěžovací kotouč

Na Obr. 6.9 a Obr. 6.10 je zobrazen měřicí–zatěžovací kotouč s upevněným unášecím pouzdrem.



Obr. 6.9 Schéma zatěžovacího kotouče



Obr. 6.10 Zatěžovací kotouč s unášecím pouzdrem

6.2.1.2 Metodika zatěžování a princip vyhodnocení

Každý prut byl při experimentu zatěžován šestkrát, a to třikrát při kroucení po směru otáčení hodinových ručiček a třikrát při kroucení proti směru otáčení hodinových ručiček. Pro ověření hodnoty tuhosti prutů v prostém kroucení bylo tedy provedeno celkem $30 \times 6 = 60$ cyklů měření.

Rozsah zatěžování jednotlivých zkušebních těles byl stanoven tak, aby se smyková napětí od prostého kroucení pohybovala pouze v oblasti pružného stavu napjatosti (v další etapě výzkumu byla vyšetřovaná zkušební tělesa použita při experimentálním ověření momentů setrvačnosti I_y , I_z a výsečového momentu setrvačnosti I_w , a následně byla tělesa podrobena testům na klopení).

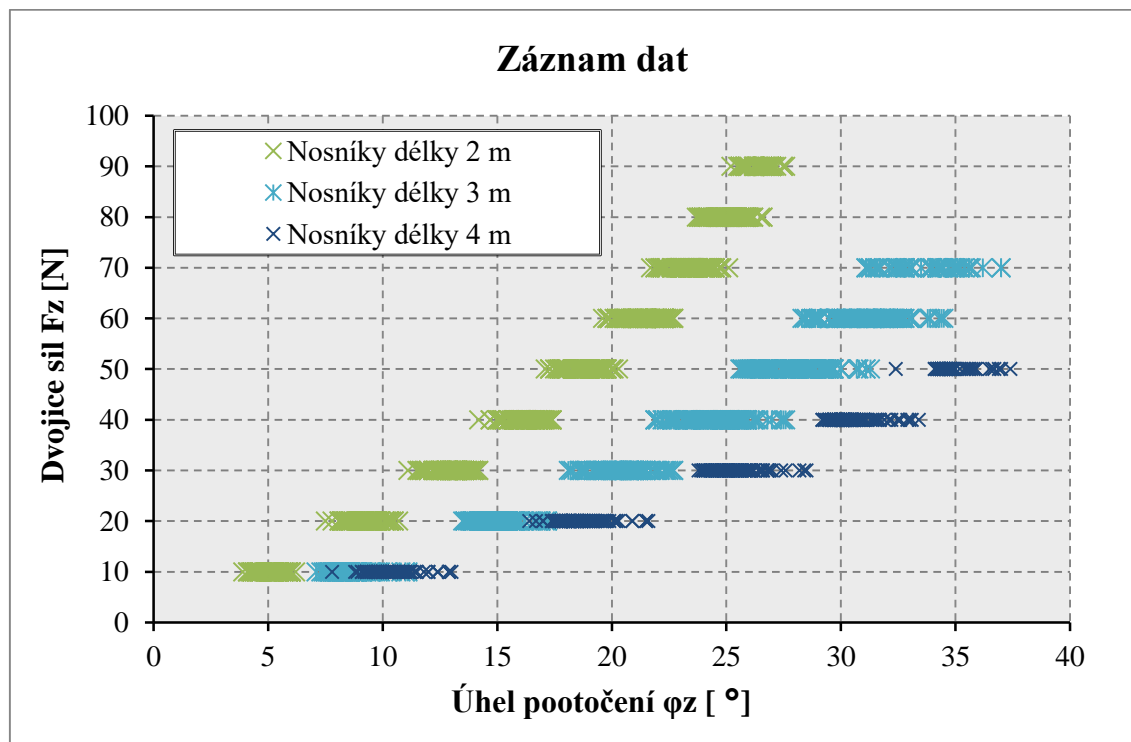
Po každém osazení zkušebního tělesa byl před začátkem zatěžování měřicí–zatěžovací kotouč vyrovnán do vodorovné polohy a na stupnici byla odečtena hodnota počátečního čtení φ_p . Počáteční zátěž F_p byla z důvodu zanedbatelné velikosti vlastní tíhy lanek uvažována hodnotou 0 N. Pro jednotlivé stupně zatížení závažím F_z bylo odečítáno odpovídající čtení φ_z na měřicím kotouči. Přehled zvolených rozsahů zatěžování a velikosti jednotlivých kroků zatěžování v závislosti na délce prutů jsou uvedeny v Tab. 6.3.

Tab. 6.3 Přehled rozsahů a kroků zatěžování při prostém kroucení

Délka nosníku	Rozsah zatěžování	Krok zatěžování
2 m	0 – 9 kg	1 kg
3 m	0 – 7 kg	1 kg
4 m	0 – 5 kg	1 kg

Grafické záznamy měření všech zkušebních těles jsou uvedeny v příloze C. Graf 6.1 zobrazuje průběh měření (závislost velikosti působící dvojice sil F_z na úhlu natočení φ_z volného dolního konce nosníku oproti hornímu pevnému konci) na perforovaných nosnících délky 2 m, 3 m a 4 m.

Přestože zatěžování nosníků probíhalo v elastické oblasti, vynesené průběhy vykazují nelineární trend. Je to způsobeno především nadměrnými deformacemi kroucených nosníků, které se nechovají jako pruty, ale objevují se u nich i účinky stěnového působení a s nimi související membránová napětí. Jeden z dalších možných důvodů vysvětlující nelineární průběh (především ke konci zatěžovacích cyklů) může být způsoben tím, že se zvětšuje tření na styku mezi zkoušeným tělesem a unášecím pouzdrém, čímž se částečně brání volné deplanaci koncových průřezů (podélnému posunu bodů koncového průřezu ve směru podélné osy prutu brání tření na styku) a vzniká složené kroucení. Při vyhodnocování tuhostních parametrů je tedy zapotřebí provádět analýzu v oblasti malých deformací. První zatěžovací krok však není vhodný při analýze uvažovat, neboť odečtené úhly natočení z prvního zatěžovacího kroku zahrnují i vůle měřicího zařízení, které průběh závislosti $F_z - \varphi_z$ zkresluje. Z tohoto pohledu se jeví jako nejprůzračnější pro výpočet momentu tuhosti v prostém kroucení použít oblast mezi čtením z prvního a druhého zatěžovacího kroku, kde relativní úhel zkroucení vztažený na jednotku délky nosníku se pohybuje od 2° do 5° .



Graf 6.1 Záznam naměřených dat při prostém kroucení pro nosníky všech délek

6.2.1.3 Odvození vztahu pro výpočet I_t

Při vlastní analýze je pro uvažovaný zatěžovací krok stanovena závislost velikosti dvojice sil $F_{z,i}$ na úhlu natočení $\varphi_{z,i}$ (nejprve je úhel zkroucení vyjádřen ve stupních, poté v radiánech):

$$\Delta F_{z,i} = k_i \cdot \Delta \varphi_{z,i} [^\circ] = \frac{180 \cdot k_i \cdot \Delta \varphi_{z,i} [rad]}{\pi}, \quad (6.1)$$

Přírůstek velikosti dvojice sil je vyjádřen jako:

$$\Delta F_{z,i} = F_{z,i} - F_{z,i-1}, \quad (6.2)$$

kde F_i je velikost dvojice sil působící při i -tém zatěžovacím kroku,

F_{i-1} je velikost dvojice sil působící v předešlém zatěžovacím kroku.

Přírůstek velikosti úhlu natočení dolního konce oproti hornímu je vyjádřen jako:

$$\Delta \varphi_{z,i} = \varphi_{z,i} - \varphi_{z,i-1}, \quad (6.3)$$

kde φ_i je velikost úhlu natočení odpovídající i -tému zatěžovacím kroku,

φ_{i-1} je velikost úhlu natočení odpovídající předešlému zatěžovacímu kroku.

Směrnice k_i udávající lineární závislost mezi úhlem zkroucení a velikostí dvojice sil pro i -tý zatěžovací krok lze vyjádřit jako:

$$k_i = \frac{F_{z,i} - F_{z,i-1}}{\varphi_{z,i} - \varphi_{z,i-1}}, \quad (6.4)$$

Při výpočtu momentu tuhosti v prostém kroucení pro jednotlivé zatěžovací kroky se vychází ze vztahu:

$$\Delta \varphi_{z,i} [rad] = \frac{\Delta M_i \cdot L}{G \cdot I_{t,i}}, \quad (6.5)$$

Vyjádřením $I_{t,i}$ ze vztahu (6.5), následným nahrazením přírůstku kroutícího momentu ΔM_i přírůstkem dvojice sil $\Delta F_{z,i}$ na rameni d a dosazením za $\Delta F_{z,i}$ ze vztahu (6.1) získáme výraz:

$$I_{t,i} = \frac{\Delta M_i \cdot L}{G \cdot \Delta \varphi_{z,i} [rad]} = \frac{\Delta F_{z,i} \cdot d \cdot L}{G \cdot \Delta \varphi_{z,i} [rad]} = \frac{180 \cdot k_i \cdot \Delta \varphi_{z,i} [rad] \cdot d \cdot L}{\pi \cdot G \cdot \Delta \varphi_{z,i} [rad]},$$

jehož úpravou dostaneme vztah pro výpočet dílčího momentu tuhosti v prostém kroucení stanoveného pro i -tý zatěžovací krok:

$$I_{t,i} = \frac{180 \cdot k_i \cdot d \cdot L}{\pi \cdot G}, \quad (6.6)$$

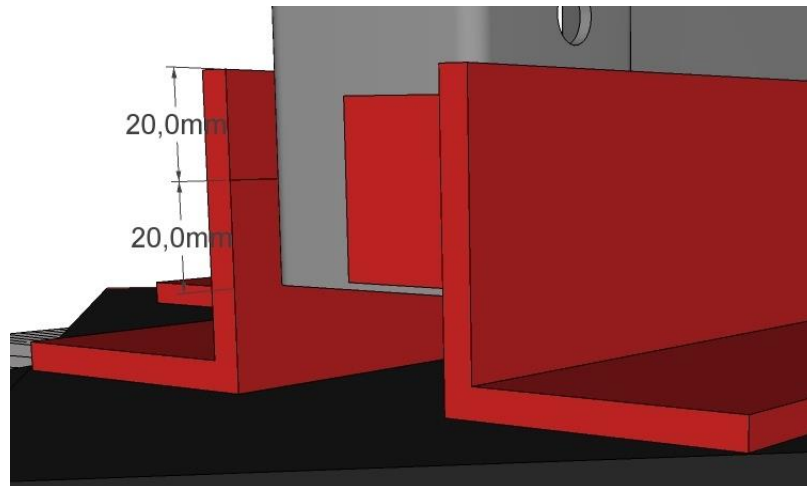
kde k_i je směrnice lineární závislosti $F_{z,i} - \varphi_{z,i} [^\circ]$ i -tého zatěžovacího kroku [-],

d je rameno dvojice sil [mm],

L je rozpětí nosníku mezi teoretickými podporami [mm],

G je modul pružnosti ve smyku oceli [MPa].

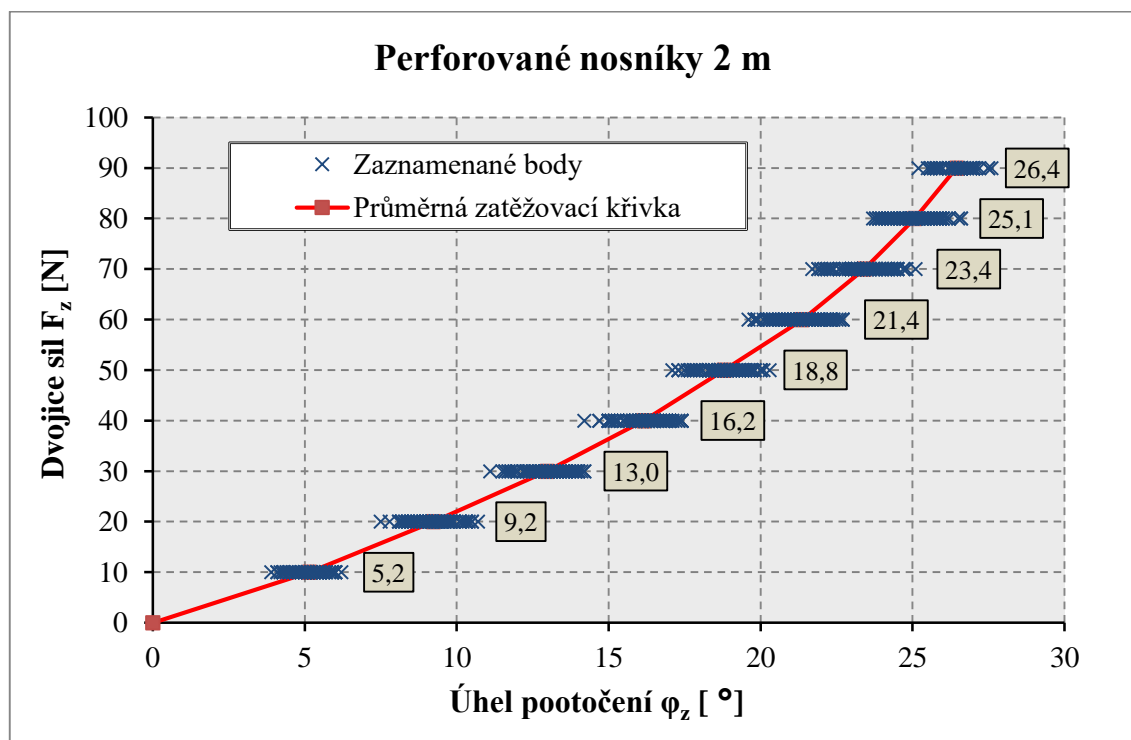
Teoretické podpory jsou uvažovány v ose styčné plochy mezi zkoušeným tělesem a unášecím, resp. závěsným pouzdrem (tzn. 20 mm od konců nosníků – viz Obr. 6.11). Teoretické rozpětí nosníků je tedy oproti skutečné délce o 40 mm kratší (2 x 20 mm).



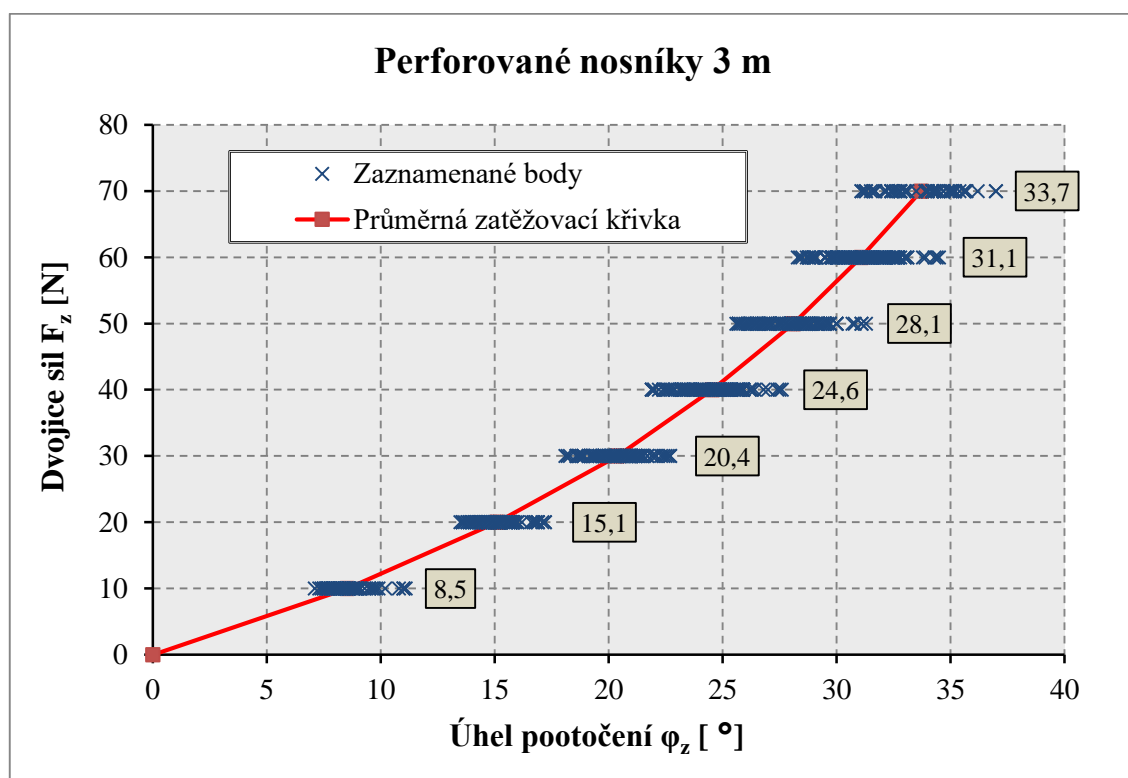
Obr. 6.11 Unášecí pouzdro - místo uvažované teoretické podpory

6.2.1.4 Výpočet momentu tuhosti v prostém kroucení

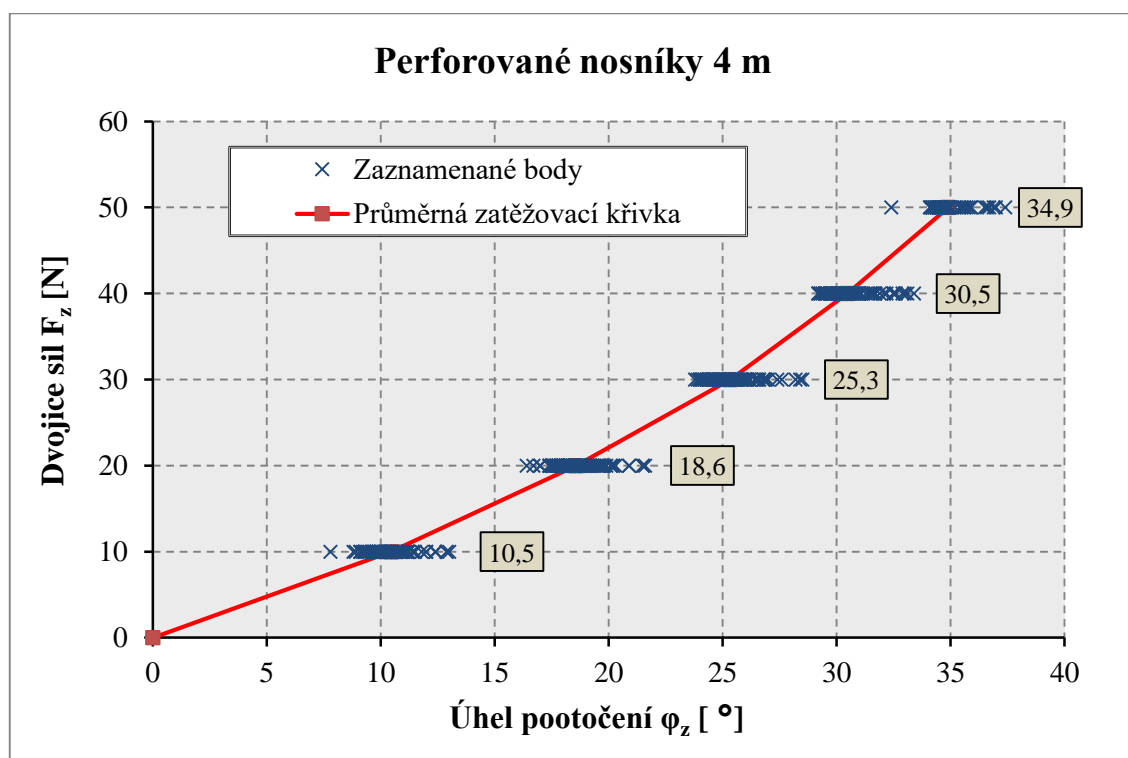
Směrnice lineární závislosti $F_{z,i} - \varphi_{z,i} [^\circ]$ jednotlivých zatěžovacích kroků jsou vypočteny z tzv. průměrné zatěžovací křivky. Ta je stanovena odděleně pro nosníky délky 2 m, 3 m a 4 m tak, že pro každou úroveň zatížení je ze všech čtení stanoven průměrný úhel natočení dolního volného konce nosníku oproti hornímu pevnému konci (viz Graf 6.2 pro nosníky délky 2 metry, Graf 6.3 pro nosníky délky 3 metry a Graf 6.4 pro nosníky délky 4 metry).



Graf 6.2 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ pro nosníky délky 2 m



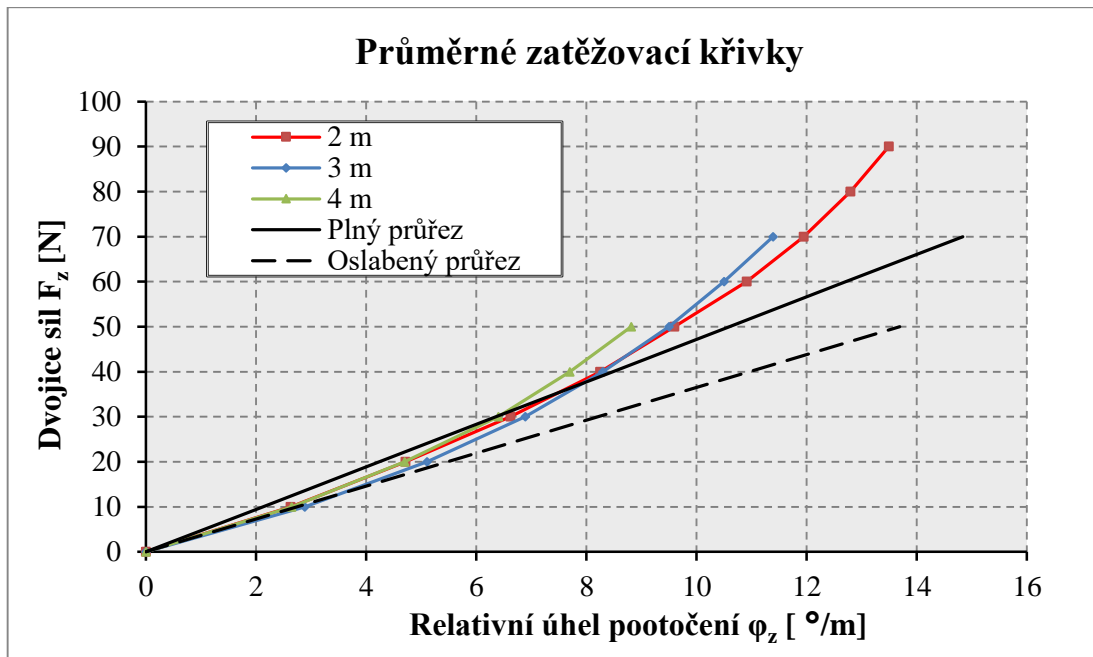
Graf 6.3 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ pro nosníky délky 3 m



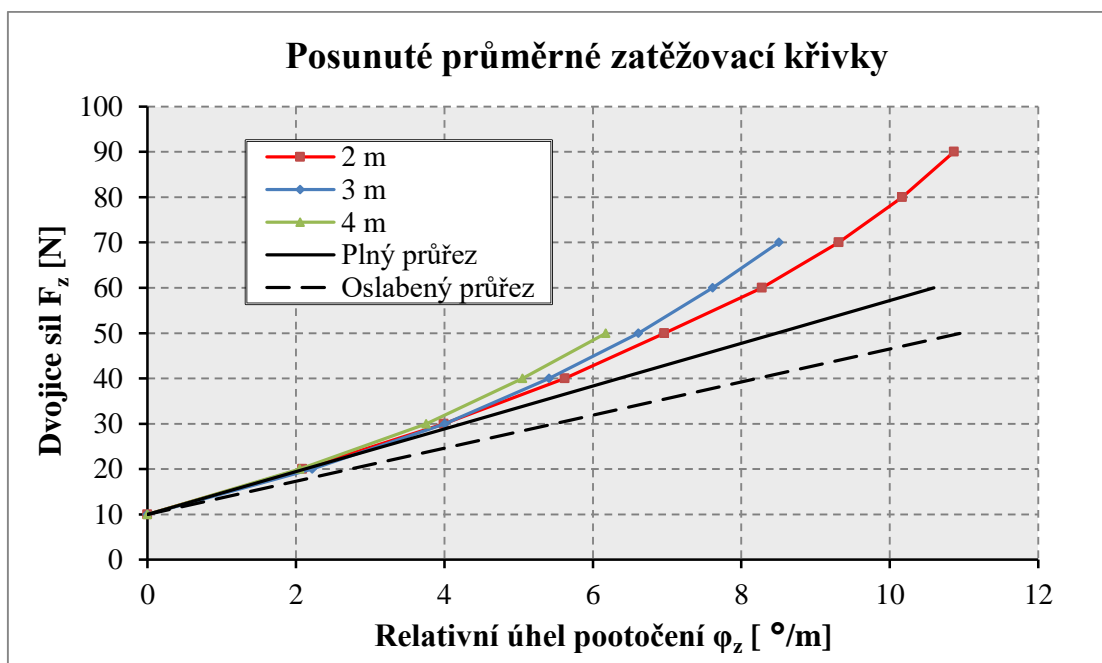
Graf 6.4 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ pro nosníky délky 4 m

Všechny tři průměrné zatěžovací křivky jsou zakresleny do společného grafu (viz Graf 6.5), kde na vodorovné ose je vyneseno relativní úhel zkroucení volného dolního konce nosníku oproti pevnému hornímu konci vztažený na běžný metr délky prutu. Graf je doplněn o teoretický

průběh odpovídající plnému průřezu (zakreslen plnou černou čarou) a o teoretický průběh odpovídající oslabenému průřezu (zakreslen přerušovanou černou čarou).



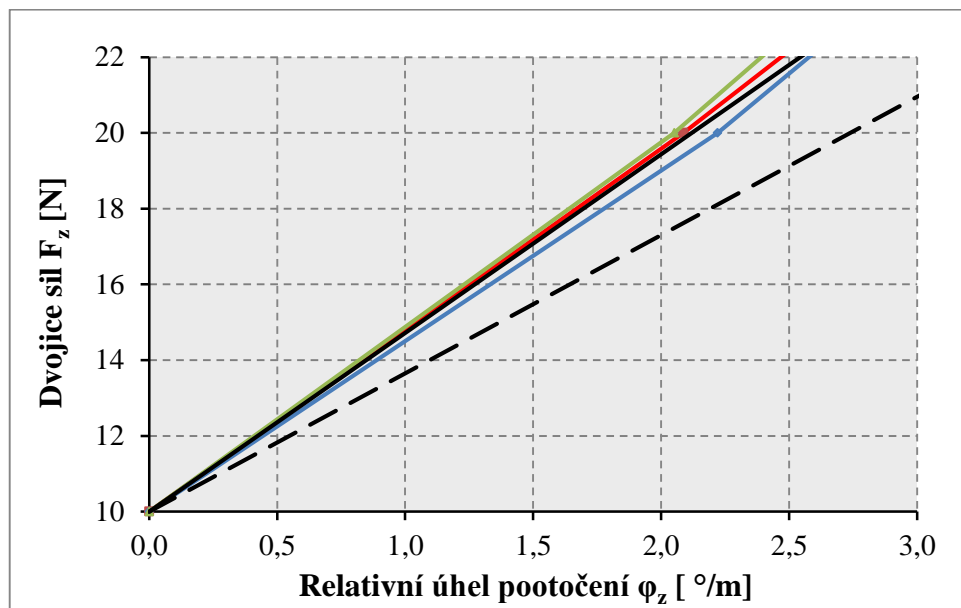
Graf 6.5 Průměrné zatěžovací křivky vynesené v závislosti na relativním úhlu zkroucení



Graf 6.6 Posunuté průměrné zatěžovací křivky

Jak již bylo zmíněno v kapitole 6.2.1.2, změřené úhly natočení v prvním zatěžovacím kroku (0-10 N) jsou zakresleny o vůle měřícího zařízení. Z tohoto důvodu jsou společně vykresleny (viz Graf 6.6) průměrné zatěžovací křivky s jejich posunutým počátkem v bodě odpovídajícím prvnímu čtení na úrovni zatížení $F_z = 10$ N. Posunuté průměrné zatěžovací křivky jsou rovněž doplněny o teoretické průběhy reprezentující plný a oslabený průřez. Detail posunutých

zatěžovacích křivek na počátku zatěžovacích cyklů je zobrazen v následujícím grafu (Graf 6.7). Je zřejmé, že chování nosníků s otvory v prostém kroucení vykazuje obdobný průběh jako nosníky uvažované s plným průřezem.



Graf 6.7 Detail posunutých zatěžovacích křivek zobrazující počátek zatěžování

Výpočet dílčích tuhostí v prostém kroucení pro jednotlivé zatěžovací kroky je proveden dle vztahu (6.6) v Tab. 6.4. Z výsledných tuhostí v prostém kroucení odvozených z druhého zatěžovacího kroku vyplývá, že skutečná torzní tuhost nosníků nabývá hodnot torzní tuhosti plného průřezu. Přístup v podobě zavedení náhradního průřezu je tudíž v případě stanovování momentu tuhosti v prostém kroucení konzervativní a lze ho spolehlivě použít při dimenzování nosníků s otvory.

Tab. 6.4 Výpočet momentu tuhosti v prostém kroucení perforovaných nosníků

Délka	Nosníky délky 2 m			Nosníky délky 3 m			Nosníky délky 4 m		
	L = 1960 mm			L = 2960 mm			L = 3960 mm		
$F_{z,i}$ [N]	$\varphi_{z,i}$ [°]	k_i [-]	$I_{t,i}$ [mm ⁴]	$\varphi_{z,i}$ [°]	k_i [-]	$I_{t,i}$ [mm ⁴]	$\varphi_{z,i}$ [°]	k_i [-]	$I_{t,i}$ [mm ⁴]
0	0,0	-	-	0,0	-	-	0,0	-	-
10	5,2	1,94	1 615	8,5	1,17	1 473	10,5	0,96	1 607
20	9,2	2,44	2 033	15,1	1,52	1 912	18,6	1,23	2 069
30	13,0	2,68	2 227	20,4	1,89	2 380	25,3	1,48	2 488
40	16,2	3,13	2 608	24,6	2,40	3 013	30,5	1,95	3 273
50	18,8	3,79	3 155	28,1	2,81	3 533	34,9	2,26	3 792
60	21,4	3,88	3 230	31,1	3,37	4 227	-	-	-
70	23,4	4,93	4 101	33,7	3,80	4 769	-	-	-
80	25,1	5,98	4 977	-	-	-	-	-	-
90	26,4	7,30	6 074	-	-	-	-	-	-

Plný průřez: $I_t = 2\,007\text{ mm}^4$ Oslabený průřez: $I_t = 1\,566\text{ mm}^4$ Náhradní průřez: $I_t = 1\,863\text{ mm}^4$

6.2.2 Stanovení torzní tuhosti při složeném kroucení

6.2.2.1 Popis zkušebního zařízení

Experimentální ověření skutečné tuhosti při složeném kroucení (složené kroucení je kombinace prostého a vázaného kroucení, které vzniká u deplanujících prutů, u nichž je volné deplanaci zabráněno) bylo provedeno pomocí stejného zkušebního zařízení, které bylo použito v případě testování nosníků v prostém kroucení (popis zkušební sestavy - viz kapitola 6.2.1.1).

Polovina zkušebních těles, tj. 15 nosníků (po pěti kusech od každé délky), byla testována na účinky složeného kroucení. Složeného kroucení bylo docíleno speciální úpravou konců zkušebních těles, která zamezuje volné deplanaci koncových průřezů nosníků. Zamezení posunům bodu střednice koncových průřezů (deplanaci) bylo dosaženo navařením tvarovaných ohýbaných plechů (Obr. 6.12) tvořícím společně s příčným řezem testovaných profilů na koncích tuhý uzavřený průřez (Obr. 6.13).



Obr. 6.12 Tvarované ohýbané plechy tloušťky 4 mm



Obr. 6.13 Upravené konce zkušebních těles s navařenými tvarovanými plechy

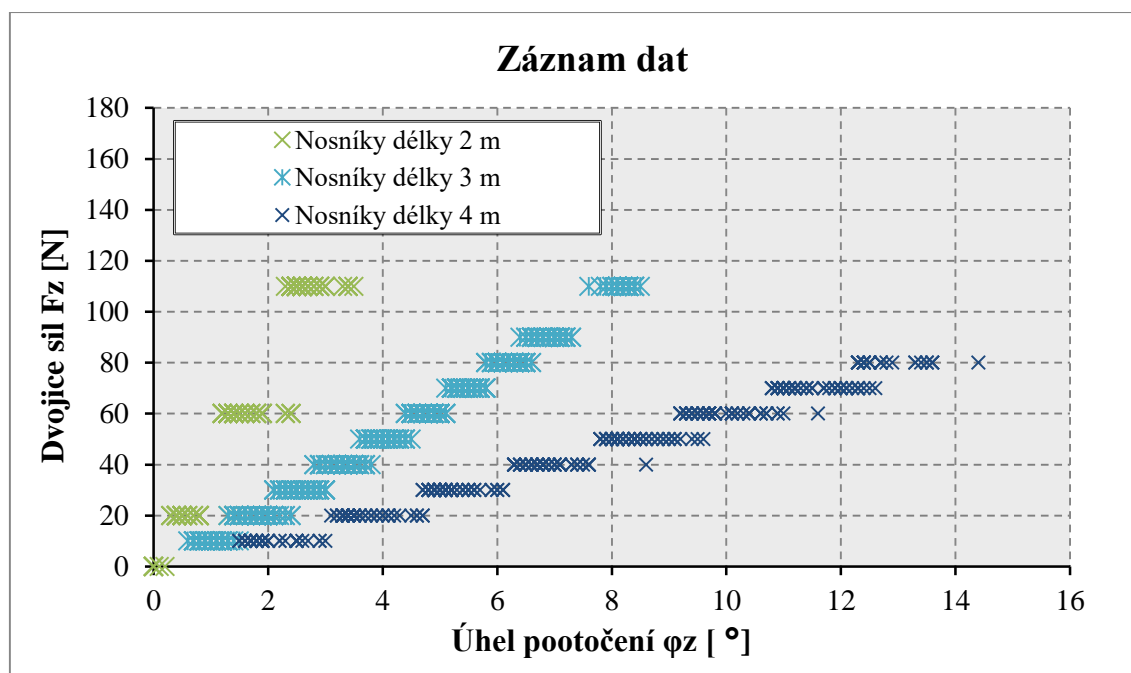
6.2.2.2 Metodika zatěžování a princip vyhodnocení

Každý prut byl při experimentu zatěžován šestkrát, a to třikrát při kroucení po směru otáčení hodinových ručiček a třikrát při kroucení proti směru otáčení hodinových ručiček. Pro ověření hodnoty tuhosti prutů při složeném kroucení bylo provedeno celkem $15 \times 6 = 90$ cyklů měření. Rozsah zatěžování jednotlivých zkušebních těles byl stanoven tak, aby se smyková a normálová napětí vyvolaná od účinků složeného kroucení pohybovala pouze v oblasti pružného stavu napjatosti (viz Tab. 6.5).

Tab. 6.5 Přehled rozsahů a kroků zatěžování při složeném kroucení

Délka nosníku	Rozsah zatěžování	Krok zatěžování
2 m	0 – 16 kg	2, 4, 5, 5 kg
3 m	0 – 11 kg	9x 1, 2 kg
4 m	0 – 8 kg	8x 1 kg

Průběh zatěžování je vyneseno do grafu jako závislost velikosti dvojice sil F_z [N] na úhlu pootočení φ_z [°] dolního volného konce oproti hornímu pevnému. Graf 6.8 ilustruje záznam naměřených dat při složeném kroucení pro vybrané perforované nosníky délek 2 m, 3 m a 4 m.



Graf 6.8 Záznam naměřených dat při složeném kroucení pro nosníky všech délek

6.2.2.3 Odvození vztahu pro výpočet I_w

Diferenciální rovnice popisující zkroucení tenkostěnného nosníku při vázaném kroucení má tvar:

$$E \cdot I_w \cdot \varphi^{IV} - G \cdot I_T \cdot \varphi^{II} = m, \quad (6.7)$$

kde m je intenzita kroutícího zatížení.

Zavedením parametru kroucení k definovaného jako

$$k = l \sqrt{\frac{G \cdot I_t}{E \cdot I_w}} \quad (6.8)$$

lze diferenciální rovnici (6.18) upravit na výraz:

$$\varphi^{IV} - \frac{k^2}{l^2} \cdot \varphi^{II} = \frac{m}{E \cdot I_w} \quad (6.9)$$

Rovnice (6.9) je obyčejná diferenciální rovnice čtvrtého řádu s konstantními koeficienty. Řešení této diferenciální rovnice pro tenkostěnný prut otevřeného průřezu s nulovou (bráněnou) deplanací na koncích prutu zatíženého dvojicí koncových kroutících momentů stejné velikosti s opačným směrem působení (Obr. 6.14) vede na rovnici (6.10) [53], [44], ve které je úhel zkroucení prutu při vázaném kroucení vyjádřen jako:

$$\varphi_z = \frac{M}{G \cdot I_t} \left(z - \frac{l}{k} \frac{\sinh \frac{k}{l} z}{\cosh \frac{k}{2}} \right) \quad (6.10)$$

kde M je kroutící moment,

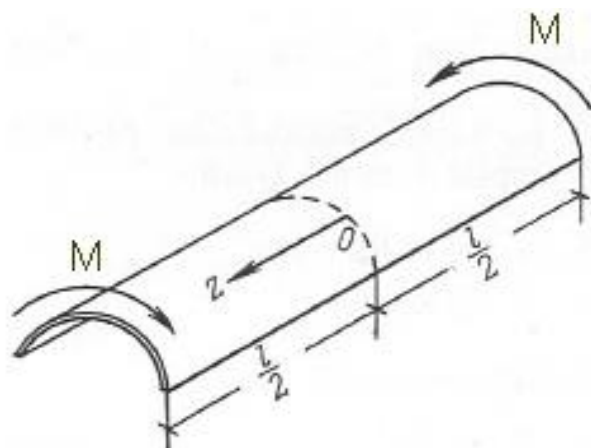
I_t moment setrvačnosti v prostém kroucení,

G je modul pružnosti ve smyku oceli,

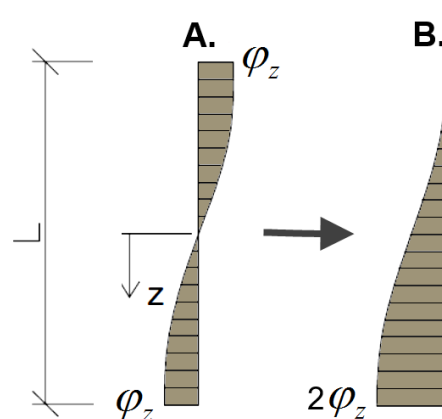
z je vzdálenost měřená od středu rozpětí nosníku k vyšetřovanému řezu,

l je délka nosníku,

k je parametr kroucení definovaný výrazem (6.8),



Obr. 6.14 Schéma prutu zatíženého koncovými kroutícími momenty



Obr. 6.15 Průběh zkroucení nosníku po jeho délce

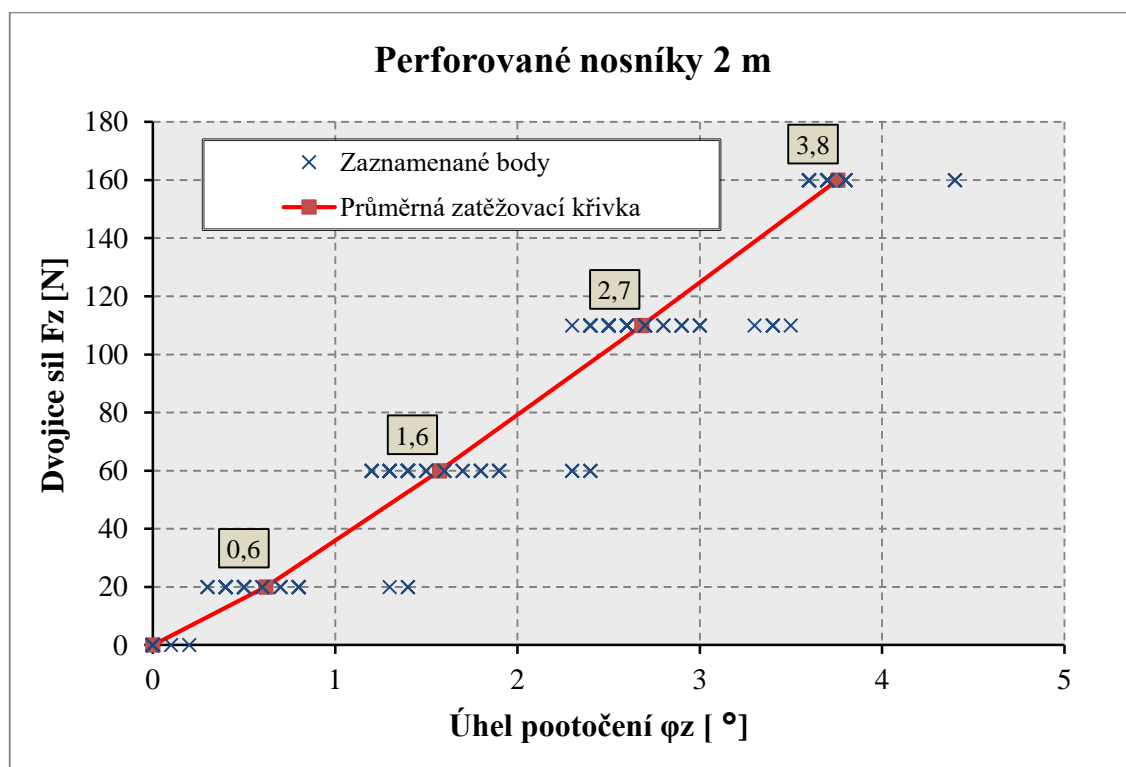
Úhel zkroucení definovaný vztahem (6.10) je měřen na délce odpovídající polovině délky nosníku (Obr. 6.15A - úhel zkroucení uprostřed rozpětí nosníku je roven nule). Ve vyšetřovaném

případě je úhel zkroucení na horním konci nosníku roven nule a na dolním konci nosníku odpovídá úhel zkroucení dvojnásobnému úhlu definovanému ve výrazu (6.10), viz Obr. 6.15B.

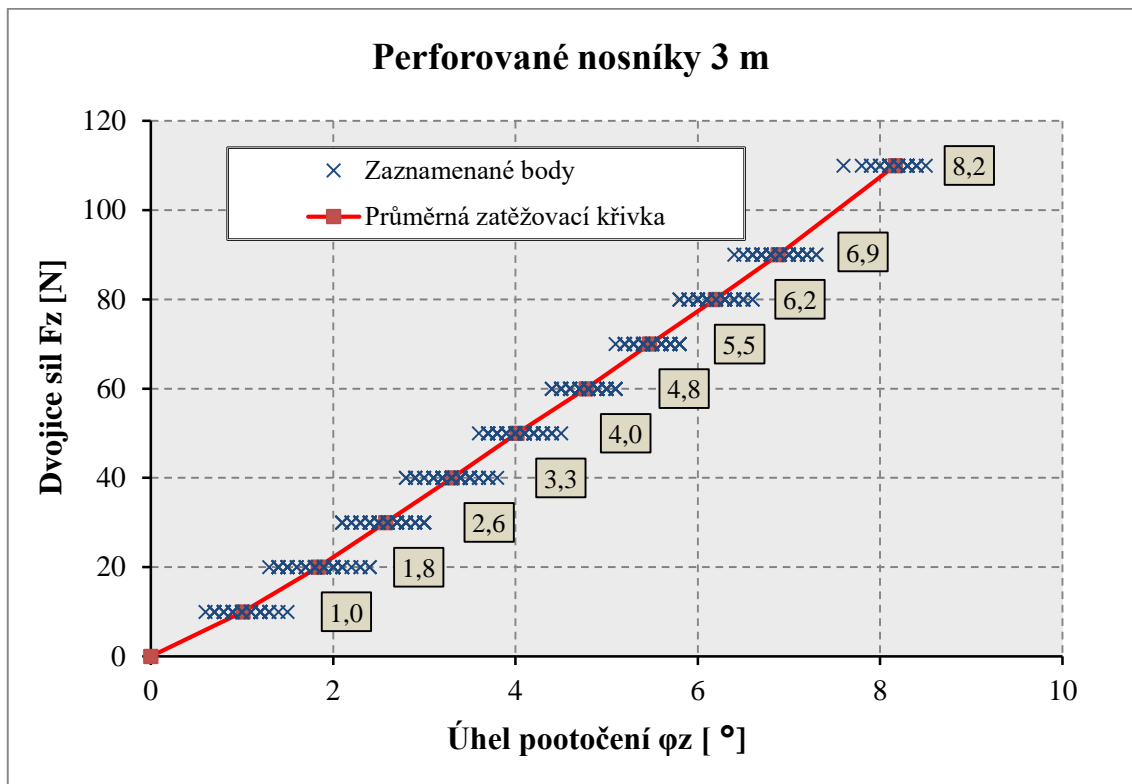
Po dosazení vztahu (6.8) do rovnice (6.10) je jedinou neznámou v této rovnici pouze výsečový moment setrvačnosti I_w , který lze iterativně dopočítat. Výsečový moment setrvačnosti lze tedy iterativně dosazovat do upravené rovnice (6.10), dokud výsledný úhel zkroucení neodpovídá úhlu zkroucení dosaženého během experimentu při uvažované (skutečně působící) velikosti kroutícího momentu. Za moment tuhosti v prostém kroucení I_t se dosazuje experimentálně odvozená hodnota z testů nosníků při prostém kroucení.

6.2.2.4 Stanovení výsečového momentu setrvačnosti

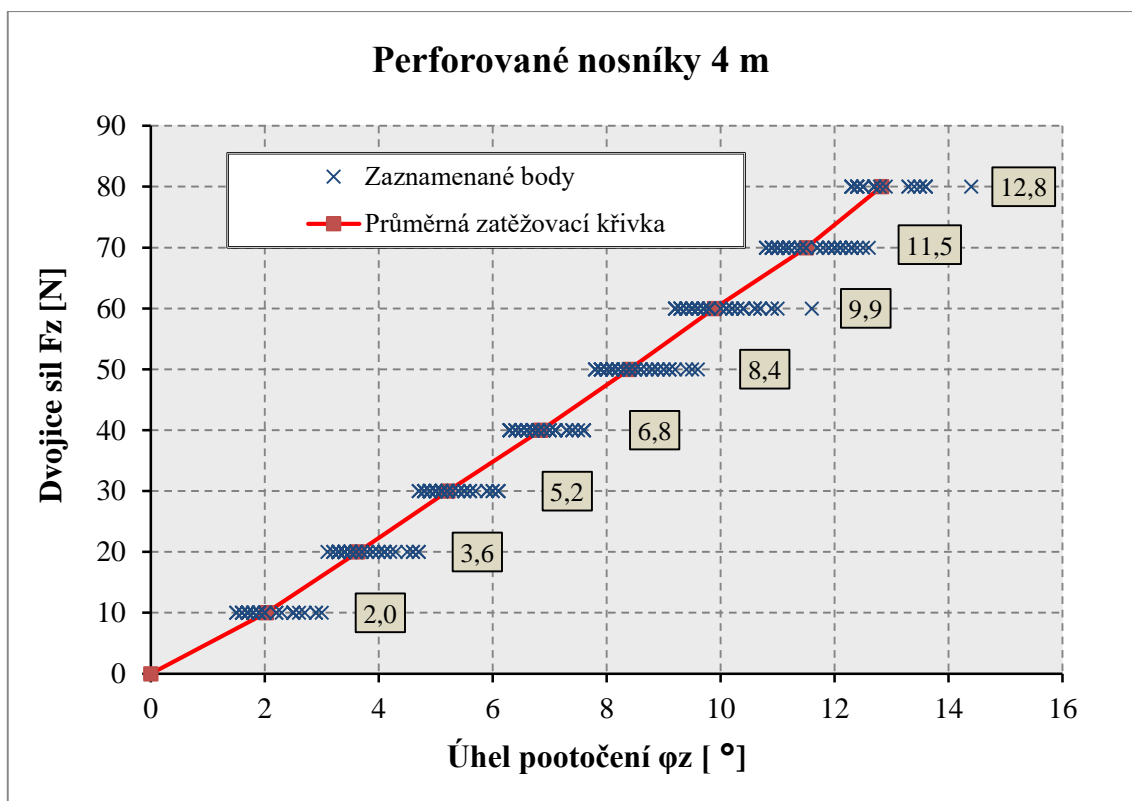
Obdobně jako v případě prostého kroucení, směrnice lineární závislosti $F_{z,i} - \varphi_{z,i} [^\circ]$ jednotlivých zatěžovacích kroků při vázaném kroucení jsou vypočteny z tzv. průměrné zatěžovací křivky. Průměrná zatěžovací křivka, která je vytvořena odděleně pro nosníky délky 2 m, 3 m a 4 m, stanovuje pro každou úroveň zatížení ze všech čtení průměrný úhel natočení dolního volného konce nosníku oproti hornímu pevnému konci (viz Graf 6.9 pro nosníky délky 2 metry, Graf 6.10 pro nosníky délky 3 metry a Graf 6.11 pro nosníky délky 4 metry). Všechny tři průměrné zatěžovací křivky jsou zakresleny do společného grafu (viz Graf 6.12), kde na vodorovné ose je vynesena relativní úhel zkroucení volného dolního konce nosníku oproti pevnému hornímu konci vztažený na běžný metr délky prutu.



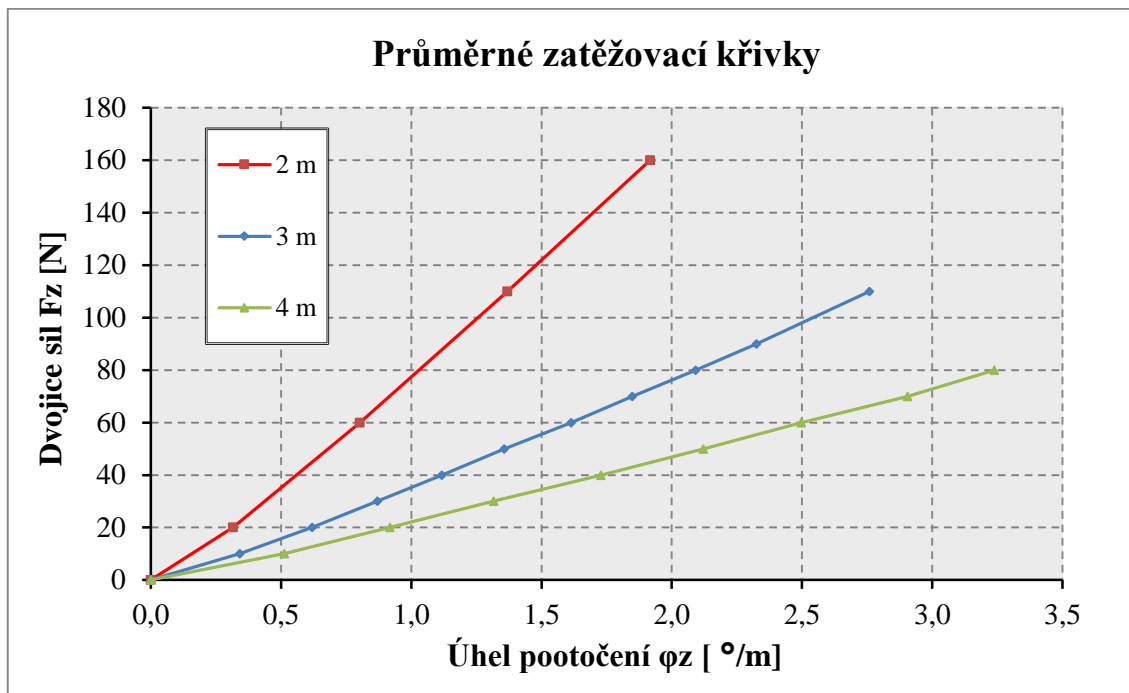
Graf 6.9 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ nosníků délky 2 m při složeném kroucení



Graf 6.10 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ nosníků délky 3 m při složeném kroucení

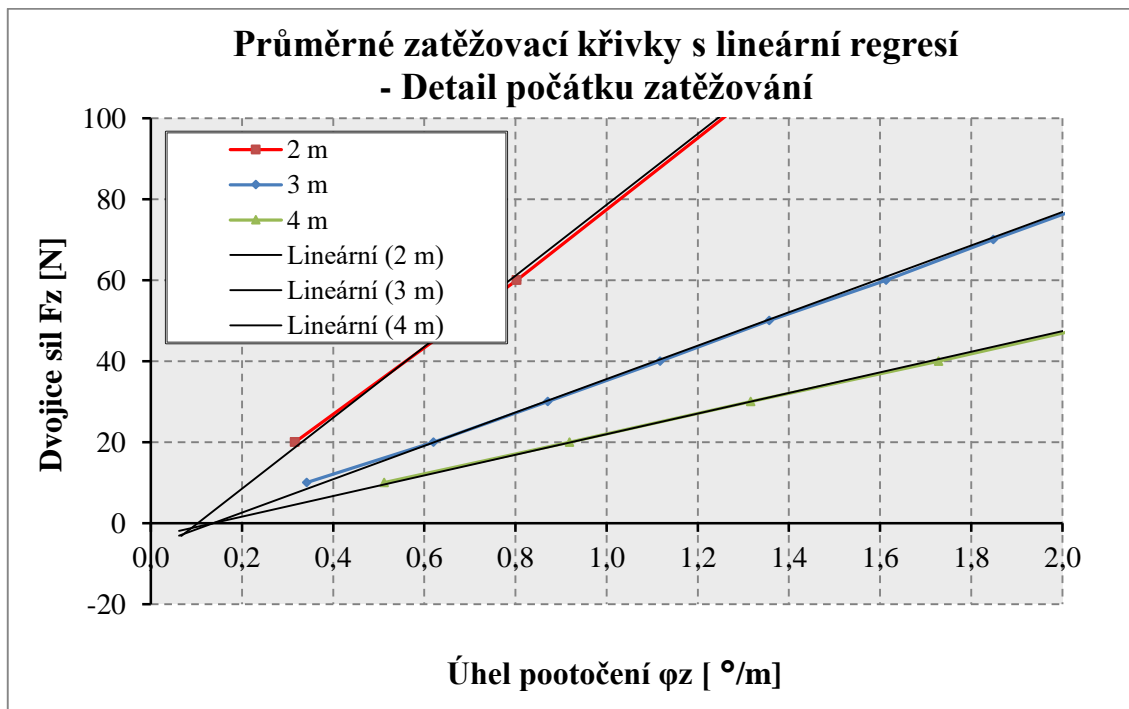


Graf 6.11 Průměrná křivka závislosti $F_z - \varphi_z$ nosníků délky 4 m při složeném kroucení



Graf 6.12 Průměrné zatěžovací křivky při složeném kroucení pro relativní úhel zkroucení

Vynesené průměrné křivky (viz Graf 6.12) vykazují lineární charakter, zvláště při opomenutí prvního zatěžovacího kroku, který je ovlivněn počátečními tolerancemi měřicího zařízení. Při proložení průměrných zatěžovacích křivek jednotlivých délek nosníků lineárními regresemi lze v počátku závislosti $F_z - \varphi_z$ pozorovat zdánlivý výchozí bod zatěžování v místě křížení lineárních regresí (viz Graf 6.12). Tomuto bodu přibližně odpovídá čtení na vodorovné ose φ_z 0,1 °/m. Z této hodnoty lze odvodit počáteční vůli měřicího zařízení, která činí cca 0,1°.



Graf 6.13 Detail průměrných zatěžovacích křivek při složeném kroucení v počátku měření

V Tab. 6.6 jsou dílčí vypočtené směrnice závislosti $F_z - \varphi_z$ pro jednotlivé zatěžovací kroky. Obdobně, jako v případě výpočtu momentu tuhosti v prostém kroucení, bude použita pro interaktivní výpočet výsečového momentu setrvačnosti směrnice lineární závislosti z průběhu mezi prvním a druhým zatěžovacím krokem. Výsledné výsečové momenty setrvačnosti stanovené pro jednotlivé délky nosníků jsou získány dle postupu uvedeném v kap. 6.2.2.3.

Tab. 6.6 Stanovení výsečového momentu setrvačnosti I_w

Nosníky délky 2 m			Nosníky délky 3 m			Nosníky délky 4 m		
$F_{z,i}$ [N]	L = 1960 mm		$F_{z,i}$ [N]	L = 2960 mm		$F_{z,i}$ [N]	L = 3960 mm	
	$\varphi_{z,i}$ [°]	k_i [-]		$\varphi_{z,i}$ [°]	k_i [-]		$\varphi_{z,i}$ [°]	k_i [-]
0	0,0	-	0	0,0	-	0	0,0	-
20	0,6	32,26	10	1,0	9,88	10	2,0	4,93
60	1,6	41,96	20	1,8	12,16	20	3,6	6,21
110	2,7	45,05	30	2,6	13,48	30	5,2	6,35
160	3,8	46,58	40	3,3	13,70	40	6,8	6,13
-	-	-	50	4,0	14,08	50	8,4	6,42
-	-	-	60	4,8	13,19	60	9,9	6,71
-	-	-	70	5,5	14,35	70	11,5	6,19
-	-	-	80	6,2	13,86	80	12,8	7,58
-	-	-	90	6,9	14,49	-	-	-
-	-	-	110	8,2	15,58	-	-	-
I_t [mm ⁴]	2 033		I_t [mm ⁴]	1 912		I_t [mm ⁴]	2 069	
I_w [mm ⁶]	4 008 866 319		I_w [mm ⁶]	3 657 105 624		I_w [mm ⁶]	4 018 394 184	

Plný pr.: $I_w = 3\,815\,580\,000\text{ mm}^6$ Oslabený pr.: $I_w = 3\,562\,560\,000\text{ mm}^6$ Náhradní pr.: $I_w = 3\,733\,348\,500\text{ mm}^6$

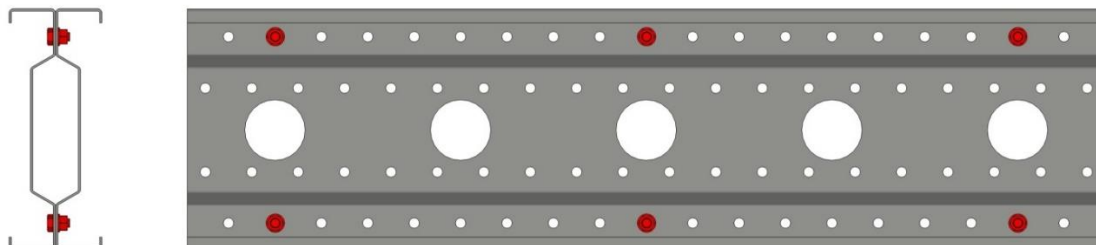
Hodnoty verifikovaného výsečového momentu setrvačnosti jsou v případě nosníků délky 2 a 4 metry téměř shodné, přičemž o 5% převyšují hodnotu výsečového momentu setrvačnosti plného průřezu, respektive nabývají o 7% vyšších hodnot v porovnání s výsečovým momentem setrvačnosti náhradního průřezu. Zkušební tělesa délky 3 m vykazují o 2% nižší hodnoty oproti výsečovému momentu náhradního průřezu. Tuto odchylku lze přisoudit chybě měření. Na základě výsledků experimentálního vyšetřování skutečných hodnot výsečového momentu setrvačnosti lze potvrdit teoretický model prutu s náhradním průřezem.

6.2.3 Stanovení ohybové tuhosti při ohybu v rovině větší tuhosti

Podstatným parametrem příčně zatížených nosníků je jejich ohybová tuhost v rovině namáhané prvotním ohybem (tj. v drtivé většině rovina s větší ohybovou tuhostí). S ohledem na tento fakt bylo v rámci komplexního testovacího programu ověřováno skutečné chování nosníků typu Sigma při ohybu, z něhož byl následně odvozen moment setrvačnosti I_y při ohybu na tuhou osu.

6.2.3.1 Popis experimentu

Z důvodu asymetrického tvaru příčného řezu k těžištní ose z je při testu zkoušena dvojice nosníků, která jako celek vytváří symetrický profil, čímž se eliminuje kroucení nosníku způsobené excentrickým zatížením vůči středu smyku. Profily jsou k sobě zrcadlově přiloženy a jsou navzájem neprůběžně spojeny po délce profilu šrouby M10 ve spodní a horní řadě otvorů $\text{Ø} 11 \text{ mm}$ (viz Obr. 6.16).



Obr. 6.16 Šroubové spojení dvojice nosníků typu Sigma

Dvojice nosníků je vodorovně uložena na dvou ocelových blocích. Ze statického hlediska se zkušební tělesa chovají jako prostý nosník. Na obou koncích dvojice nosníku je zamezeno příčnému natočení profilu pomocí pevně připevněných úhelníků k ocelovým blokům. Podélným posunům v místě uložení není bráněno. Detail uložení konců dvojice nosníku je na Obr. 6.17.

Pro ohybové zkoušky byla vybrána zkušební tělesa použitá při experimentálním vyšetřování torzní tuhosti při složeném kroucení. Tato tělesa mají vyztužené konce nosníků (z důvodu zabránění volné deplanace koncových průřezů). Zvolená forma úpravy konců nosníků je vhodná i pro ohybové zkoušky za účelem eliminace borcení profilu v oblasti podpor od účinků posouvající síly, která především u kratších délek nosníků nabývá vyšších hodnot.



Obr. 6.17 Detail uložení konců dvojice nosníků na ocelové bloky

Zkušební tělesa jsou zatěžována 2 břemeny ve třetinách rozpětí nosníků. Zatěžovací síla je realizována elektrohydraulickým zkušebním systémem ED 2000 NOVA a je roznášena do třetin rozpětí ohybově tuhým roznášecím prvkem (viz Obr. 6.18).



Obr. 6.18 Schéma zkušební sestavy s roznosem síly do třetin rozpětí

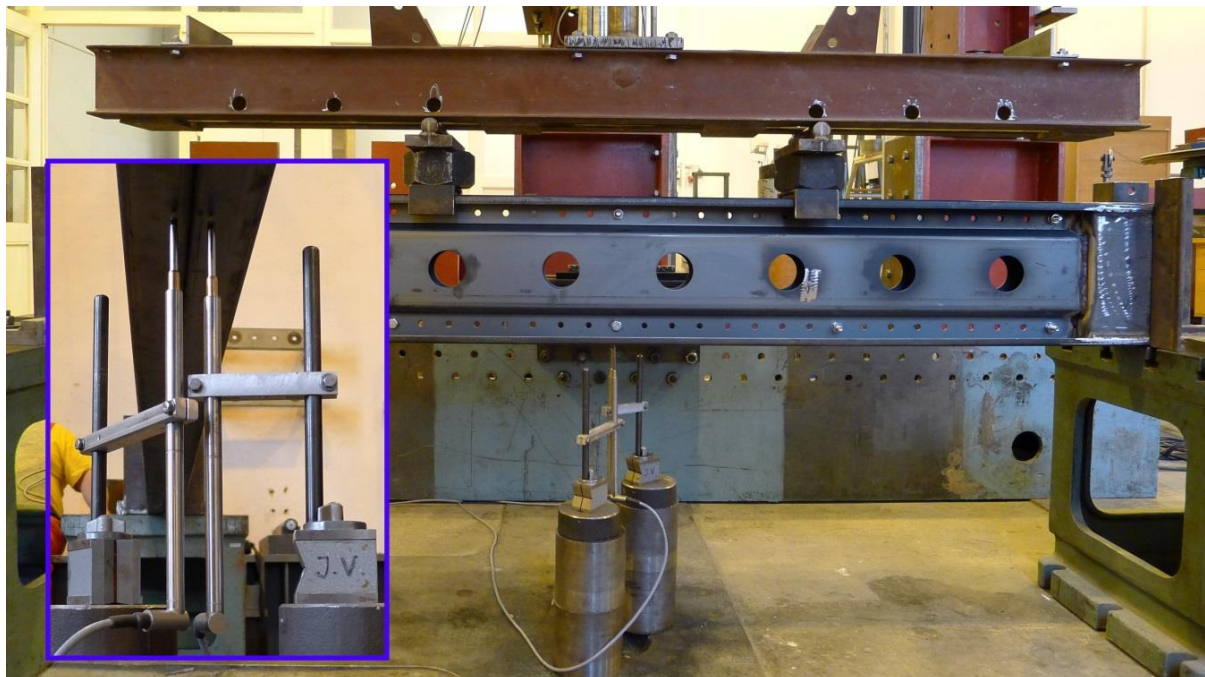
Přenos síly z roznášecího tuhého prvku na nosníky je konstrukčně proveden pomocí plechu tloušťky 20 mm s navařenou kulatinou $\varnothing 30$ mm a profilu U120 šířky 80 mm nasazeného na horní příruby nosníků (viz Obr. 6.19), který přispívá svojí tuhostí k eliminaci příčného ohybu pásnic v místě vnášení zatížení.



Obr. 6.19 Konstrukční řešení vnášení síly na dvojici nosníků

Průhyb dvojice nosníků je měřen uprostřed rozpětí indukčnostními snímači polohy HBM WA-50 (viz Obr. 6.20). Každé z čidel je umístěno na jednom z dvojice profilů. V příčném řezu je poloha snímačů na dolních pásnicích profilů 10 mm od svislé osy souměrnosti příčného řezu dvojice nosníků (viz detail na Obr. 6.20).

Velikost síly vyvozuující EH zkušební systém ED 2000 je snímána tenzometrickým siloměrem K100 (GTM). Signály z indukčnostních snímačů polohy společně s velikostí zatěžovací síly jsou zpracovávány digitálním systémem SPIDER 8 (HBM, měř. frekvence 1 Hz) a data z tohoto systému jsou zaznamenávána počítačem.



Obr. 6.20 Snímání deformací uprostřed rozpětí

Teoretické rozpětí prostých nosníků, resp. vzdálenosti mezi podporami u jednotlivých délek zkoušených profilů, jsou uvedeny v Tab. 6.7.

Tab. 6.7 Teoretická rozpětí dvojice nosníků

Délka zkoušených těles	Rozpětí prostého nosníku
2000 mm	1900 mm
3000 mm	2900 mm
4000 mm	3910 mm

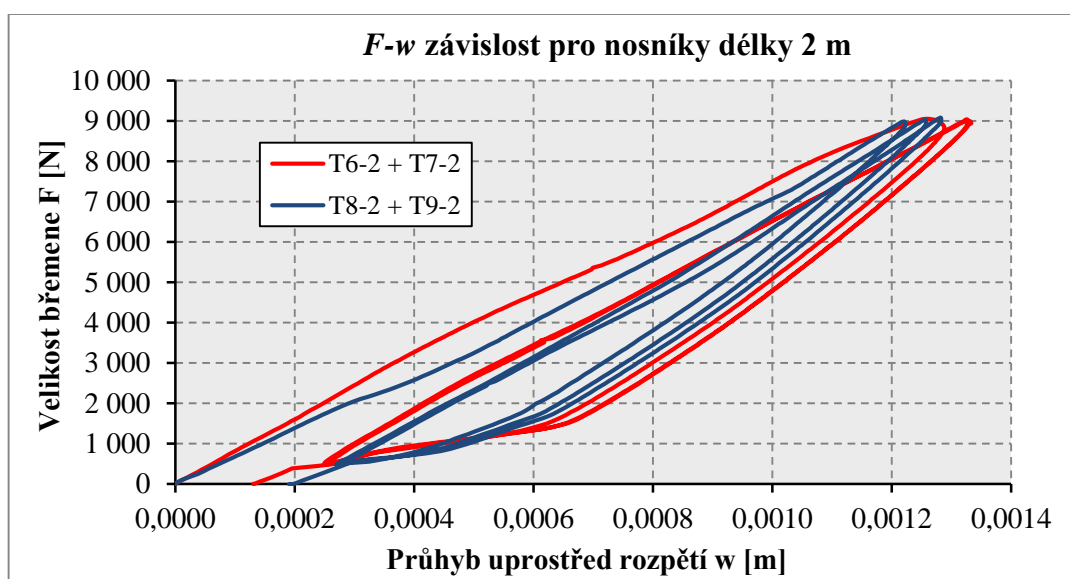
6.2.3.2 Metodika zatěžování a princip vyhodnocení

V souhrnu bylo testováno celkem 6 dvojic nosníků o délkách 2 m, 3 m a 4 m (od každé délky po dvou dvojicích nosníků). Každá dvojice profilů je třikrát zatěžována a odlehčována. Velikost průhybu při zatěžování je volena tak, aby napětí v ohýbaném nosníku nepřekročila pružnou

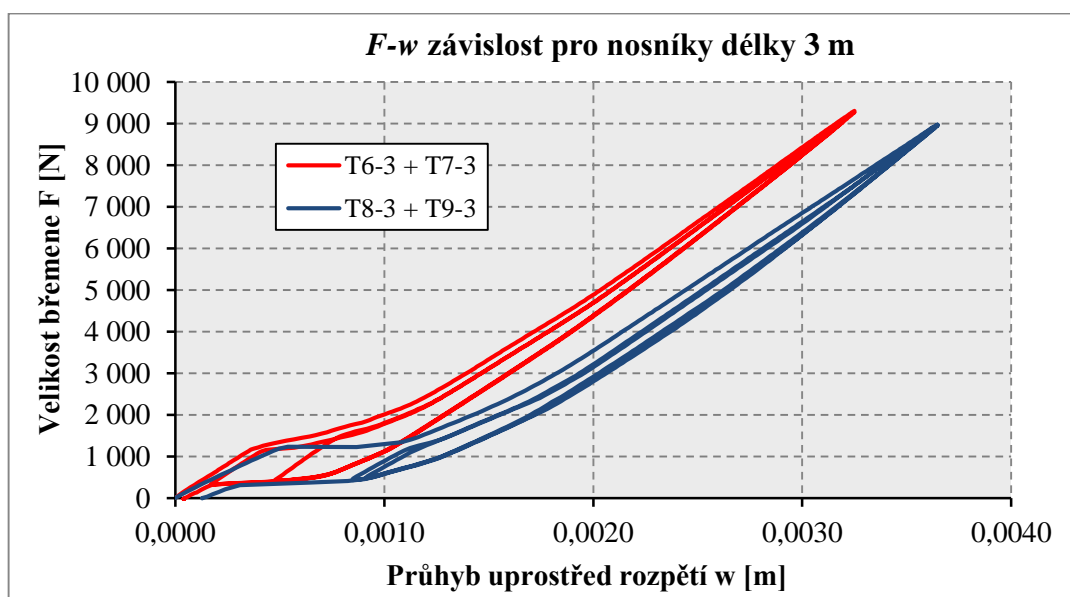
oblast a nedocházelo tím k trvalým deformacím zkušebních těles. Maximální velikosti průhybů se pohybují v rozmezí 1/450 až 1/650 rozpětí v závislosti na délce prutu.

Záznamy měření uvádějí závislosti velikostí průhybů získaných z obou snímačů uprostřed rozpětí zdvojeného prutu na velikosti celkové zatěžovací síly, která se přes roznášecí tuhý prvek přenáší rovnoměrně do třetin rozpětí. Při vyhodnocování výsledků je do grafu vynášena závislost velikosti břemene F působící na dvojici nosníků ve třetině rozpětí (tedy 50% síly z EH zkušebního systému) na střední hodnotě průhybů z obou indukčních snímačů polohy w .

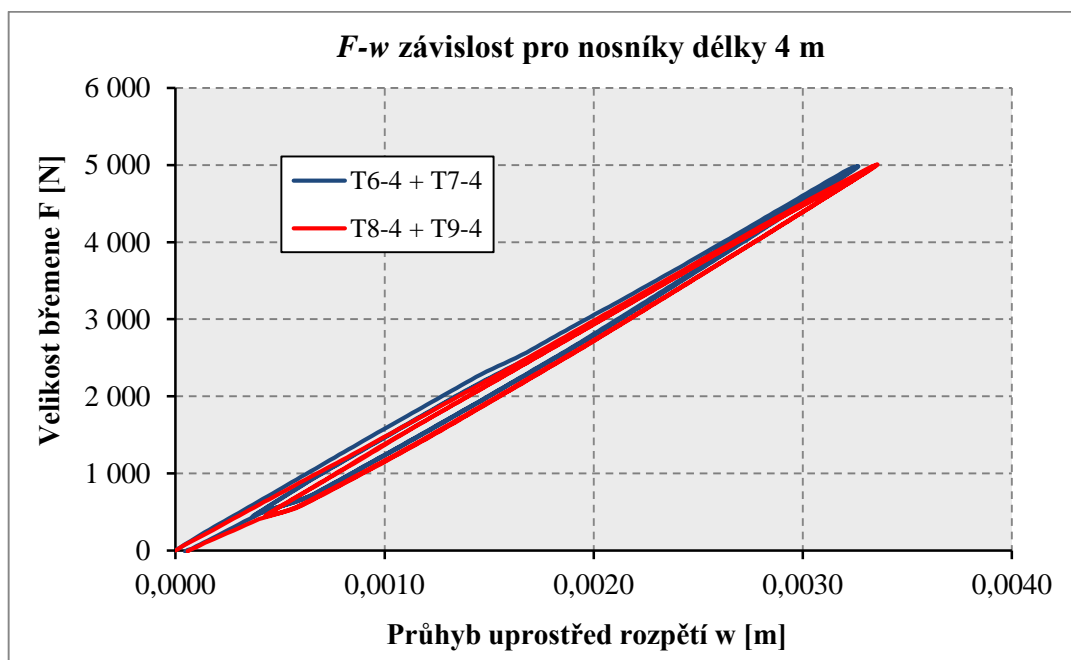
Graf 6.14, Graf 6.15 a Graf 6.16 dokládají odděleně pro jednotlivé délky zkušebních těles průběh závislosti průhybu uprostřed rozpětí dvojice nosníků na velikosti působícího břemene ve třetinách rozpětí dvojice nosníků.



Graf 6.14 Průběh F - w závislosti pro tělesa délky 2 m



Graf 6.15 Průběh F - w závislosti pro tělesa délky 3 m



Graf 6.16 Průběh F - w závislosti pro tělesa délky 4 m

U prvního zatěžovacího cyklu docházelo k rozdílným nárůstům průhybů jednotlivých nosníků. Důvodem je dosedání nosníků na podpory a vzájemné výškové vyrovnávání nosníků, jelikož v prvním cyklu zatěžování jeden z nosníků přenáší větší poměrnou část z celkové zatěžovací síly. V okamžiku, kdy se vzájemně sešroubované nosníky výškově rektifikují a řádně dosednou v podporách vlivem účinku působícího zatížení, dochází k rovnoměrnému rozdělení sil do obou z dvojice profilů. Při vyhodnocování experimentů je tudíž vhodné používat záznamy dat z druhého a třetího zatěžovacího cyklu. Při vyhodnocení nebudou brány v potaz ani odlehčovací části cyklů, které vykazují nelineární průběh F - w závislosti způsobený dotvarováním nosníků.

Při výpočtu skutečného momentu setrvačnosti stanoveného testem se vychází ze vzorce pro průhyb prostého nosníku uprostřed rozpětí zatíženého ve třetinách rozpětí dvojicí břemen:

$$w = \frac{23}{648} \frac{F \cdot L_{SUPP}^3}{E \cdot (2I_y)}, \quad (6.11)$$

kde F je velikost břemene působícího ve třetině rozpětí [N],

L_{SUPP} je rozpětí nosníků [m],

E je modul pružnosti oceli [Pa],

I_y je moment setrvačnosti jednoho nosníku k těžištní ose y [m⁴].

Závislost velikosti břemene F na průhybu w lze vyjádřit pomocí směrnice přímky k lineární regrese průběhu druhého a třetího zatěžování.

$$F[N] = k \cdot w[m], \quad (6.12)$$

Vyjádřením I_y ze vzorce (6.11) a následným dosazením za F dle vztahu (6.12) dostaneme následující výraz pro výpočet momentu setrvačnosti k ose y jednoho nosníku stanoveného na základě experimentu:

$$I_y = \frac{23}{1296} \frac{k \cdot L_{SUPP}^3}{E}. \quad (6.13)$$

6.2.3.3 Stanovení momentu setrvačnosti k těžištní ose y

Kompletní grafické záznamy zatěžování perforovaných dvojic nosníků jsou uvedeny v příloze C.3. U každého experimentu jsou zvláště připojeny grafy se samostatnými úseky zatěžování, které jsou brány v úvahu při vyhodnocování (tj. druhý a třetí cyklus – zatěžovací část). Tyto jednotlivé úseky jsou aproximovány lineárními regresemi (pomocí metody nejmenších čtverců), jejichž směrnice byly použity ve smyslu výrazu (6.19) pro výpočet momentu setrvačnosti jednoho nosníku k jeho těžištní ose y . Přehled s postupem výpočtu I_y je doložen v Tab. 6.8.

Tab. 6.8 Stanovení momentu setrvačnosti k ose y na základě výsledků experimentu

Délka nosníku		2 m		3 m		4 m	
Teoretické rozpětí nosníku L_{SUP} [m]		1,90		2,90		3,90	
Označení testu		T6-2 + T7-2	T8-2 + T9-2	T6-3 + T7-3	T8-3 + T9-3	T6-4 + T7-4	T8-4 + T9-4
Směrnice lineární regrese	2. zatěžování	7 779 264	8 691 864	3 569 888	3 496 995	1 518 100	1 558 326
	3. zatěžování	7 845 516	8 467 620	3 565 380	3 551 416	1 546 004	1 549 111
	Průměr	7 812 390	8 579 742	3 567 634	3 524 206	1 532 052	1 553 719
Moment setrvačnosti 1 nosníku I_y [mm ⁴]	Pro daný test	4 528 436	4 973 230	7 353 225	7 263 714	7 680 171	7 788 785
	Průměr	4 750 833	(57% $I_{y,sub}$)	7 308 469	(88% $I_{y,sub}$)	7 734 478	(93% $I_{y,sub}$)

Plný průřez: $I_y = 8\,457\,690 \text{ mm}^4$ Oslabený průřez: $I_y = 7\,914\,780 \text{ mm}^4$ Náhradní průřez: $I_{y,sub} = 8\,281\,244 \text{ mm}^4$

Experimentálně ověřené momenty setrvačnosti I_y dosahují nižších hodnot v porovnání s hodnotou vypočtenou pro náhradní průřez, a to zejména u nosníků kratších délek. Tento jev je způsoben vyšší úrovní zatížení, která je potřebná pro dosažení zamýšleného průhybu nosníku, přičemž v místě vnášení zatížení dochází k lokálním deformacím příčného řezu (především borcení stojiny pod osamělým břemenem), které zásadním způsobem ovlivňují ohybovou tuhost nosníků. Pro ověření platnosti teoretického modelu prutu s náhradním průřezem by bylo zapotřebí opakovat testy na nosnicích vyztužených příčnými výztuhami v oblasti vnášení zatížení. Tyto testy však nebylo možné dodatečně realizovat z důvodu omezeného počtu nedotčených zkušebních těles, která byla k dispozici v období vyhodnocování experimentální části dizertační práce. Z dostupných výsledků tudíž nelze vyvodit spolehlivý závěr. Lze se však domnívat, že i pro moment setrvačnosti I_y poskytuje náhradní průřez vhodnou aproximaci, jelikož je zřejmé, že i u nosníků délky 4 m dochází k částečné redukci ohybové tuhosti vlivem

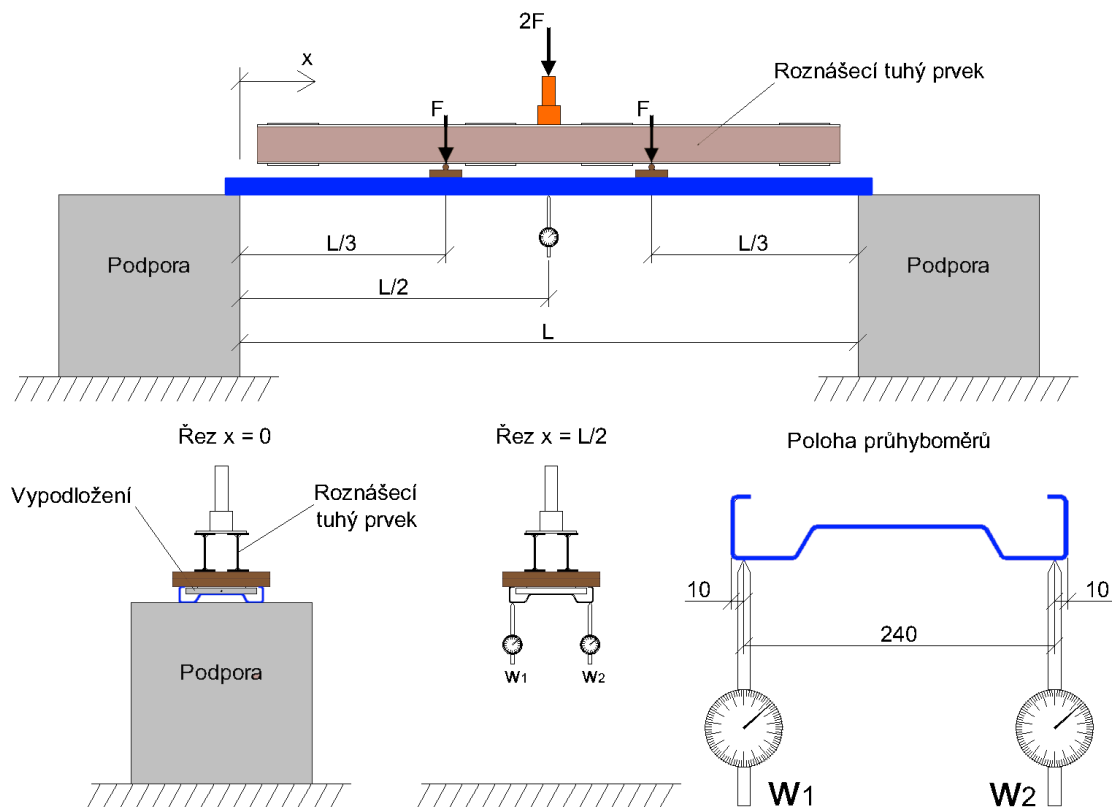
lokálních stabilitních záležitostí v místě vnášení zatížení. Toto tvrzení je podloženo hodnotou experimentálně ověřeného momentu setrvačnosti I_y na zkušebních tělesech délky 4 metrů, která je nižší než moment setrvačnosti nejvíce oslabeného průřezu, což je v rozporu s teorií chování prutů v pružném oboru.

6.2.4 Stanovení ohybové tuhosti při ohybu v rovině menší tuhosti

6.2.4.1 Popis experimentu

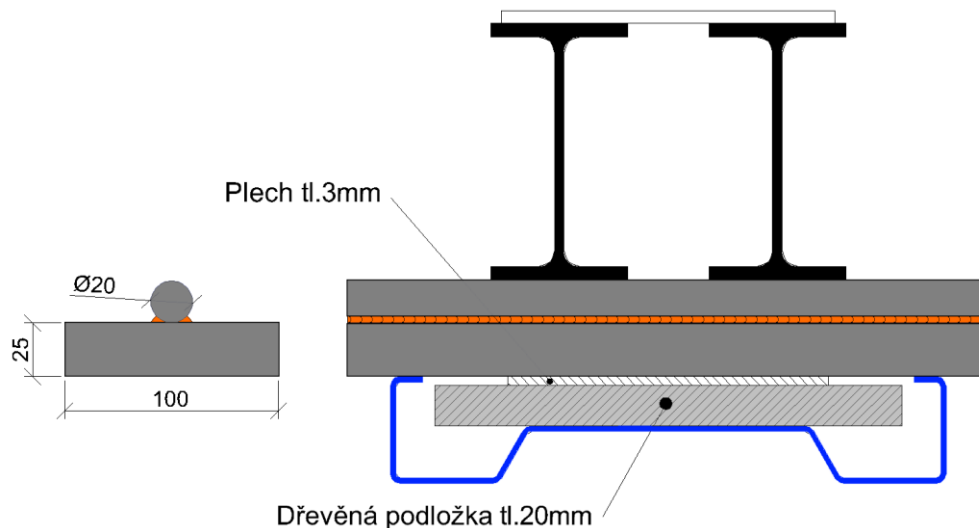
Pro ověření skutečného momentu setrvačnosti I_z při ohybu na měkkou osu byl použit stejný princip provádění experimentu jako v případě verifikování momentu setrvačnosti I_y při ohybu na tuhou osu. V tomto případě je však zkoušen každý nosník samostatně (průřez je symetrický ke své těžištní ose y , tudíž nedochází při zatěžování ke kroucení vlivem excentrického působení síly vůči středu smyku).

Zkušební tělesa jsou prostě uložena na ocelových blocích. Rozpětí nosníků je vzdálenost mezi hranami těchto stoliček. Orientace nosníků při ohýbání na měkkou osu je rozevřením profilu směrem vzhůru, tedy nosníky na koncích dosedají na podpory krajními částmi stojiny (nikoliv okrajovým zahnutím pásnic). Pruty jsou zatíženy ve třetinách rozpětí 2 břemeny. Zatěžovací síla a její roznos do třetin rozpětí je totožný jako v případě ohybu na tuhou osu (viz kap.6.2.3.1). Na Obr. 6.21 je uvedeno schéma zkušební sestavy.



Obr. 6.21 Schéma zkušební sestavy pro ohyb na měkkou osu

Přenos síly z tuhého roznášecího prvku na nosník je konstrukčně proveden pomocí plechu tloušťky 25 mm s navařenou kulatinou $\varnothing 20$ mm. Z důvodu rovnoměrného roznosu síly do celého profilu v místě je výškový rozdíl mezi okrajovou výztuhou pásnice a stojinou vyrovnán dřevěnou a ocelovou podložkou (viz Obr. 6.22 a Obr. 6.23).

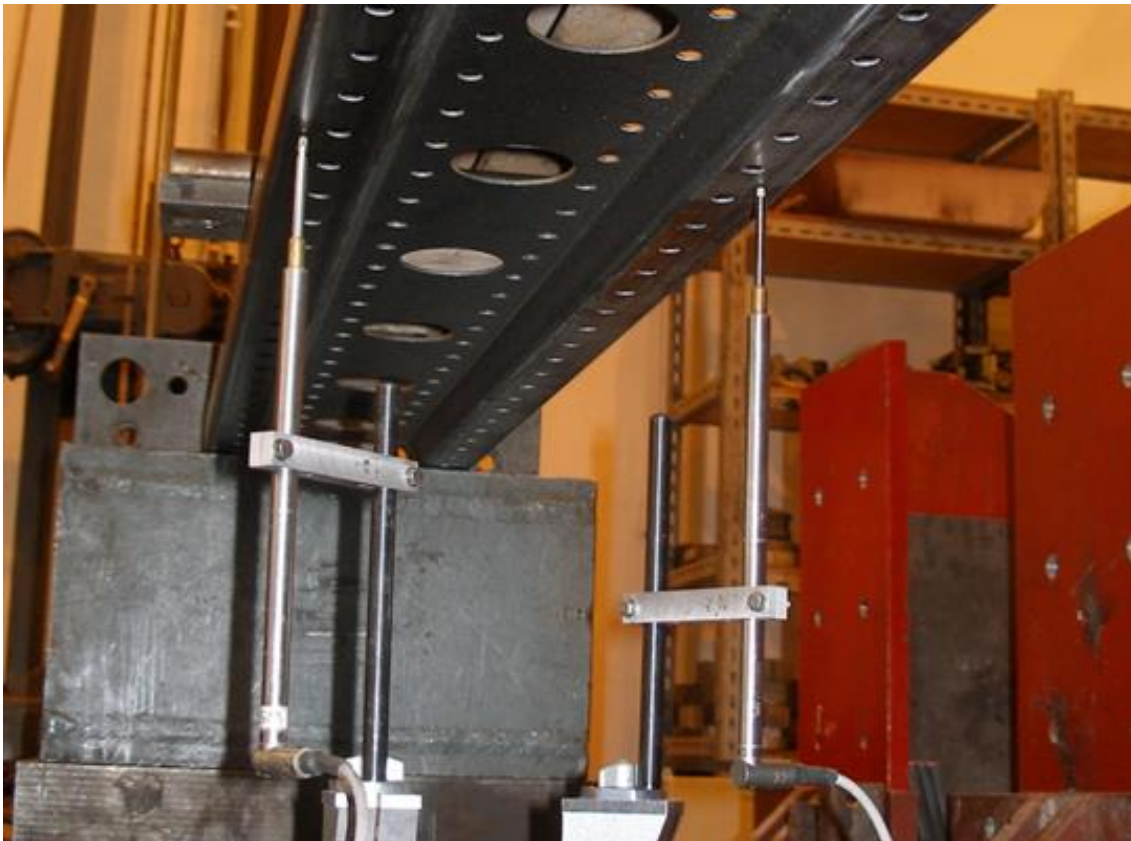


Obr. 6.22 Ocelová a dřevěná podložka - schéma



Obr. 6.23 Ocelová a dřevěná podložka – realizace

Průhyb nosníku byl měřen uprostřed rozpětí dvěma indukčnostními snímači polohy WA-50T od firmy HBM (jejich poloha je zobrazena na Obr. 6.24). Při vyhodnocování zkoušky se uvažuje výsledný průhyb nosníku uprostřed jeho rozpětí za střední hodnotu průhybů z obou indukčnostních snímačů polohy.



Obr. 6.24 Umístění snímačů polohy uprostřed rozpětí nosníku při ohybu na měkkou osu

Pohled na zkušební sestavu pro ohyb na měkkou osu s osazeným nosníkem délky 2 metry je uveden na Obr. 6.25.



Obr. 6.25 Zkušební sestava pro ohyb na měkkou osu s nosníkem délky 2 m

6.2.4.2 Metodika zatěžování a princip vyhodnocení

Shodně s předchozími testy soužícími k verifikaci průřezových charakteristik byly testovány tři různé délky zkušebních těles – 2 m, 3 m a 4 m. Každé zkušební těleso bylo zatěžováno ve 3 zatěžovacích cyklech. Úroveň vnášeného zatížení byla opět stanovena v rozsahu pružných napětí.

Princip vyhodnocení testu na stanovení momentu setrvačnosti I_z při ohybu na měkkou osu je shodný s postupem uvedeným v kapitole 6.2.3.2. Při vyhodnocování jsou opět brány v úvahu pouze zatěžovací větve druhého a třetího zatěžovacího cyklu.

Při výpočtu se vychází ze vzorce pro průhyb prostého nosníku uprostřed rozpětí zatíženého ve třetinách rozpětí břemenem:

$$w = \frac{23}{648} \frac{F \cdot L_{SUPP}^3}{E \cdot I_z}, \quad (6.14)$$

kde F je velikost břemene působícího ve třetině rozpětí [N],

L_{SUPP} je rozpětí nosníků [m],

E je modul pružnosti oceli [Pa],

I_z je moment setrvačnosti jednoho nosníku k těžištní ose z [m⁴].

Závislost velikosti břemene F na průhybu w lze vyjádřit pomocí směrnice přímky k lineární regrese průběhu druhého a třetího zatěžování.

$$F[N] = k \cdot w[m], \quad (6.15)$$

Vyjádřením I_z ze vzorce (6.14) a následným dosazením za F dle vztahu (6.15) dostaneme následující výraz pro výpočet momentu setrvačnosti k ose z jednoho nosníku stanoveného na základě experimentu:

$$I_z = \frac{23}{648} \frac{k \cdot L_{SUPP}^3}{E}. \quad (6.16)$$

6.2.4.3 Stanovení momentu setrvačnosti k těžištní ose z

Kompletní grafické záznamy zatěžování nosníků při ohybu na měkkou osu jsou uvedeny v příloze C.4. U každého experimentu jsou zvláště připojeny grafy se samostatnými úseky zatěžování, které jsou brány v úvahu při vyhodnocování (tj. druhý a třetí cyklus – zatěžovací část). Tyto jednotlivé úseky jsou aproximovány lineárními regresemi (pomocí metody nejmenších čtverců), jejichž směrnice byly použity ve smyslu výrazu (6.19) pro výpočet momentu setrvačnosti jednoho nosníku k jeho těžištní ose z . Přehled s postupem výpočtu I_z je doložen v Tab. 6.9.

Tab. 6.9 Stanovení I_z na základě výsledků experimentu

Délka nosníku		2m	3m	4m
Označení testu		T6-2 (TYP I)	T4-3 (TYP I)	T6-4 (TYP I)
Teoretické rozpětí nosníku L_{SUP} [m]		1,91	2,91	3,90
Směrnice lineární regrese	2. zatěžování	143 272	43 802	18 200
	3. zatěžování	143 607	43 837	18 325
	Průměr	143 440	43 820	18 263
Moment setrvačnosti I_z [mm ⁴]		168 928	182 509	183 101

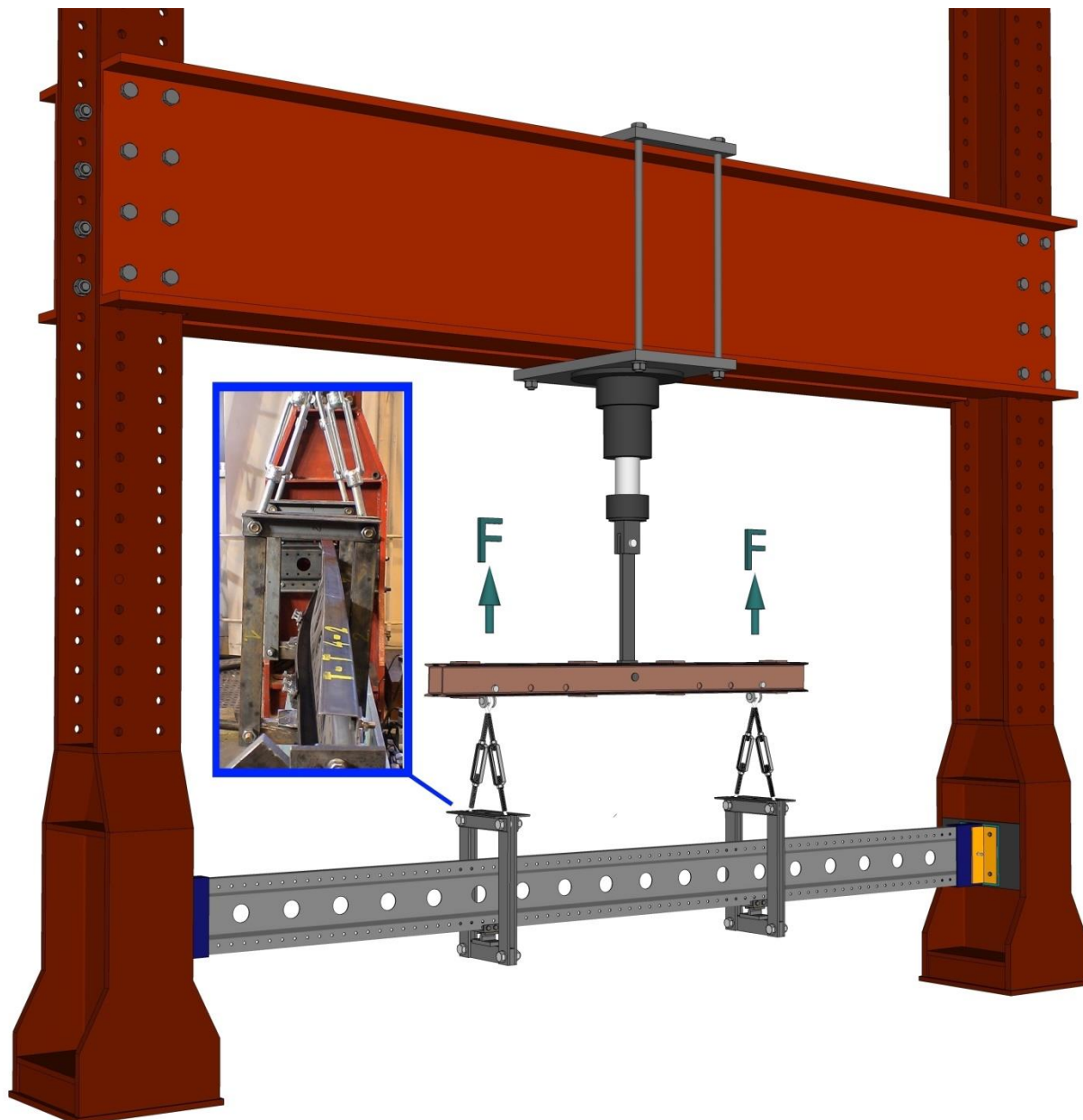
Plný pr.: $I_z = 201\,277\text{ mm}^4$ Oslabený pr.: $I_z = 178\,666\text{ mm}^4$ Náhradní pr.: $I_{z,sub} = 193\,928\text{ mm}^4$

Výsledky uvedené v Tab. 6.9 opět svědčí o vlivu lokálních stabilitních záležitostí na skutečnou ohybovou tuhost zkušebních těles jednotlivých délek, jak bylo již popsáno při vyšetřování momentu setrvačnosti I_y při ohybu na tuhou osu (viz kap. 6.2.4.3). V případě momentu setrvačnosti I_z při ohybu na měkkou osu je redukce ohybové tuhosti podstatně nižší, pohybuje se v rozmezí 13% u nosníků délky 2 m až 6% u nosníků délky 4 m.

6.3 EXPERIMENTÁLNÍ OVĚŘENÍ ÚNOSNOSTI PŘI KLOPENÍ

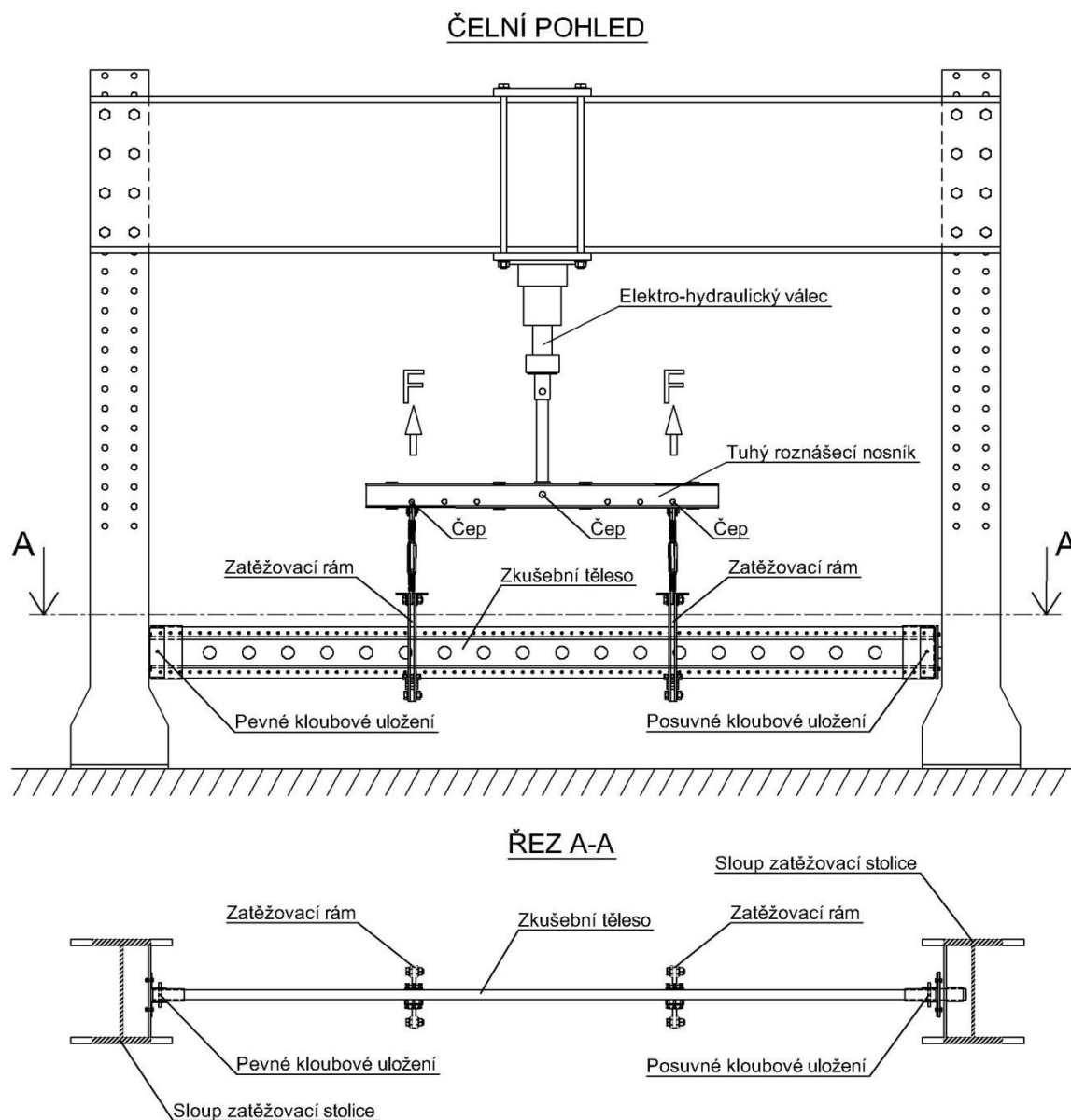
6.3.1 Popis zkušební sestavy

Celá zkušební sestava je situována do zatěžovací stolice ve zkušebně ústavu KDK na Fakultě stavební (vizualizace zkušební sestavy je uvedena na Obr. 6.26).



Obr. 6.26 Vizualizace zkušební sestavy sloužící pro testy na klopení nosníků

Zkoušeny byly nosníky o rozpětí 2,0 m (T_-2), 3,0 m T_-3) a 4,0 m (T_-4) s průřezem vyznačeným na Obr. 1.1 (TYP II). Nosníky byly zatěžovány dvojicí osamělých břemen působících ve třetinách rozpětí zkušebních těles. **Zvláštní pozornost byla věnována způsobu vnášení zatížení, který umožňuje volné klopení nosníku bez vazeb zabraňujících posunutí a pootočení v poli** (schéma zkušební sestavy je naznačeno na Obr. 6.27).



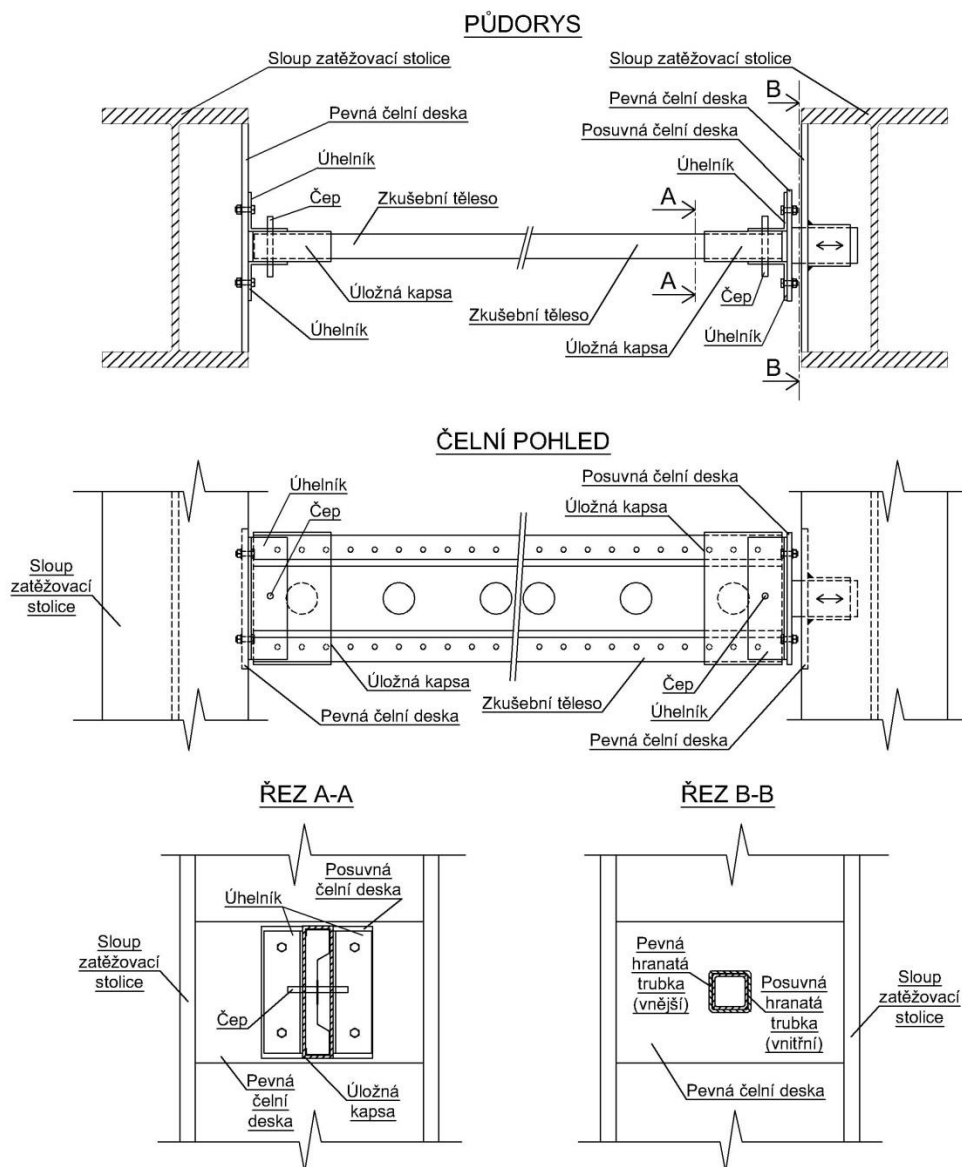
Obr. 6.27 Schéma testu na klopení nosníků

6.3.1.1 Uložení zkušebních těles

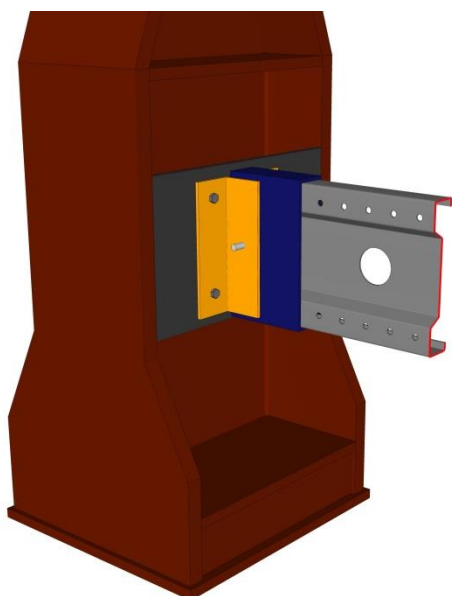
Z hlediska statického působení je zkoušený profil prostě uložen na sloupech zatěžovací stolice. Konstrukční řešení podpor je schematicky rozkresleno na Obr. 6.28. Ke sloupům zatěžovací stolice jsou připevněny pevné čelní desky. V levé podpoře, která je řešena jako pevný kloub umožňující pootočení nosníku v rovině prvotního ohybu, je prostřednictvím čepu ($\varnothing 10$ mm) zkoušený profil zavěšen na dvojici úhelníků šroubově připevněných k pevné čelní desce (viz schéma na Obr. 6.29). V pravé podpoře, která je konstruována jako posuvný kloub umožňující vodorovný posun v podélném směru zkušebního tělesa při současném volném pootočení nosníku v rovině prvotního ohybu, je princip uchycení zkušebního tělesa stejný, přičemž v tomto případě je dvojice úhelníků šroubově připojena k posuvné čelní desce.

Vodorovný posun této desky ve směru podélné osy prutu je konstrukčně řešen dvojicí hranatých trubek různých rozměrů, kdy menší (vnitřní) profil je přivařen k posuvné čelní desce a zasouvá se dovnitř většího (vnějšího) profilu, který je přivařen k pevné čelní desce (viz schéma na Obr. 6.30). Za účelem snížení tření mezi zasouvajícími profily byly styčné plochy namazány vazelínou. Uložení zkušební tělesa mezi dvojicí úhelníků na obou jeho stranách zamezuje pootočení příčného řezu zkušební tělesa kolem jeho podélné osy.

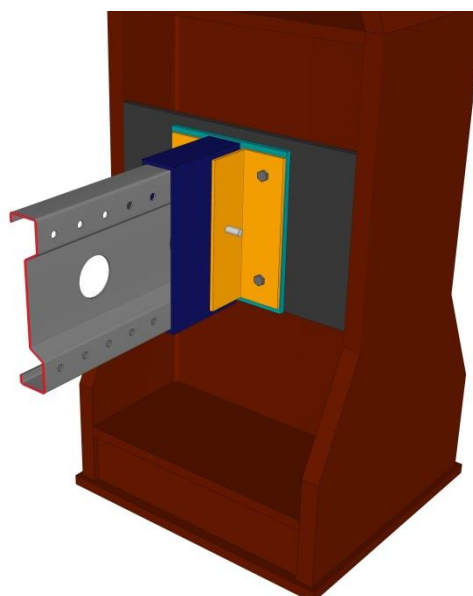
Koncové průřezy nosníku v místě podpor jsou zesíleny nasazenými úložnými kapsami (viz Obr. 6.31). Tyto úložné kapsy mají za účel rovnoměrně vnášet podporovou reakci do zkoušeného tělesa a eliminovat vliv otláčení úložného čepu ve stojině nosníku v místě uložení. Při této úpravě se čepem otláčená tloušťka materiálu zvyšuje z původní tloušťky stojiny (2,5 mm) na dvojnásobnou tloušťku stěny úložné kapsy (2 x 6 mm).



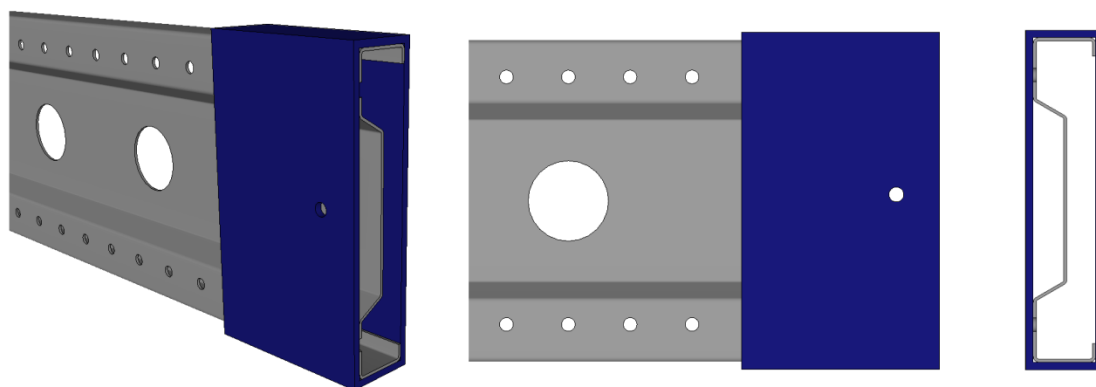
Obr. 6.28 Konstrukční řešení levé pevné a pravé posuvné podpory



Obr. 6.29 Schéma levé pevné podpory

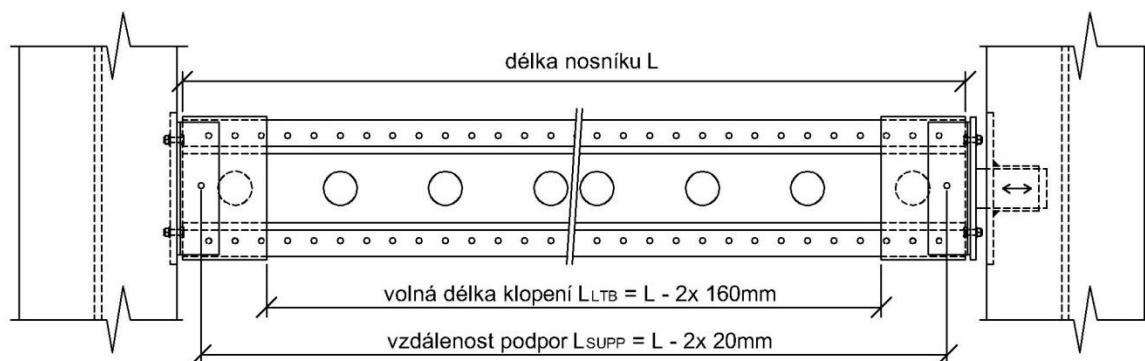


Obr. 6.30 Schéma pravé posuvné podpory



Obr. 6.31 Schéma úložné kapsy

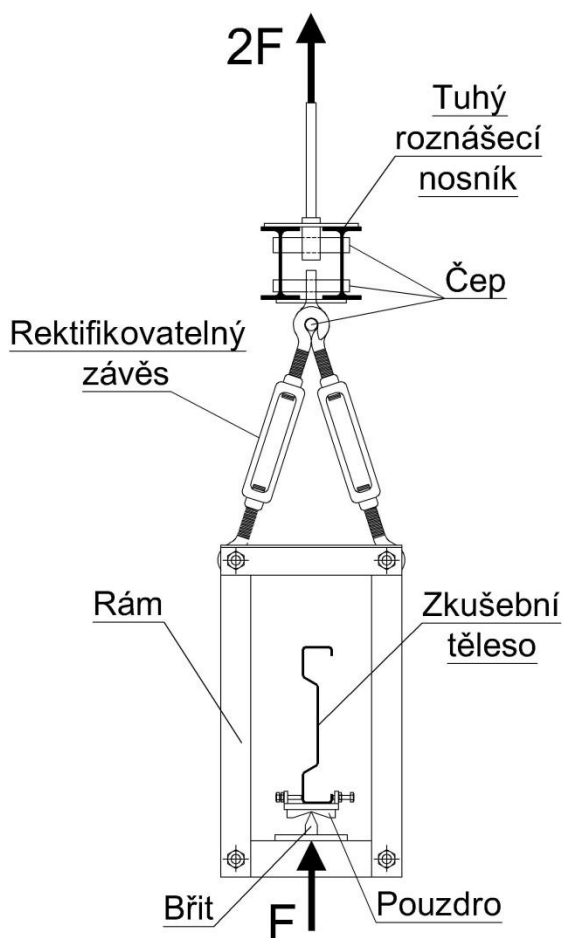
Úložné kapsy mají vyvrtaný otvor pro provlečení čepu ve vzdálenosti 20 mm od jejich hrany. Při slícování konce nosníku s hranou kapsy pak teoretická vzdálenost podpor pro ohyb v rovině větší tuhosti odpovídá skutečné délce nosníku L snížené o 2×20 mm (viz Obr. 6.32). Volná délka nosníku, na níž může dojít k příčnému vybočení tlačené pásnice při klopení, je rovna skutečné délce nosníku L ponížené o délku obou kapes 2×160 mm (viz Obr. 6.32).



Obr. 6.32 Teoretická rozpětí zkušebních těles

6.3.1.2 Zatěžování zkušebních těles

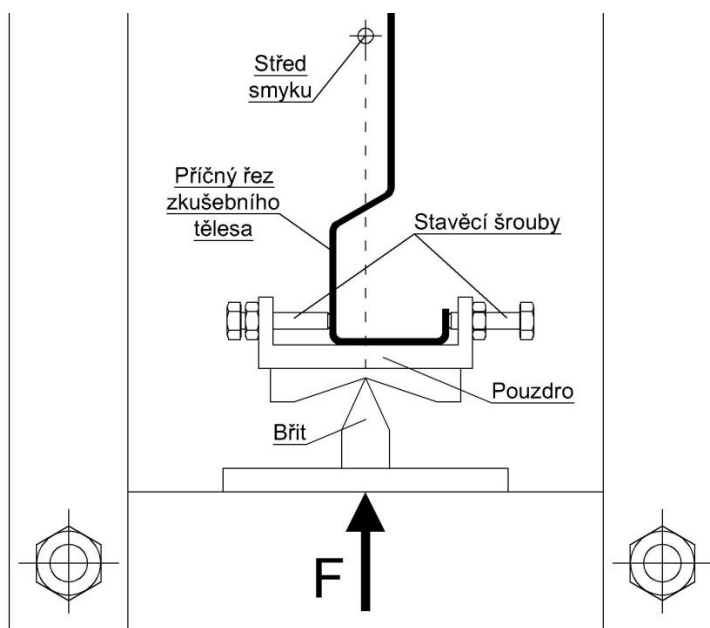
Zatížení je vnášeno táhly ve třetinách rozpětí na spodní pásnici nosníku. Konstrukční řešení táhla je uvedeno na Obr. 6.33 a Obr. 6.34. Závěsy jsou v horní části připojeny čepy na roznášecí tuhý nosník, který je uprostřed své délky kloubově spojen s elektrohydraulickým zkušebním systémem ED 2000. Tahová síla z EH systému se přenáší přes roznášecí tuhý nosník do táhel. Zatížení z táhel je vnášeno na zkoušený profil přes břit a pouzdro, které je nasazeno na spodní pásnici nosníku. Hlavní funkcí břitu je umožnění naklánění pouzdra a tím i příčného řezu nosníku při zatěžování. Pouzdro ve tvaru U je opatřeno stavěcími šrouby, které slouží k nastavení polohy břitu pod příčným řezem nosníku tak, aby zatížení procházelo středem smyku a nedocházelo tím ke kroucení nosníků. Vodorovná vzdálenost středu smyku od levého kraje nosníku byla určena u perforovaného profilu, obdobně jako u průřezových charakteristik náhradního průřezu, váženým průměrem z teoreticky spočtených vzdáleností středu smyku od levého kraje pro plný průřez a pro řez vedený v ose otvoru $\varnothing 65$ mm (vážený průměr je 14,8 mm). Detail vnášení zatížení na spodní pásnici zkoušeného profilu je zobrazen na Obr. 6.35.



Obr. 6.33 Schéma zkušebního táhla



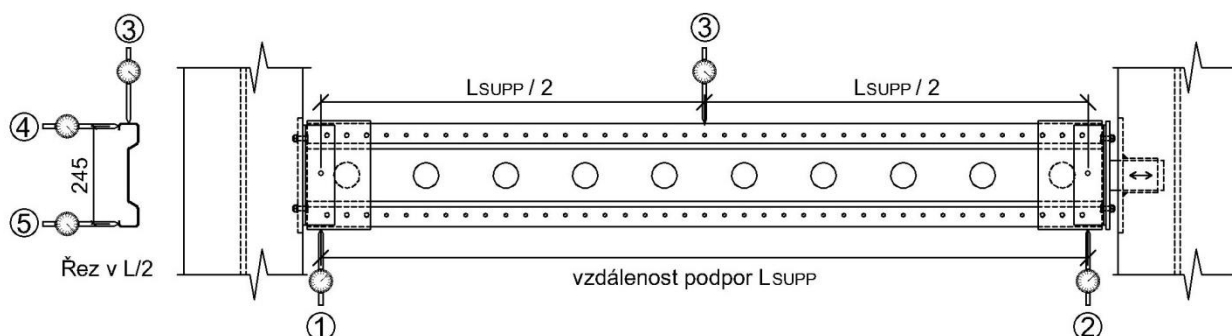
Obr. 6.34 Realizace zatěžovacího táhla



Obr. 6.35 Detail vnášení zatížení na spodní pásnici zkušební tělesa

6.3.1.3 Monitorování posunů a přetvoření

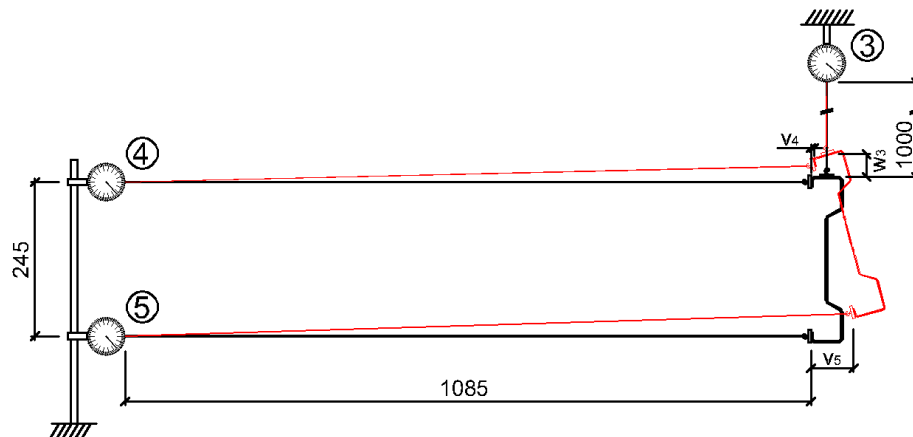
V průběhu zatěžování jsou v předem vybraných místech na zkušebním tělese měřeny a zaznamenávány posuny a přetvoření v závislosti na hodnotě aktuálního vneseného zatížení. V místě uložení nosníků byly instalovány indukčnostní snímače zaznamenávající svislý pokles podpor (v levé podpoře snímač č.1, v pravé podpoře snímač. č.2). Uprostřed rozpětí nosníku byl snímán svislý průhyb zatěžovaného zkušební tělesa na jeho horní (tažené) pásnici (snímač č.3). Ve stejném řezu nosníku (v $L/2$) uprostřed výšky okrajových výztuh pásnice byly měřeny vodorovné deformace, na horní tažené okrajové výztuze pásnice snímač č.4, na dolní tlačené okrajové výztuze pásnice snímač č.5. Vzdálenost mezi snímači č. 4 a č. 5 činila 245 mm.



Obr. 6.36 Rozmístění snímačů deformací

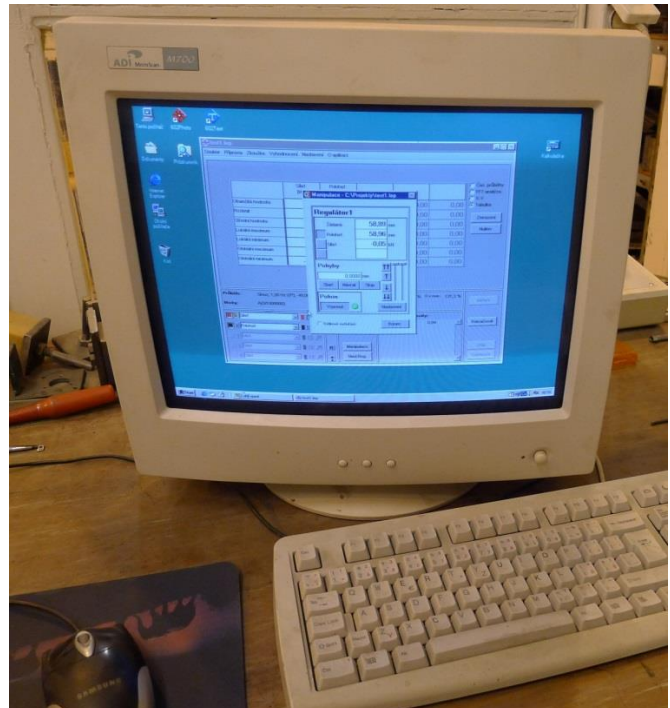
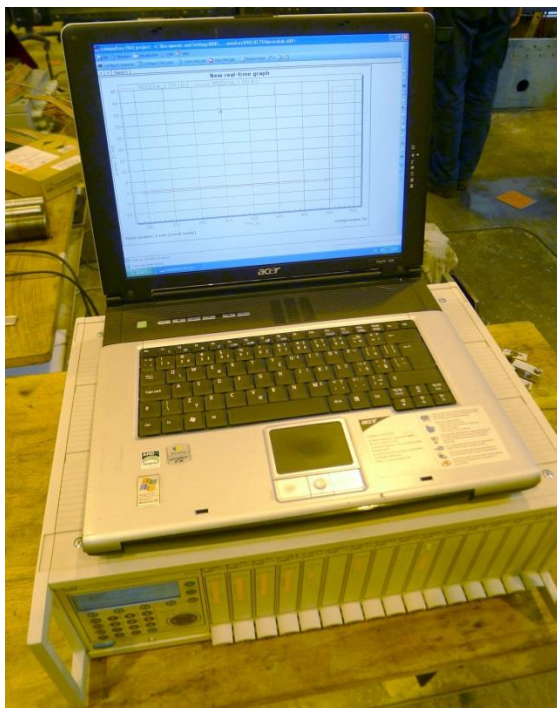
Vzhledem k nadměrným posunům příčného řezu uprostřed rozpětí bylo vhodné použít potenciometrické snímače polohy. Z důvodu eliminování chyby měření vodorovných průhybů

vlivem svislého prohýbání nosníků byly potenciometrické snímače umístěny ve vzdálenosti 1085 mm od měřeného bodu (viz Obr. 6.37).



Obr. 6.37 Schéma měření deformací příčného řezu uprostřed rozpětí

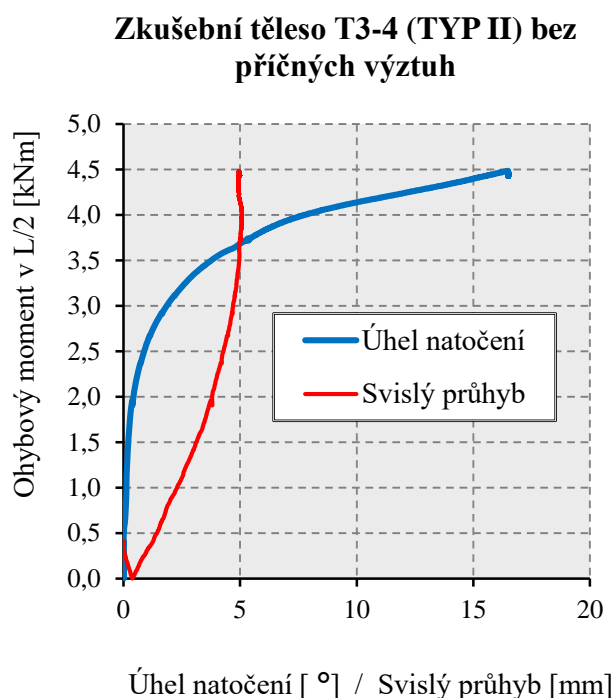
Signály z digitálních snímačů byly zaznamenávány v časovém kroku 0,1s měřícím systémem DX16 (Mitutoyo). Zatěžovací tahová síla na EH zkušebním systému ED 2000 (NOVA) byla měřena tenzometrickým siloměrem K 100 (GTM), svislý posun pístu byl měřen zabudovaným indukčností snímačem polohy WA50. Signály z tenzometrického siloměru a zabudovaného indukčností snímače polohy byly zpracovány digitálním systémem SPIDER 8 (HBM) s frekvencí 10 Hz. Na Obr. 6.38 je uveden digitální systém SPIDER 8.



Obr. 6.38 Digitální systém SPIDER 8

6.3.1.4 Průběh zatěžování

Zatížení z elektrohydraulického zkušebního systému přenášené táhly na spodní pásnici do třetin rozpětí nosníků vyvolává v dolních vláknech prutů tlak, resp. v horních vláknech tah. V souladu s teorií působení nosníků při ohybu se zřetelem na ztrátu stability klopením dochází v počáteční fázi zatěžování téměř pouze ke svislému průhybu zkušebního tělesa (viz Obr. 6.39). Tato skutečnost svědčí mimo jiné i o korektním nastavení polohy břitu, při níž zatížení prochází středem smyku a tím pádem nenastává kroucení nosníků vlivem působení excentrického příčného zatížení prutu. Při vyšší úrovni vnášeného zatížení dochází k postupnému příčnému vybočování tlačené pásnice ve vodorovné rovině v kombinaci s natáčením příčného řezu nosníku. V dalším kroku zatěžování lze zřetelně pozorovat nárůst nadměrných deformací nosníků. Nosník dosahuje své mezní ohybové únosnosti ještě před ukončením zatěžování, které nastává v okamžiku, kdy dochází ke kontaktu zdeformovaného nosníku s rámem zatěžovacího táhla (viz Obr. 6.40).



Obr. 6.39 Záznam svislého průhybu a úhlu natočení příčného řezu



Obr. 6.40 Kontakt zkušebního tělesa s rámem táhla

Během zatěžování bylo možné, zejména u nosníků kratších délek, pozorovat lokální deformace nosníků v místě vnášení zatížení, kdy docházelo k příčnému ohybu pásnice, na kterou bylo vnášeno zatížení (viz Obr. 6.41). Na základě této skutečnosti byla od každé délky nosníků tři z šesti zkušebních těles doplněna navařenými příčnými výztuhami v místě vnášení zatížení (viz Obr. 6.42).



Obr. 6.41 Přičný ohyb pásnice v místě vnášení zatížení



Obr. 6.42 Nosník vyztužený přičnými výztuhami

6.3.2 Postup vyhodnocení experimentů

V průběhu zkoušek bylo zaznamenáno velké množství dat. Pro vyhodnocení testů je použita síla F vyvozovaná EH zkušebním systémem a záznamy deformací přičného řezu uprostřed rozpětí nosníku. Z velikostí vodorovných posunů změřených digitálními úchylkoměry uprostřed okrajové výztuhy horní pásnice (snímač č. 4) a uprostřed okrajové výztuhy dolní pásnice (snímač č. 5) je vypočítán úhel natočení průřezu dle vzorce:

$$\alpha = \arctg\left(\left|\frac{v_4 - v_5}{245}\right|\right), \quad (6.17)$$

kde v_4 , v_5 jsou vodorovné posuny průřezu měřené uprostřed horní a dolní okrajové výztuhy pásnice ve vzájemné vzdálenosti 245 mm.

Relativní svislý průhyb nosníku uprostřed rozpětí je vypočítán z hodnot absolutního svislého průhybu změřeného snímačem č. 3 opraveného o poklesy podpor zaznamenané snímači č. 1 a č. 2. dle vztahu:

$$w = w_3 - \frac{w_1 + w_2}{2}, \quad (6.18)$$

kde w_1 je pokles levé podpory,

w_2 je pokles pravé podpory,

w_3 je absolutní svislý průhyb nosníku uprostřed jeho rozpětí.

V grafickém výstupu zkoušky je vynášena závislost velikosti ohybového momentu uprostřed rozpětí zkušební tělesa od působícího zatížení na velikosti svislé deformace či pootočení průřezu uprostřed rozpětí. Ohybový moment je vypočten pro prostý nosník zatížený ve třetinách rozpětí břemenu velikosti $F/2$. Vzorec pro stanovení tohoto momentu je:

$$M = \frac{F \cdot L_{SUPP}}{6}, \quad (6.19)$$

kde F je síla vyvozovaná EH zkušebním systémem,
 L_{SUPP} je délka zkušební tělesa.

6.3.3 Vyhodnocení experimentů z hlediska mezní únosnosti

Mezní ohybová únosnost $M_{ult,exp}$ stanovená na základě experimentu je definovaná jako maximální ohybový moment uprostřed prostě podepřených nosníků dosažený během zatěžovací zkoušky. Pro účely porovnání experimentálně stanovené mezní únosnosti s ohybovou únosností při klopení $M_{b,Rd}$ vypočtenou v souladu s normou ČSN EN 1993-1-1 je provedena korekce experimentálně stanovené hodnoty zohledňující poměr mezi skutečnou mezí kluzu $f_{y,act}$ testovaného zkušební tělesa a nominální hodnotou meze kluzu $f_{y,nom}$ uvažovanou při stanovení normativní únosnosti. Korekce je prováděna dle vztahu:

$$M_{ult,corr} = M_{ult,exp} \cdot \frac{f_{y,nom}}{f_{y,act}}, \quad (6.20)$$

kde $M_{ult,corr}$ je opravená hodnota mezní momentové únosnosti získané z experimentu,
 $M_{ult,exp}$ je mezní momentová únosnost získaná z experimentu,
 $f_{y,act}$ je skutečná mez kluzu zkušební tělesa získaná z tahových zkoušek materiálu,
 $f_{y,nom}$ je nominální mez kluzu uvažovaná při normativním výpočtu (355 MPa).

6.3.3.1 Nosníky prostě uložené v kroucení

Příloha D.1 obsahuje grafické záznamy provedených zkoušek klopení na nosnících prostě uložených v kroucení. Od každé délky nosníků byla v rámci dílčích skupin testována 3 zkušební tělesa nevyztužená příčnými výztuhami a 3 zkušební tělesa vyztužená ve třetinách rozpětí nosníků (v místě vnášení zatížení) příčnými výztuhami zabraňujícími borcení stojiny a příčnému ohybu zatěžovaných pásnic. Celkem tedy bylo otestováno v ohybu se zřetelem na ztrátu stability při klopení 18 zkušebních těles (3 různé délky x 2 dílčí skupiny po 3 testech). Výsledky každé dílčí skupiny jsou statisticky vyhodnoceny ve smyslu normy ČSN EN 1990, přílohy D – Navrhování pomocí zkoušek [77]. Dle kapitoly D.7.2 normy ČSN EN 1990 je pro každou

skupinu testů stanovena 5%ní charakteristická hodnota ohybové únosnosti. Hodnota součinitele $k_n = 3,37$ je uvažována pro případ neznámého variačního koeficientu v_x zkoumané veličiny a pro počet testů $n = 3$.

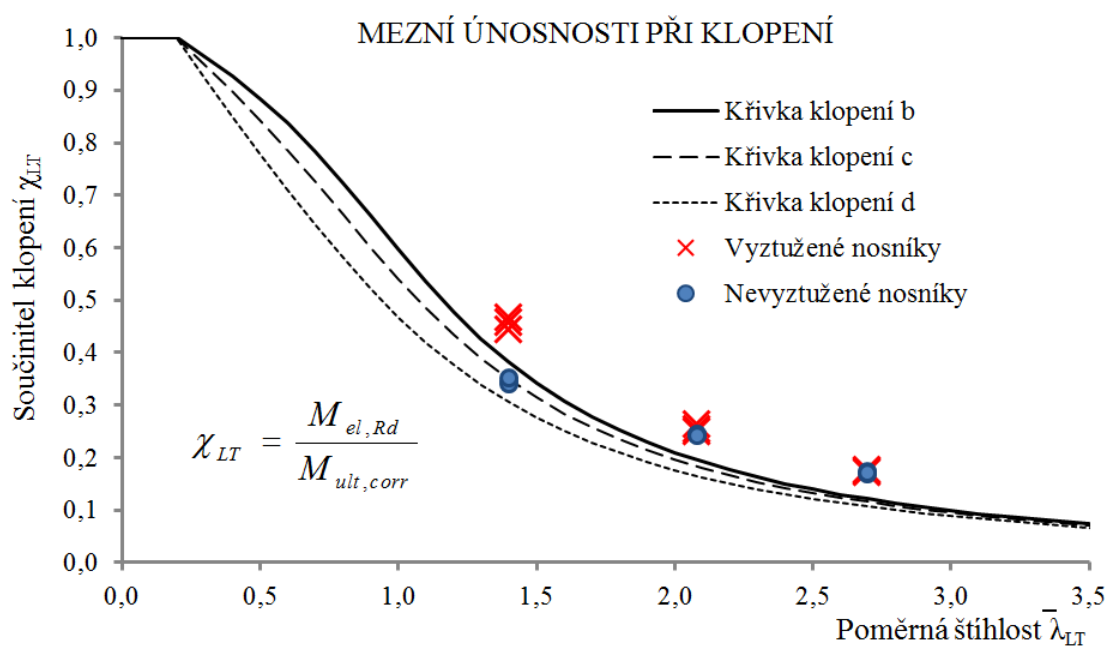
V Tab. 6.10 jsou pro nosníky prostě uložené v kroucení (bez zabránění deplanace na jejich koncích) uvedeny experimentálně stanovené mezní únosnosti $M_{ult,exp}$, hodnoty skutečných a nominálních mezí kluzu $f_{y,act}$ a $f_{y,nom}$, opravené hodnoty mezní únosnosti $M_{ult,corr}$ a ohybové únosnosti při klopení $M_{b,Rd}$ stanovené dle platných evropských norem [78], [79] (s uvažovanou volnou délkou klopení ve smyslu Obr. 6.32). Pro každý výsledek experimentu je uveden poměr $M_{ult,corr} / M_{b,Rd}$. Každá dílčí skupina testů je v Tab. 6.10 doplněna o výpočet charakteristické hodnoty (5%-ní kvantil) ohybové únosnosti při klopení a o procentuální poměr této charakteristické únosnosti vůči únosnosti $M_{b,Rd}$.

Tab. 6.10 Přehled výsledků experimentů pro nosníky prostě uložené v kroucení

Nosníky délky 2 m bez příčných výtuh						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T1-2	355	404,5	8,92	7,83	8,65	90%
T2-2	355	404,5	8,81	7,73	8,65	89%
T3-2	355	404,5	9,08	7,97	8,65	92%
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m	7,84				
směrodatná odchylka	s	0,12				
	k_n	3,37	Poměr Exp / EC			
Charakteristická hodnota	M_k	7,44	86%			
Nosníky délky 3 m bez příčných výtuh						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T1-3	355	406,9	6,36	5,55	4,43	125%
T2-3	355	406,9	6,34	5,53	4,43	125%
T3-3	355	406,9	6,29	5,49	4,43	124%
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m	5,52				
směrodatná odchylka	s	0,03				
	k_n	3,37	Poměr Exp / EC			
Charakteristická hodnota	M_k	5,42	122%			
Nosníky délky 4 m bez příčných výtuh						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T1-4	355	414,4	4,60	3,94	2,75	143%
T3-4	355	414,4	4,48	3,84	2,75	139%
T5-4	355	414,4	4,54	3,89	2,75	141%
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m	3,89				
směrodatná odchylka	s	0,05				
	k_n	3,37	Poměr Exp / EC			
Charakteristická hodnota	M_k	3,72	135%			
Nosníky délky 2 m s příčnými výtuhami						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T4-2	355	404,5	11,46	10,06	8,65	116%
T11-2	355	404,5	12,02	10,55	8,65	122%
T12-2	355	404,5	11,81	10,36	8,65	120%
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m	10,32				
směrodatná odchylka	s	0,25				
	k_n	3,37	Poměr Exp / EC			
Charakteristická hodnota	M_k	9,49	110%			
Nosníky délky 3 m s příčnými výtuhami						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T4-3	355	406,9	6,81	5,94	4,43	134%
T11-3	355	406,9	6,46	5,64	4,43	127%
T12-3	355	406,9	6,60	5,76	4,43	130%
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m	5,78				
směrodatná odchylka	s	0,15				
	k_n	3,37	Poměr Exp / EC			
Charakteristická hodnota	M_k	5,26	119%			
Nosníky délky 4 m s příčnými výtuhami						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T4-4	355	414,4	4,59	3,93	2,75	143%
T11-4	355	414,4	4,55	3,90	2,75	142%
T12-4	355	414,4	4,65	3,98	2,75	145%
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m	3,94				
směrodatná odchylka	s	0,04				
	k_n	3,37	Poměr Exp / EC			
Charakteristická hodnota	M_k	3,79	138%			

Výsledky zkoušek klopení potvrzují spolehlivý přístup při použití teoretického modelu prutu s náhradním průřezem definovaným v kapitole 4.1, jehož vzpěrná únosnost $M_{b,Rd}$, vyčíslená dle postupů v uvedených v [78] a [79], je s výraznou rezervou (cca v rozmezí 10 - 40%) nižší, než je skutečná únosnost při klopení stanovená na základě statistického vyhodnocení výsledků experimentů. Toto tvrzení je platné za předpokladu, že jsou eliminovány lokální stabilitní účinky, které mohou výrazně snižovat celkovou mezní únosnost nosníků při ohybu, jak je tomu zřejmé z naměřených dat na nosnících délky 2 metry, kdy redukce ohybové únosnosti vlivem lokálních deformací v místě vnášení zatížení činila 22% ($7,44 \text{ kNm} / 9,49 \text{ kNm} = 0,78$).

Graf 6.17 zobrazuje jednotlivé výsledky testů klopení ve formě závislosti součinitele klopení (odvozeného z mezní ohybové únosnosti dosažené během experimentu – viz vzorec uvedený v grafu) na hodnotě příslušející poměrné štíhlosti zkušebního tělesa. Závislosti jsou doplněny o průběhy vzpěrných křivek. Je zřejmé, že výsledky získané z experimentů na nosnících vyztuženými příčnými výztuhami se nacházejí se spolehlivou rezervou nad křivkou klopení b, jejíž použití je doporučeno v normě pro navrhování tenkostěnných za studena tvarovaných profilů [79]. Pro nevyztužené nosníky (zejména v případě kratších délek nosníků) odpovídají experimentálně ověřené únosnosti při klopení průběhu křivky klopení c, respektive d. Na základě tohoto faktu však nelze spolehlivě odvodit doporučení pro návrh tenkostěnných ohýbaných nosníků, jejichž ohybová únosnost je ovlivněna lokálními deformacemi, ve formě použití nižších křivek klopení. Při návrhu je vždy nutné řádně analyzovat vliv lokálních deformací na globální ohybovou únosnost a případně navrhnout konkrétní konstrukční řešení, které by tyto negativní vlivy eliminovalo.



Graf 6.17 Porovnání mezních ohybových únosností nosníků prostě uložených v kroucení

6.3.3.2 Nosníky vetknuté v kroucení

Během experimentální analýzy klopení byly provedeny i testy na nosnících vetknutých v kroucení (se zabráněnou deplancí koncových průřezů prostřednictvím navařených koncových výztuh – viz kap. 6.2.2.1). Výsledky testů jsou uvedeny v Tab. 6.11.

Tab. 6.11 Přehled výsledků experimentů pro nosníky vetknuté v kroucení

Nosníky délky 2 m bez příčných výztuh						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T8-2V	355	408,5	9,92	8,62	16,89	51%
T9-2V	355	408,5	9,13	7,94	16,89	47%
T10-2V	355	408,5	9,68	8,41	16,89	50%
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m		8,32			
směrodatná odchylka	s		0,35			
	k_n		3,37		Poměr Exp / EC	
Charakteristická hodnota	M_k		7,14		42%	
Nosníky délky 3 m bez příčných výztuh						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T8-3V	355	412,2	13,79	11,88	10,69	111%
T9-3V	355	412,2	11,43	9,84	10,69	92%
T10-3V	355	412,2	11,09	9,55	10,69	89%
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m		10,43			
směrodatná odchylka	s		1,27			
	k_n		3,37		Poměr Exp / EC	
Charakteristická hodnota	M_k		6,15		58%	
Nosníky délky 4 m bez příčných výztuh						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T6-4V	355	417,6	8,12	6,90	6,63	104%
T8-4V	355	417,6	8,80	7,48	6,63	113%
T9-4V	355	417,6	8,68	7,38	6,63	111%
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m		7,25			
směrodatná odchylka	s		0,31			
	k_n		3,37		Poměr Exp / EC	
Charakteristická hodnota	M_k		6,22		94%	
Nosníky délky 2 m s příčnými výztuhami						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T6-2V	355	408,5	nedosaženo *)		-	-
-	-	-	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m		-			
směrodatná odchylka	s		-			
	k_n		-		Poměr Exp / EC	
Charakteristická hodnota	M_k		-		-	
Nosníky délky 3 m s příčnými výztuhami						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T6-3V	355	412,2	12,92	11,13	10,69	104%
T7-3V	355	412,2	12,42	10,70	10,69	100%
-	-	-	-	-	-	-
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m		-			
směrodatná odchylka	s		-			
	k_n		-		Poměr Exp / EC	
Charakteristická hodnota	M_k		-		-	
Nosníky délky 4 m s příčnými výztuhami						
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{ult,exp}$ [kNm]	$M_{ult,corr}$ [kNm]	$M_{b,Rd}$ [kNm]	$\frac{M_{ult,corr}}{M_{b,Rd}}$
T7-4V	355	417,6	8,01	6,81	6,63	103%
-	-	-	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-
Statistické vyhodnocení						
střední hodnota	m		-			
směrodatná odchylka	s		-			
	k_n		-		Poměr Exp / EC	
Charakteristická hodnota	M_k		-		-	

*) U zkušební vzorku T6-2V nebylo možné docílit mezní únosnosti z důvodu překročení únosnosti zkušební sestavy (bylo dosaženo únosnosti čepového přípoje zatěžovacích táhel k vodorovnému tuhému rozděšecímu nosníku).

Bylo prováděno zatěžování nevyztužených nosníků a nosníků s příčnými výztuhami v místě vnášení zatížení. Prvně byly testovány od každé délky 3 nosníky nevyztužené příčnými výztuhami a až následně, po pozorování negativních vlivů způsobených účinky lokálních deformací v místě vnášení zatížení, byla odzkoušena zbylá zkušební tělesa dodatečně opatřená příčnými výztuhami. Zbývající počet zkušebních těles bohužel nebyl dostatečný pro provedení

3 testů od každé délky nosníku a tudíž není možné z naměřených dat statisticky vyhodnotit dle ČSN EN 1990, přílohy D [77], charakteristickou únosnost při klopení bez vlivu lokálních deformací.

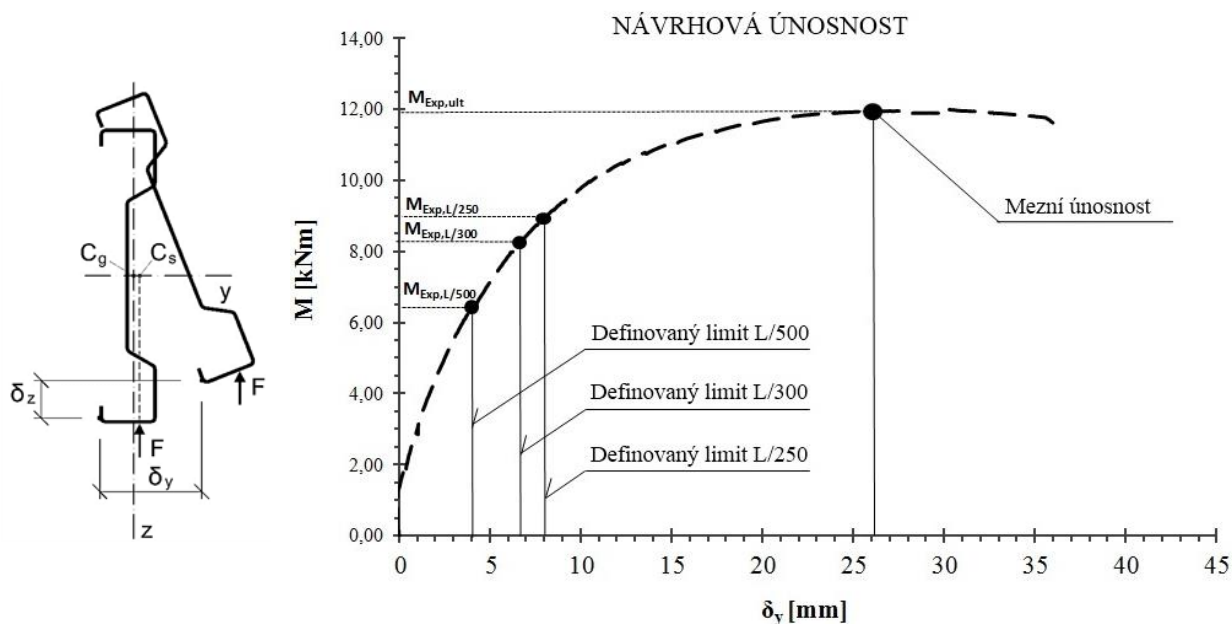
Při zatěžování nosníků délky 2 metry vetknutých v kroucení bylo dosaženo limitní únosnosti zkušební sestavy. Konkrétně bylo pozorováno porušování čepového přípoje zatěžovacího táhla k vodorovnému tuhému roznášecímu nosníku, a proto bylo zatěžování ukončeno bez dosažení mezní únosnosti. Shodou okolností se jednalo o poslední naplánovaný test, veškeré ostatní testy byly již dokončeny, a proto toto porušení zkušební sestavy neovlivnilo rozsah plánovaných testů.

Z výše uvedených důvodů mají výsledky uvedené v Tab. 6.11 pouze informativní charakter a nelze z nich vytvářet průkazné závěry. Uvedené hodnoty ale nejsou v rozporu s očekávaným chováním ani s teoreticky stanovenými ohybovými únosnostmi při klopení dle [78] a [79].

6.3.4 Vyhodnocení experimentů z hlediska mezního přetvoření

Odolnost nosníků není pouze otázkou jejich mezní únosnosti, nýbrž také otázkou příslušejících přetvoření a deformací (vodorovné vybočení, zkroucení). Na základě dat zaznamenaných v průběhu zatěžování, lze pro jednotlivá zkušební tělesa odečíst únosnosti nosníků $M_{\text{Exp},L/250}$, $M_{\text{Exp},L/300}$ a $M_{\text{Exp},L/500}$ při dosažení předem definovaných limitů pro vodorovné průhyby δ_y nosníků odpovídajících $L/250$, $L/300$ a $L/500$ (viz Obr. 6.43).

Experimentálně stanovené momentové únosnosti pro příslušející vodorovné vybočení jsou opraveny součinitelem zohledňujícím poměr mezi skutečnou mezí kluzu $f_{y,act}$ testovaného zkušebního tělesa a nominální hodnotou meze kluzu $f_{y,nom}$ dle vztahu (6.20).



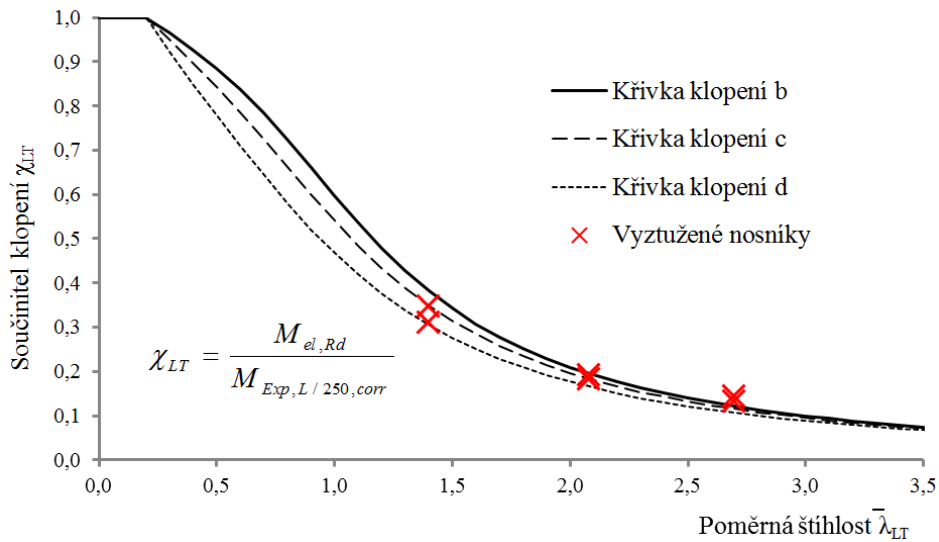
Obr. 6.43 Návrhová únosnost pro definované limity vodorovných průhybů

Přehled experimentálně stanovených hodnot a jejich vyhodnocení je uvedeno v Tab. 6.12. Data jsou uváděna pouze pro nosníky vyztužené příčnými výztuhami, u nichž jsou eliminovány lokální deformace v místě vnášení zatížení na zkušební tělesa. Pro každou délku nosníku je provedeno vyhodnocení charakteristické hodnoty (5%ní kvantil) dle přílohy D normy ČSN EN 1990 [77].

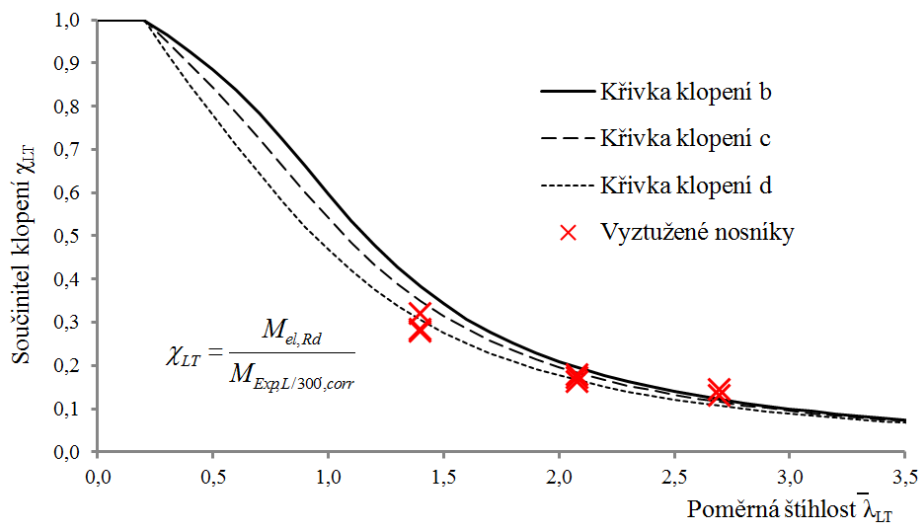
Experimentálně stanovené ohybové únosnosti jsou srovnány s normativní únosností reprezentovanou ve formě křivek klopení pro limitní vodorovný průhyb odpovídající L/250 v Graf 6.18, respektive pro limitní vodorovný průhyb L/300 v Graf 6.19 a pro limitní vodorovný průhyb L/500 v Graf 6.20.

Tab. 6.12 Přehled momentových únosností pro příslušející vodorovné vybočení

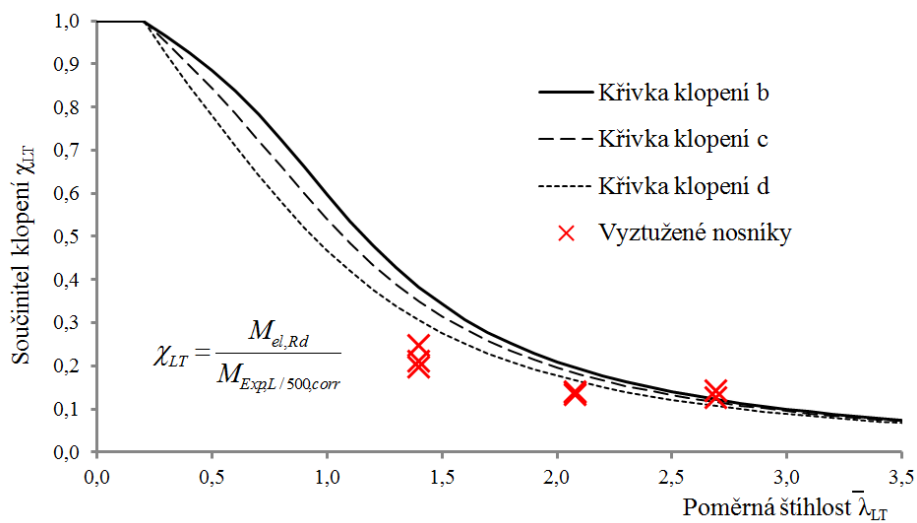
Nosníky délky 2 m s příčnými výztuhami								
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{exp,L/250}$ [kNm]	$M_{exp,L/300}$ [kNm]	$M_{exp,L/500}$ [kNm]	$M_{exp,L/250,corr}$ [kNm]	$M_{exp,L/300,corr}$ [kNm]	$M_{exp,L/500,corr}$ [kNm]
T4-2	355	404,5	8,02	7,33	5,44	7,04	6,43	4,77
T11-2	355	404,5	8,98	8,26	6,39	7,88	7,25	5,61
T12-2	355	404,5	8,16	7,22	5,09	7,16	6,34	4,47
Statistické vyhodnocení								
			střední hodnota	m		7,36	6,67	4,95
			směrodatná odchylka	s		0,46	0,50	0,59
				k_n		3,37	3,37	3,37
Charakteristická hodnota				M_k		5,83	4,98	2,96
Nosníky délky 3 m s příčnými výztuhami								
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{exp,L/250}$ [kNm]	$M_{exp,L/300}$ [kNm]	$M_{exp,L/500}$ [kNm]	$M_{exp,L/250,corr}$ [kNm]	$M_{exp,L/300,corr}$ [kNm]	$M_{exp,L/500,corr}$ [kNm]
T4-3	355	406,9	4,97	4,61	3,63	4,34	4,02	3,17
T11-3	355	406,9	4,75	4,48	3,59	4,14	3,91	3,13
T12-3	355	406,9	4,45	4,20	3,44	3,88	3,66	3,00
Statistické vyhodnocení								
			střední hodnota	m		4,12	3,86	3,10
			směrodatná odchylka	s		0,23	0,18	0,09
				k_n		3,37	3,37	3,37
Charakteristická hodnota				M_k		3,35	3,25	2,81
Nosníky délky 4 m s příčnými výztuhami								
Test	$f_{y,nom}$ [Mpa]	$f_{y,act}$ [Mpa]	$M_{exp,L/250}$ [kNm]	$M_{exp,L/300}$ [kNm]	$M_{exp,L/500}$ [kNm]	$M_{exp,L/250,corr}$ [kNm]	$M_{exp,L/300,corr}$ [kNm]	$M_{exp,L/500,corr}$ [kNm]
T4-4	355	414,4	3,52	3,45	3,32	3,02	2,96	2,84
T11-4	355	414,4	3,84	3,84	3,78	3,29	3,29	3,24
T12-4	355	414,4	3,43	3,37	3,22	2,94	2,89	2,76
Statistické vyhodnocení								
			střední hodnota	m		3,08	3,04	2,95
			směrodatná odchylka	s		0,18	0,22	0,26
				k_n		3,37	3,37	3,37
Charakteristická hodnota				M_k		2,46	2,32	2,08



Graf 6.18 Porovnání únosností při vodorovném přetvoření $L/250$



Graf 6.19 Porovnání únosností při vodorovném přetvoření $L/300$



Graf 6.20 Porovnání únosností při vodorovném přetvoření $L/500$

Ze srovnání je zřejmé, že v případě zohlednění limitů pro vodorovná přetvoření zkušebních těles nelze použít doporučenou křivku klopení b [79]. Na základě rozsáhlejšího experimentálního výzkumu by bylo možné zavést pravidla pro volbu vhodné vzpěrné křivky s ohledem na dodržení limitů pro vodorovná přetvoření nosníků. Z naměřených dat se pro nosníky typu Sigma jeví použitelná křivka klopení d pro splnění požadavku na limitní vodorovné deformace o hodnotě odpovídající 1/250 rozpětí nosníků. Pro dodržení přísnějších limitů (L/300, respektive L/500) by bylo zapotřebí omezit rozsah platnosti daného doporučení na základě štíhlosti prutu, neboť zejména u méně štíhlých prutů výsledky experimentů vykazují velký pokles ohybové únosnosti při zohlednění vodorovných limitů L/300 a L/500, které není možné pokrýt existujícími křivkami klopení.

7 ZÁVĚRY DIZERTAČNÍ PRÁCE

Cílem dizertační práce bylo stanovení zjednodušených postupů při navrhování tenkostěnných za studena válcovaných ocelových nosníků s otvory ve stěně se zřetelem na jejich ztrátu stability při ohybu. Nynější platné evropské normy udávají návrhové procedury pro stanovení únosnosti při klopení pouze pro prizmatické pruty, neobsahují postupy pro pruty proměnného průřezu či pro nosníky oslabené otvory.

Při řešení dané problematiky byla definována pravidla, za kterých je možné využít normativních metodik platných pro prizmatické pruty při určování návrhové únosnosti při klopení. Tato pravidla se týkají především postupu výpočtu průřezových charakteristik prutů s otvory ve stěně a doporučení pro volbu vhodné křivky vzpěrné pevnosti (křivky klopení). Pro stanovení průřezových charakteristik byl zvolen přístup v podobě zavedení tzv. náhradního průřezu, jehož charakteristiky jsou definovány jako vážený průměr z průřezových charakteristik plného průřezu a průřezu oslabeného v ose otvoru. Verifikace hodnot průřezových charakteristik náhradního průřezu byly předmětem rozsáhlého experimentálního vyšetřování. Při experimentálních analýzách byly na základě skutečného chování nosníků s otvory při ohybu a kroucení vyšetřovány reálné ohybové a torzní tuhosti s cílem odvození momentů setrvačnosti při ohybu na tuhou i měkkou osu, momentu tuhosti v prostém kroucení a výsečového momentu setrvačnosti. Experimenty byly prováděny na nosnicích tří různých délek (2 m, 3 m a 4 m). V případě nosníků kratších délek (zejména délky 2m) jsou výsledky testů ovlivněny mnoha faktory. U namáhání kroucícím momentem krátké nosníky vykazují vyšší torzní tuhost v důsledku stěnového působení nosníků oproti předpokladu prutového chování, které nepočítá se vznikem membránových napětí vznikajících při dosahovaných nadměrných přetvořeních zkušebních těles při experimentu. Jiná situace nastává u ohybu nosníků (zejména při ohybu na tuhou osu), kdy naopak kratší délky zkušebních těles vykazují nižší hodnoty ohybové tuhosti. Tento jev je způsoben vyšší úrovní zatížení, které je při ohybu nosníků vyvozováno, přičemž v místě vnášení zatížení dochází k lokálním deformacím příčného řezu (příčný ohyb zatěžované pásnice a borcení stojiny pod osamělým břemenem), které zásadním způsobem ovlivňují ohybovou tuhost nosníků. Proto je účelné při ověřování skutečných hodnot průřezových charakteristik brát v úvahu výsledky experimentů získaných na zkušebních tělesech délky 4 m, které více odpovídají uvažovanému prutovému chování. I přesto jsou výsledné hodnoty momentu setrvačnosti k ose y u nosníků délky 4 m v řádu několika procent nižší, než je teoretická hodnota vypočtená pro oslabený průřez, a tudíž je prokazatelně výsledná ohybová tuhost i v tomto případě do jisté míry ovlivněna lokálními deformacemi příčného řezu. Je tedy

nutné podotknout, že v případě experimentálního ověřování ohybové tuhosti kolem osy y by bylo zapotřebí provést testy i na nosnících vyztužených příčnými výztuhami v oblasti vnášení. Tyto testy však nebylo možné dodatečně realizovat z důvodu omezeného počtu nedotčených zkušebních těles, která byla k dispozici v období vyhodnocování experimentální části dizertační práce. Závěrem lze konstatovat, že výsledky experimentálního vyšetřování skutečných hodnot průřezových charakteristik, za předpokladu prutového chování nosníků, nejsou v rozporu se zavedeným modelem náhradního průřezu.

V současnosti probíhají práce na rozšíření souboru norem EN 1993: Navrhování ocelových konstrukcí o část 1-13: Nosníky s otvory ve stěně. Dle dostupných informací tato připravovaná norma obsahuje návrhovou proceduru pro případ klopení nosníků odkazující na postupy uvedené v EN 1993-1-1, přičemž při výpočtu modulu průřezu W_y a poměrné štíhlosti prutu je doporučeno uvažovat nejslabší průřez (tedy průřez v ose otvoru). Pro stanovení součinitele klopení by měl být použit součinitel imperfekce α_{LT} hodnotou 0,49 (křivka klopení c) pro dvouose symetrické válcované profily, respektive 0,76 (křivka klopení d) pro jednoose symetrické válcované profily nebo svařované profily. Experimentální verifikace skutečného chování, provedená v rámci dizertační práce, prokázala, že v daném konkrétním případě tenkostěnných za studena válcovaných ocelových nosníků typu Sigma oslabených otvory ve stěně je tento návrh postupu dimenzování konzervativní. Prokázán byl spolehlivý návrh za předpokladu výpočtu na tzv. náhradním průřezu (náhradní nosník konstantního průřezu stanovený na základě váženého průměru plného průřezu a oslabeného průřezu v ose otvoru) při uvažování součinitele imperfekce dle doporučení v EN1993-1-3, které pro tenkostěnné nosníky uvádí hodnotu 0,34 (křivka klopení b). Avšak je důležité podotknout, že připravovaný dokument pokrývá velkou škálu tvarů otvorů a jejich geometrického uspořádání, a tudíž navrhované parametry výpočtu by bylo nutné verifikovat i pro jiné případy tvarů otvorů a jejich uspořádání.

Výše uvedené postupy jsou vhodné zejména pro jednoduché prutové soustavy (prosté nosníky, konzoly, stojité nosníky) při uvažování základních zatěžovacích schémat (spojité zatížení, osamělá břemena, koncové momenty). V případě komplexnějších soustav, jako jsou například rámové konstrukce namáhané různými typy zatížení vedoucí k průběhům vnitřních sil, které nejsou uvedeny v normativních dokumentech ani odborné literatuře, je vhodné provést analýzu účinků klopení v některém ze softwarů běžně užívaných inženýrskou praxí. Komplikací při takovém postupu bývá fakt, že tyto softwary neumožňují modelování otvorů ve stěně nosníků. Numerické analýzy provedené v rámci dizertační práce prokázaly, že vliv otvorů ve stěně nosníků lze u prizmatického prutu zahrnout prostřednictvím náhradního pásu konstantní šířky s redukovanou tloušťkou stěny po celé délce prutu v oblasti perforace. Redukovaná

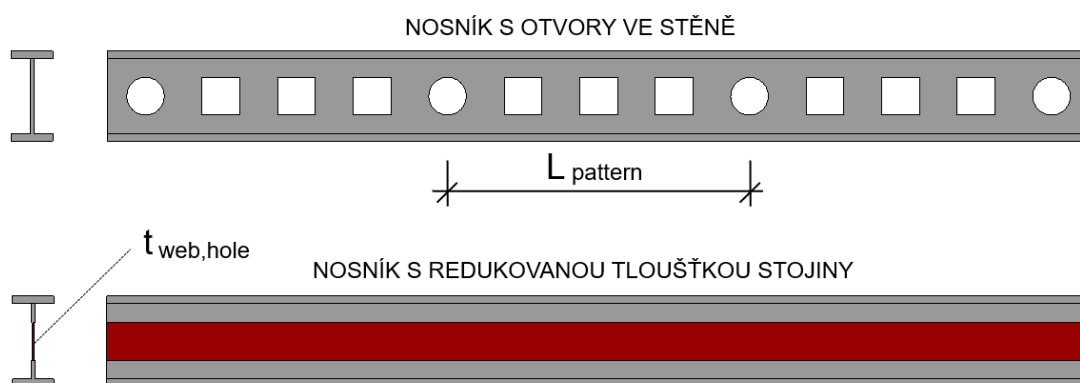
tloušťka se stanoví z předpokladu shodné příčné ohybové tuhosti jednotkové délky stojiny s otvory a jednotkové délky stojiny s redukovanou tloušťkou v zóně perforace (viz kapitola 5.2.1). Velikost jednotkové délky stojiny má být vhodně zvolena s ohledem na geometrické rozměry otvorů ve stěně a jejich uspořádání. Alternativně lze redukovanou tloušťku vypočítat na základě zobecnění vzorce (5.3), který odvodili D. Moen a B.W. Schafer [29] pro výpočet účinků distorzního vzpěru nosníků oslabených otvory ve stěně. Zobecněný vztah má podobu:

$$t_{web,hole} = \left(1 - \frac{L_{hole}}{L_{pattern}}\right)^{1/3} \cdot t_{web} \quad (7.1)$$

kde $L_{pattern}$ je délka úseku nosníku, v jejímž násobku se opakuje geometrické uspořádání otvorů (viz Obr. 7.1),

L_{hole} je součet délek oslabení otvory na délce $L_{pattern}$,

t_{web} je tloušťka stojiny.



Obr. 7.1 Schéma k výpočtu redukované tloušťky stojiny

8 LITERATURA

8.1 PUBLIKACE

- [1] AGUERO, A. PALLARES, L. PALLARES, F.J.: Equivalent geometric imperfection definition in steel structures sensitive to lateral torsional buckling due to bending moment. *Engineering Structures*. 2013, (96), p.41-55. ISSN 0141-0296.
- [2] BALÁŽ, I., Klopenie nosníkov v zmysle revidovanej ČSN 73 1401, *Stavebnický časopis*, roč. 28, č.6, 1986.
- [3] BALÁŽ, I., PLÁČKO, B., Posudzovanie nosníkov na klopenie, In: *Technický zpravodaj „Ocelové konstrukce“*, VÍTKOVICE, o.p. Ostrava, č.3, 1980.
- [4] BALÁŽ, I., Determination of the flexural buckling resistance of frames with members with non-uniform cross-sections and non-uniform axial compression forces. In *Zborník XXXIV. Celoštátny aktív pracovníkov ocelových konštrukcií so zahraničnou účasťou*. 2008, p.17-22. ISBN 978-80-227-2950-5.
- [5] BRODNIANSKY, J., Equivalent imperfection for columns and beams (FTB problem, LTB problem), In: *Sborník abstraktů 18. odborné konference doktorského studia JUNIORSTAV 2016*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, 2016, p.135. ISBN 978-80-214-5312-8.
- [6] BŘEZINA, V., *Vzpěrná únosnost kovových prutů a nosníků*. Praha, Nakladatelství Československé akademie věd, 1962.
- [7] BŘEZINA, V., *Vzpěrná pevnost prutů kovových konstrukcí*. STNL Praha, 1963.
- [8] BÜRGERMEISTER, G., STEUP, H. a KRETZSCHMAR, H., *Stabilitätstheorie, Teil I und II*, Akademie Verlag, Berlin, 1966.
- [9] DE VRIES, K., Strength of beams as determined by lateral buckling, *Trans. ASCE* 112, 1947.
- [10] GOODIER, J. N., Torsional and flexural buckling of bars of thin-walled open section under compressive and bending loads, *Trans. ASME, J. Appl. Mech.*, September, A-103, 1942.
- [11] HANCOCK, G. J., *Design of Cold-Formed Steel Structures - 2nd Edition*, To Australian Standard AS 1538 – 1988, AISC, 1994.
- [12] CHLADNÝ, E. a LAPOS, J., DJUBEK, J., MRÁZIK, A., *Stabilita a plasticita kovových konštrukcií*, SVŠT Bratislava, skriptum, 1982.

- [13] CHLADNÝ, E. a ŠTUBEROVÁ, M., Frames with unique global and local imperfection in the shape of elastic buckling mode (part 1, part 2). *Stahlbau: Heft 8, Heft 9*. 2013, (82), p.609-617, p.684-694. ISSN 1437-1049.
- [14] CHWALLA, E., Die Kippstabilität gerader Träger mit doppelt-symmetrischen I-Querschnitt, *Forschungshefte aus dem Gebiete des Stahlbaue*: H.2, Springer, Berlin, 1939.
- [15] JUHÁS, P., Pružnoplustický výpočet a navrhovanie ohýbaných prvkov ocelových konštrukcií, In: *Technický zpravodaj „Ocelové konstrukce“*, VÍTKOVICE, č.2, 1985.
- [16] KITIPORNCHAI, S., TRAHAI, N.S., Inelastic buckling of simply supported steel I-beams, In: *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 101, 1975.
- [17] KITIPORNCHAI, S., TRAHAI, N.S., Inelastic buckling of I-beams under moment gradient, In: *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 101, 1975.
- [18] KOVÁČ, M., BRODNIANSKY, J., Využitie výpočtovej techniky pri analýze nekonštantného prúta teóriou 2. rádu s imperfekciou podľa 5.3.2(11) EN 1999-1-1, resp. NB.5.2 EN 1993-1-1/NA. , In: *Zborník prednášok - 40. aktív pracovníkov odboru ocelových konštrukcií*. Žilina: KNM, 2015. ISBN 978-80-89619-01-6.
- [19] KOVÁČ M., *Vzperná odolnosť kovových prútov a prútových konštrukcií. Aplikácie nových metód z Eurokódov (Buckling resistance of metal members and frames. Applications of new methods from Eurocodes)*. Bratislava: Edícia vedeckých prác STU, 2012. ISBN 978-80-227-3681-7.
- [20] LI, Z. a SCHAFER, B.W., Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods. In: *Proceedings of the 20th Int'l. Spec. Conf. on Cold-Formed Steel Structures*. St. Louis, MO. November, 2010.
- [21] LI, Z. a SCHAFER, B.W., Application of the finite strip method in cold-formed steel member design. *Journal of Constructional Steel Research*: Elsevier, 66 (2010), p. 971-980. doi:10.1016/j.jcsr.2010.04.001.
- [22] MELCHER, J., Stabilita ohybu tenkostěnného nosníku průřezu U, *Inženýrské stavby*, č. 2, 1970.
- [23] MELCHER, J., *Skutečné působení členěných centricky tlačených prutů*. Brno, 1975.
- [24] MELCHER, J., Ohyb, kroucení a klopení ocelových nosníků, In: *Sborník prací kateder kovových a dřevěných konstrukcí a mostů*, Stavební fakulta – ČVUT, Praha, 1975.
- [25] MELCHER, J., *Tenkostěnný kovový prut v nosném konstrukčním systému – Doktorská disertační práce*. Brno, 1990.

- [26] MICHELL, A.G., Elastic stability of long beams under transverse forces, *Philosophical Mag.*, 48, 1899.
- [27] MOEN, C. D. a SCHAFER, B. W., Elastic buckling of cold-formed steel columns and beams with holes. In: *Engineering Structures*, 31 (2009), p. 2812-2824. ISSN 0141-0296.
- [28] MOEN, C. D. a SCHAFER, B. W., Elastic buckling of thin plate with holes in compression or bending. In: *Thin-Walled Structures*, 47 (2009), p. 1597–1607.
- [29] MOEN, C. D. a SCHAFER, B. W., Extending direct strength design to cold-formed steel beams with holes. In: *Twentieth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, St. Louis, Mo, USA, 2010.
- [30] NARAYANAN, S., MAHENDRAN, M., Distortional Buckling Behaviour of Innovative Cold-Formed Steel Columns, In: *Proceedings of 3rd European Conference on Steel and Composite Structures*. Coimbra, 2002.
- [31] NETHERCOT, D. A., Lateral buckling of tapered beams, Publications IABSE, Vol. 33-II, 1973.
- [32] NETHERCOT, D. A., Inelastic buckling of monosymmetric I-beams, In: *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol.99, 1973.
- [33] PETERSSON, O., Combined bending and torsion of simply supported beams of bisymmetrical cross section, Trans. of the Royal Inst. Of Technology Stockholm, Nr. 29, 1949.
- [34] PRANDTL, L., *Kipperscheinung*, Dissertation, München, 1899.
- [35] RHODES, J., Design of Cold-Formed Steel Members, Elsevier Science Publishers LTD, 1991.
- [36] ROSMANIT, M., Ohybová únosnost tenkostěnných vaznic průřezu Z, Disertační práce, České vysoké učení technické, Fakulta stavební, Praha, 2004.
- [37] SCHAFER, B. W., Local, Distortional and Euler Buckling of Thin-walled Columns, *Journal of Structural Stability engineering*, 128(3), 2002.
- [38] SCHAFER, B.W., Review: The Direct Strength Method of cold-formed steel member design. *Journal of Constructional Steel Research*: Elsevier, 64 (2008), p. 766-778. doi: 10.1016/j.jcsr.2008.01.022.
- [39] SCHAFER, B. W. a ADÁNY, S., Buckling analysis of cold-formed steel members using cufsm: conventional and constrained finite strip methods. In: *Eighteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, Orlando, FL, 2006.
- [40] SCHUDLICH, A., Experimental tests of cold-formed steel members with unstiffened holes. Tech. rep., Technische Universität Darmstadt, Darmstadt, Germany, 2011.

- [41] STUDNIČKA, J., Místní a celková stabilita ohýbaných prutů, In: *Stavebnický časopis*, č.11, 1980.
- [42] STUDNIČKA, J., Navrhování tenkostěnných za studena tvarovaných profilů, Academia, Praha, 1994.
- [43] STÜSSI, F., Die Stabilität des auf Biegung beanspruchten Trägers, *Abhandlungen der Internationalen Vereinigung für Brückenbau und Hochbau*, 3/1935.
- [44] SVOBODA, M., MELCHER, J., Vybrané stati prvků ocelových konstrukcí, VUT v Brně, Brno, 1997.
- [45] ŠKALOUD, M. a ZÖRNEROVÁ, M., The post-buckled behaviour in thin-walled construction and its partial "erosion" under repeated loading, In: *Int. Journal of Structural Stability and Dynamics*, Vol. 11, N.5, 2011, p. 805-827. ISSN 0219-45544.
- [46] ŠKALOUD, M., ZÖRNEROVÁ, M. a URUSHADZE Sh., Stability, breathing and design of steel girders subjected to repeated loading, In: *Proceedings of the Eleventh International Conference on Computational Structures Technology*, Civil-Comp Press, Stirlingshire, United Kingdom, 2012, paper 162. ISBN978-1-905088-54-6.
- [47] ŠKALOUD, M., ZÖRNEROVÁ, M. a URUSHADZE Sh., Breathing-induced fatigue in thin-walled construction and the way to check it, In: *Proceedings of 7th European Conference on Steel and Composite Structures*. Napoli: ECCS, 2014, p. 197-198. ISBN 978-92-9147-121-8.
- [48] ŠKALOUD, M. a ZÖRNEROVÁ, M., The „miracle“ of post-buckled behaviour in thin-walled steel construction and some limitations to its full exploitation, In: *Sborník 52. Celostátní konference o ocelových konstrukcích Hustopeče 2014*, Česká společnost pro ocelové konstrukce a VUT v Brně, FAST, 2014, p. 39-44. ISBN 978-80-02-02530-6.
- [49] TRAHAIR, N.S., KITIPORNCHAI, S., Elastic lateral buckling of stepped I-beams, In *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 97, 1971.
- [50] TRAHAIR, N.S., KITIPORNCHAI, S., Buckling of inelastic I-beams under uniform moment, In *Journal of the Structural Division*, ASCE, Vol. 98, 1972.
- [51] TIMOSHENKO, S. P., Theory of bending, torsion and buckling of thin-walled members of open cross-section, In *Journal of the Franklin Institute*, vol. 239, 1945.
- [52] TIMOSHENKO, S. P. a GERE, J. M., Theory of Elastic Stability. McGraw-Hill, New York, 1961.
- [53] VLASOV, V. Z., *Tenkostěnné pružné pruty*, Praha: SNTL, 1962.

- [54] VON DER HEYDEN, A. a MOEN, C.D., Elastic Buckling of Cold Formed Steel Beams with unstiffened Holes. Darmstad: TU Darmstad - Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, 2011.
- [55] VRANÝ, T., RYBÍN, J., Speciální případy klopení nosníků, In: *Stavební obzor*, 3/2000, p. 72-77.
- [56] WINTER, G., Lateral stability of unsymmetrical I-beams and trusses in bending, Trans. ASCE, p.247, 1943.

8.2 PUBLIKACE AUTORA

- [57] HORÁČEK, M., Problémy klopení tenkostěnných nosníků s otvory, In: *Sborník 11. ročník Studentské vědecké odborné činnosti stavebních fakult ČR a SR*. Praha: ČVUT, 2010. ISBN 978-80-01-04566-4.
- [58] HORÁČEK, M., Tuhost v prostém kroucení tenkostěnných nosníků s otvory, In: *Sborník anotací konference Juniorstav 2011*. Brno: Akademické nakladatelství CERM, 2011, p. 139. ISBN 978-80-214-4232-0.
- [59] HORÁČEK, M. a MELCHER, J., St. Venant Torsion Stiffness of Thin-walled Beams with Holes. In: *Proceedings of 6th European Conference on Steel and Composite Structures: Vol A*. Budapešť: ECCS, 2011, p. 141-146. ISBN 978-92-9147-103-4.
- [60] MELCHER, J., KARMAZÍNOVÁ, M. a HORÁČEK, M., Výzkum a vývoj pro praxi – příklady spolupráce, In: *Sborník příspěvků XXXVII. aktivu pracovníkov odboru ocelových konštrukcií*. Modra: STU Bratislava, 2011.
- [61] HORÁČEK, M., Tuhost v prostém kroucení tenkostěnných ocelových nosníků, In: *Sborník anotací konference JuniorStav 2012*. Brno: Litera Brno, 2012, p.184. ISBN 978-80-214-4232-0.
- [62] HORÁČEK, M. a MELCHER, J., St. Venant Torsion Stiffness of Thin-walled Steel Beams with Web Holes. In: *Proceedings of the 5th WSEAS International Conference on Engineering Mechanics, Structures, Engineering Geology (EMESEG'12)*. Cambridge: WSEAS Press, 2012, p. 103–108. ISBN 978-1-61804-071-8.
- [63] HORÁČEK, M. a MELCHER, J., Mathematical Definitions and Experimentally Verification of the Torsion Characteristics of Perforated Steel Beams. In: *Proceedings of the 14th WSEAS International Conference on Mathematical and Computational Methods in Science and Engineering (MACMESE '12)*. Sliema: WSEAS Press, 2012, p. 91–96. ISBN 978-1-61804-117-3.

- [64] HORÁČEK, M., MELCHER, J. a BALÁZS, I., Design Bending Resistance of Thin-Walled Steel Beams with Respect to Lateral Torsional Buckling – Methods of Calculation. In: *Proceedings of the 3rd European Conference on Civil Engineering (ECCIE '12)*. Paris: WSEAS Press, 2012, p. 254–259. ISBN 978-1-61804-137-1.
- [65] HORÁČEK, M., Experimentální ověření výšečového momentu setrvačnosti tenkostěnného ocelového nosníku s otvory ve stěně. In: *Sborník anotací konference JuniorStav 2013*, Brno: Litera Brno, 2013, p. 194. ISBN 978-80-214-4669-4.
- [66] HORÁČEK, M. a MELCHER, J., Lateral Torsional Buckling of Thin-Walled Cold-Formed Steel Beams with Web Holes - Finite Element Analysis. In: *Applied Mechanics and Materials: Vol 467 (2013)*. Zurich: Trans Tech Publications Inc., 2013, p 425-430. doi: 10.4028/www.scientific.net/AMM.467.425. ISSN 1662-7482.
- [67] HORÁČEK, M., Analýza klopení tenkostěnných ocelových nosníků s otvory ve stěně pomocí metody konečných prvků, In: *Sborník anotací 16. odborné konference doktorského studia JuniorStav 2014*, Brno: Litera Brno, 2014, p. 160. ISBN 978-80-214-4851-3.
- [68] HORÁČEK, M. a MELCHER, J., Lateral Torsional Buckling of Beams with Web Holes - Finite Element Analysis and Experimental Verification, In: *Proceedings of 7th European Conference on Steel and Composite Structures*. Napoli: ECCS, 2014, p. 439-440. ISBN 978-92-9147-121-8.
- [69] HORÁČEK, M., Experimentální ověření únosnosti tenkostěnných ocelových nosníků s otvory ve stěně při klopení, In: *Sborník abstraktů 17. odborné konference doktorského studia JUNIORSTAV 2015*. Brno: Litera Brno, 2015, p. 144. ISBN 978-80-214-5091-2.
- [70] HORÁČEK, M., Experimental verification of actual behavior of thin walled steel beams with respect to lateral torsional buckling, In: *Proceedings of 7th International Scientific Conference of Civil Engineering and Architecture Young Scientist 2015*. Jasná: Technická univerzita v Košicích, 2015. ISBN 978-80-553-1988-9.
- [71] HORÁČEK, M., MELCHER, J. a KARMAZÍNOVÁ, M., Verifikace skutečného působení tenkostěnných ocelových nosníků s otvory ve stěně, In: *Zborník prednášok – 40. aktív pracovníkov odboru ocelových konštrukcí*. Žilina: KNM, 2015. ISBN 978-80-89619-01-6.
- [72] HORÁČEK, M., Analýza lokálního boulení, distorzního vzpěru a klopení tenkostěnných ocelových nosníků s otvory ve stěně, In: *Sborník abstraktů 18. odborné konference doktorského studia JUNIORSTAV 2016*. Brno: Vysoké učení technické v Brně, 2016, p.165. ISBN 978-80-214-5312-8.

- [73] KARMAZÍNOVÁ, M., MELCHER, J. a HORÁČEK, M., Thin-Walled Cold-Formed Steel Beams with Holes in Lateral Flexural-Torsional Buckling. In: *Advanced Materials Research*, Vol. 743, 2013, p. 170-175, doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.743.170. ISSN 1022-6680.
- [74] MELCHER, J., KARMAZÍNOVÁ, M. a HORÁČEK, M., Výzkum a vývoj pro praxi – příklady spolupráce, In *Sborník příspěvků "XXXVII. aktívu pracovníkov odboru oceľových konštrukcií"*. Modra: STU Bratislava, 2011.
- [75] MELCHER, J., KARMAZÍNOVÁ, M. a HORÁČEK, M., Design of Steel Members in Terms of Ultimate Strength Design Concept vs. Defined Concepts of the Limit Load Carrying Capacity. In: *Proceedings of Eighth International Conference on Advances in Steel Structures*. Lisbon: University of Lisbon, 2015., p. 1-15.

8.3 TECHNICKÉ PŘEDPISY A NORMY

- [76] ČSN 731401. *Navrhování ocelových konstrukcí*. Praha: ČSN, 1998.
- [77] ČSN EN 1990 (73 0002). *Eurokód: Zásady navrhování konstrukcí*. Praha: ČNI, 2003.
- [78] ČSN EN 1993-1-1 (73 1401). *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-1: Obecná pravidla a pravidla pro pozemní stavby*. Praha: ČNI, 2006.
- [79] ČSN EN 1993-1-3 (73 1401). *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-3: Doplnující pravidla pro tenkostěnné za studena tvarované prvky a plošné profily*. Praha: ČNI, 2008.
- [80] ČSN EN 1993-1-5 (73 1401). *Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí – Část 1-5: Boulení stěn*, Praha: ČNI, 2008.
- [81] AISI. AISI-S100. *North American Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members*, Washington (DC): American Iron and Steel Institute, 2007.
- [82] AISI. AISI-Standard. *Commentary on North American Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members*, American Iron and Steel Institute, 2007.
- [83] *North American Specification. Appendix 1: Design of cold-formed steel structural members using the Direct Strength Method*. In: 2004 supplement to the north American specification for the design of coldformed steel structures. Washington (DC), American Iron and Steel Institute, 2004.

8.4 ODKAZY

- [84] <http://www.dlubal.com/cs>
- [85] <http://www.nedcon.com/en/>

SEZNAM POUŽITÝCH ZNAČEK

Velká písmena latinské abecedy

A_g	průřezová plocha plného průřezu
B	bimoment
C_g	těžiště průřezu
C_s	střed smyku průřezu
E	Youngův modul pružnosti
F	síla
G	modul pružnosti ve smyku
I_y, I_z	moment setrvačnosti průřezu k ose Y, Z
I_t	moment tuhosti v prostém kroucení
I_ω	výsečový moment setrvačnosti
K	pérová tuhost (konstanta)
L	délka prutu
L_{supp}	teoretické rozpětí prutu
$L_{cr,y}$	vzpěrná délka pro rovinný vzpěr v rovině kolmé k ose Y
$L_{cr,z}$	vzpěrná délka pro rovinný vzpěr v rovině kolmé k ose Z
$L_{cr,T}$	vzpěrná délka pro vzpěr zkroucením
$M_{b,Rd}$	návrhová ohybová únosnost při klopení
M_{cr}	pružný kritický ohybový moment
M_{pl}	plastický moment průřezu
$M_{ult,corr}$	opravená experimentálně stanovená mezní momentová únosnost
$M_{ult,exp}$	experimentálně stanovená mezní momentová únosnost
M_y	ohybový moment točící kolem osy Y
M_z	ohybový moment točící kolem osy Z
N	normálová síla
$N_{cr,y}$	kritická síla pro rovinný vzpěr v rovině kolmé k ose Y
$N_{cr,z}$	kritická síla pro rovinný vzpěr v rovině kolmé k ose Z
$N_{cr,T}$	kritická síla pro vzpěr zkroucením
W_y, W_z	moduly průřezu k ose Y, Z
$W_{y,el} W_{z,el}$	elastické moduly průřezu k ose Y, Z
$W_{y,pl} W_{z,pl}$	plastické moduly průřezu k ose Y, Z

Malá písmena latinské abecedy

a_y, a_z	souřadnice středu smyku vztažené k těžišti průřezu
b_{eff}	efektivní šířka
d	rameno dvojice sil
e_y, e_z	souřadnice působíště příčného zatížení
e_{ya}, e_{za}	souřadnice působíště příčného zatížení vztažené ke středu smyku
f_y	mez kluzu oceli
$f_{y,act}$	skutečná mez kluzu oceli z tahových zkoušek
f_{ya}	průměrná mez kluzu oceli
f_{yb}	základní mez kluzu oceli
f_u	mez pevnosti oceli v tahu
i_y, i_z	poloměry setrvačnosti k osám Y, Z
k	parametr kroucení
k_σ	součinitel kritického napětí
m	intenzita kroucího zatížení
t	tloušťka stěny materiálu
t_{red}	redukovaná tloušťka stěny materiálu
q_y, q_z	intenzita příčného zatížení ve směru osy Y, Z
v	vodorovný průhyb (deformace)
w	svislý průhyb (deformace)

Malá písmena řecké abecedy

α	součinitel imperfekce
α_t	parametr kroucení
γ	součinitel štíhlosti při ztrátě stability prutu při ohybu ve smyslu ČSN 73 14 01
δ	parametr deplanace
κ_M	součinitel vzpěrné délky při klopení ve smyslu ČSN 73 14 01
κ_{ot}	bezrozměrný parament kroucení
ζ_g	bezrozměrný parament působíště zatížení vůči středu smyku
ζ_j	bezrozměrný parament nesymetrie průřezu
λ	štíhlost prutu
$\bar{\lambda}$	poměrná štíhlost prutu
μ_{cr}	bezrozměrný kritický moment
ρ	součinitel boulení

σ	napětí
σ_{cr}	kritické napětí
φ	úhel natočení příčného řezu
χ_d	součinitel distorzního vzpěru
χ_{LT}	součinitel klopení
ψ	parametr nesymetrie průřezu / poměr koncových momentů či napětí
ω	výsečová souřadnice

SEZNAM PŘÍLOH

Příloha A – Výkresová dokumentace

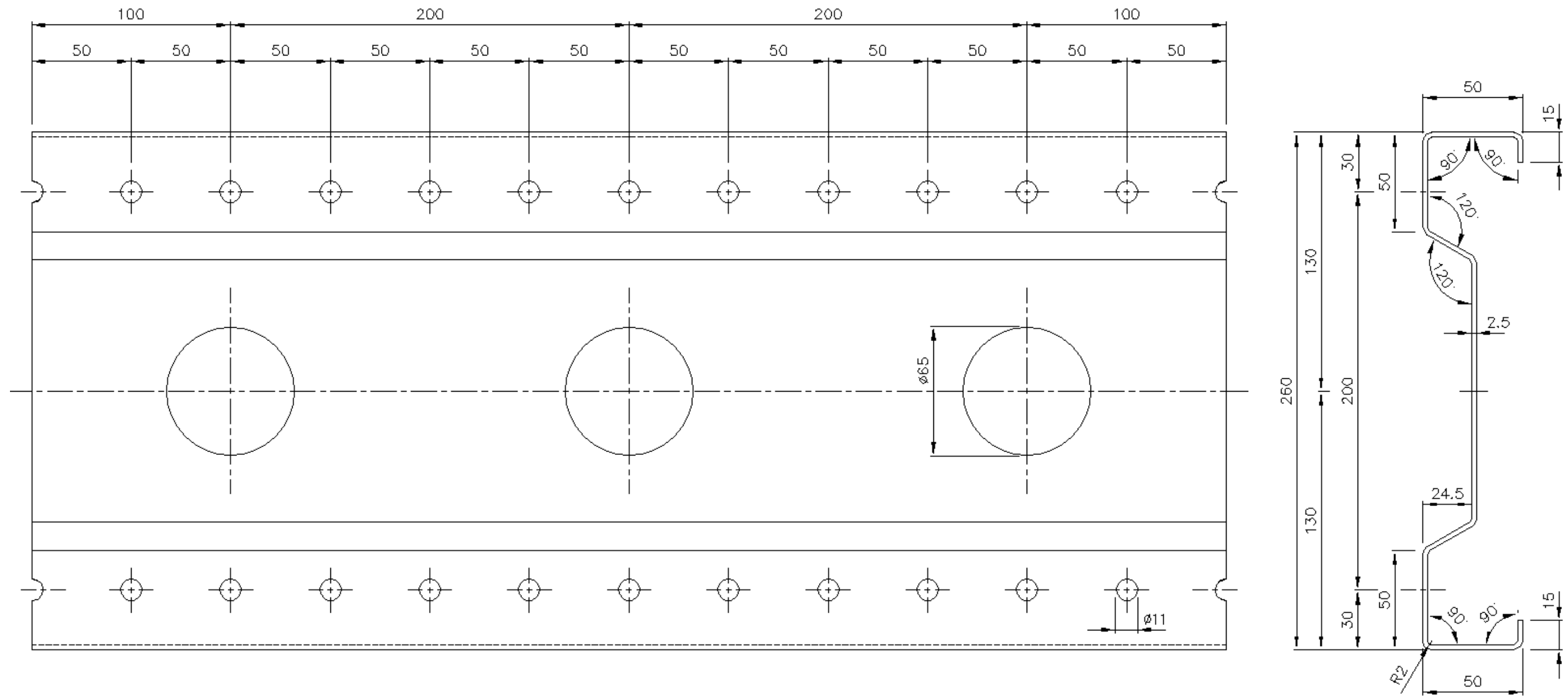
Příloha B – Materiálové zkoušky

Příloha C – Experimentální vyšetřování průřezových charakteristik

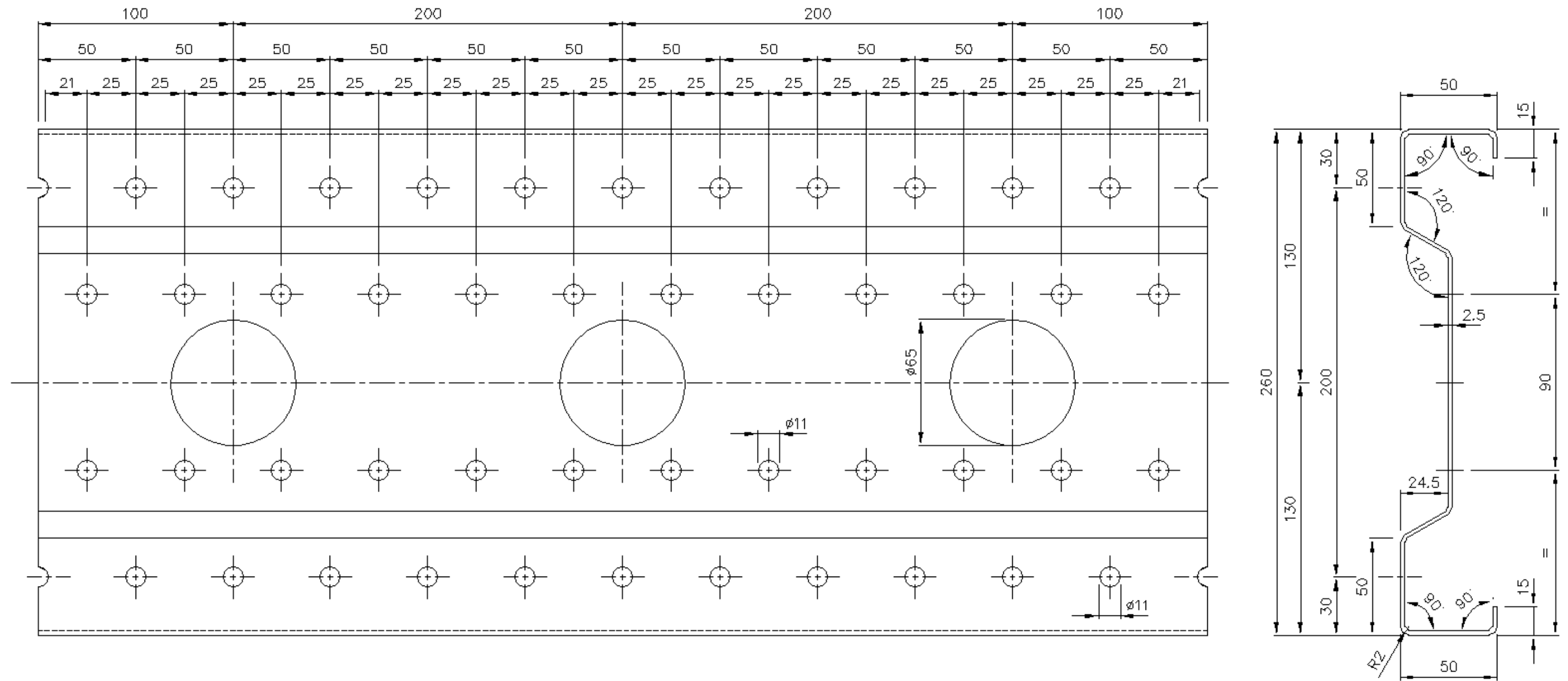
Příloha D – Experimentální ověření ohybové únosnosti při klopení

PŘÍLOHA A - VÝKRESOVÁ DOKUMENTACE

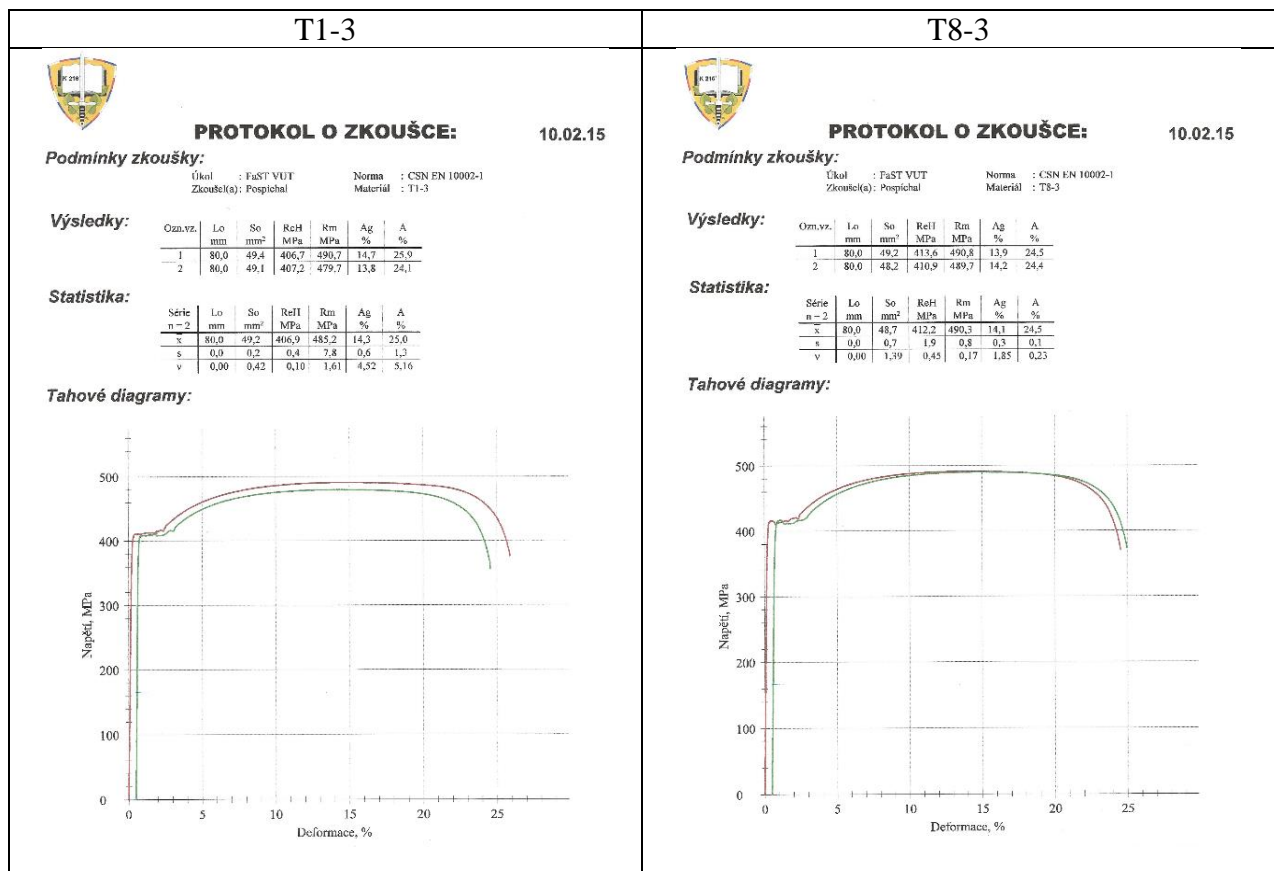
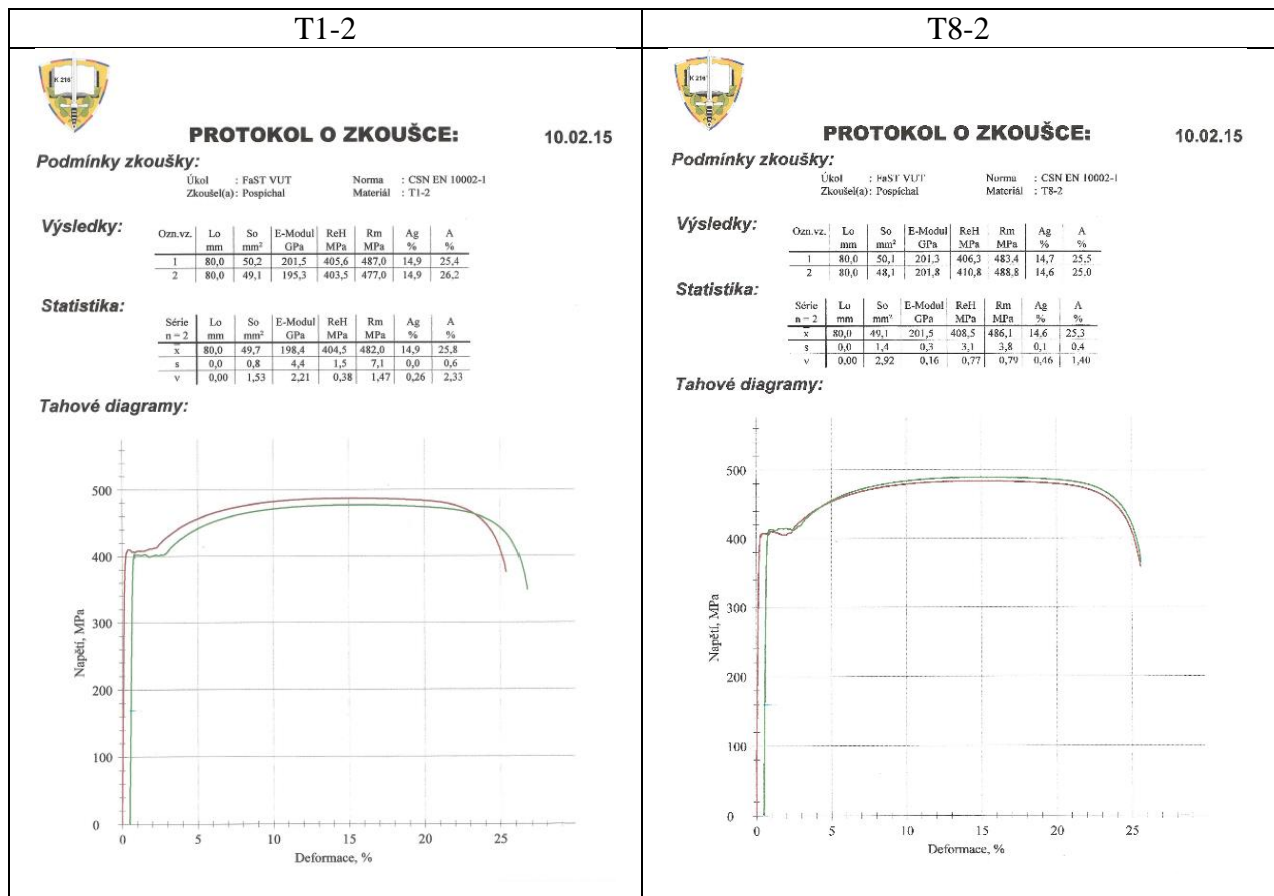
Výkres Sigma nosníku – TYP I, ocel S355MC



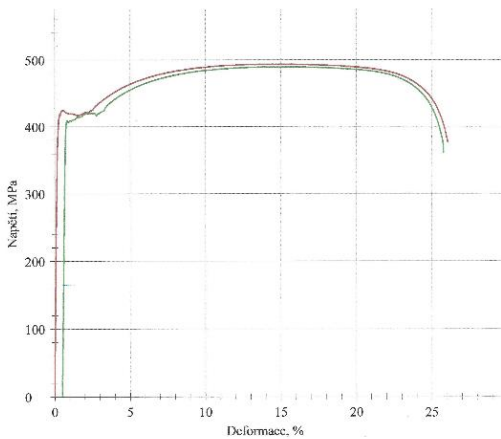
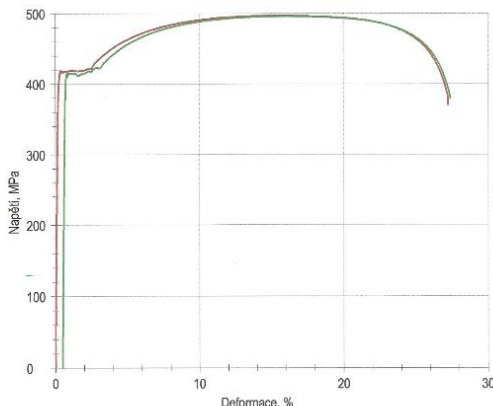


Výkres Sigma nosníku – TYP II, ocel S355MC



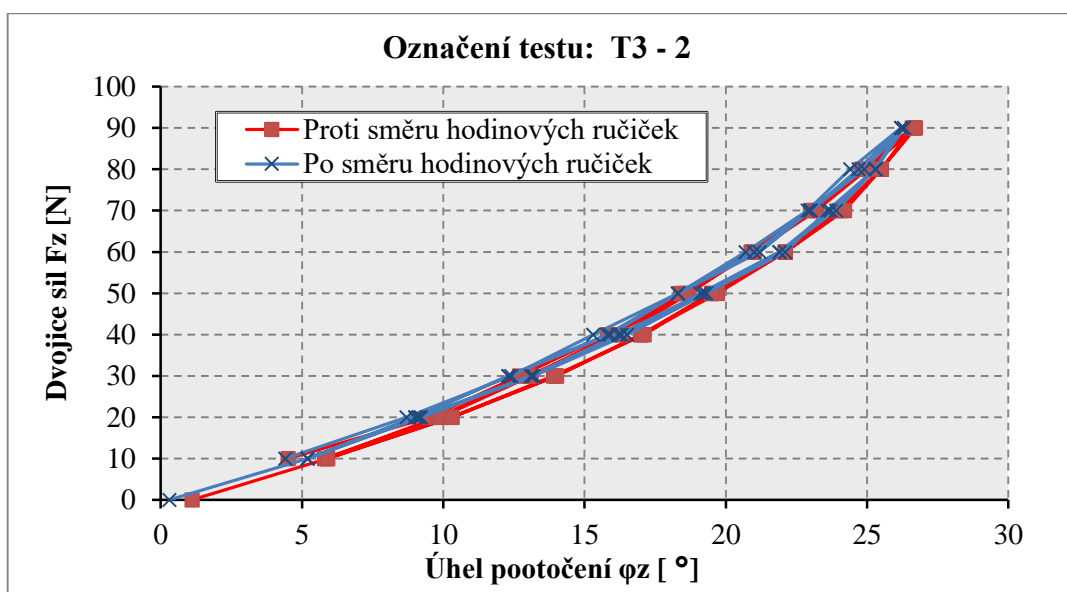
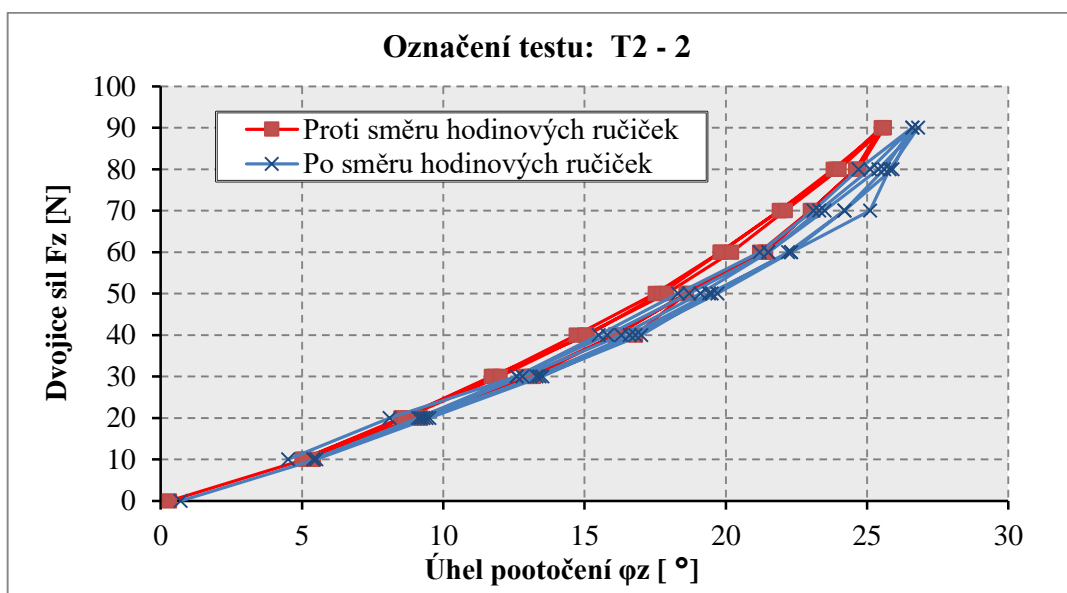
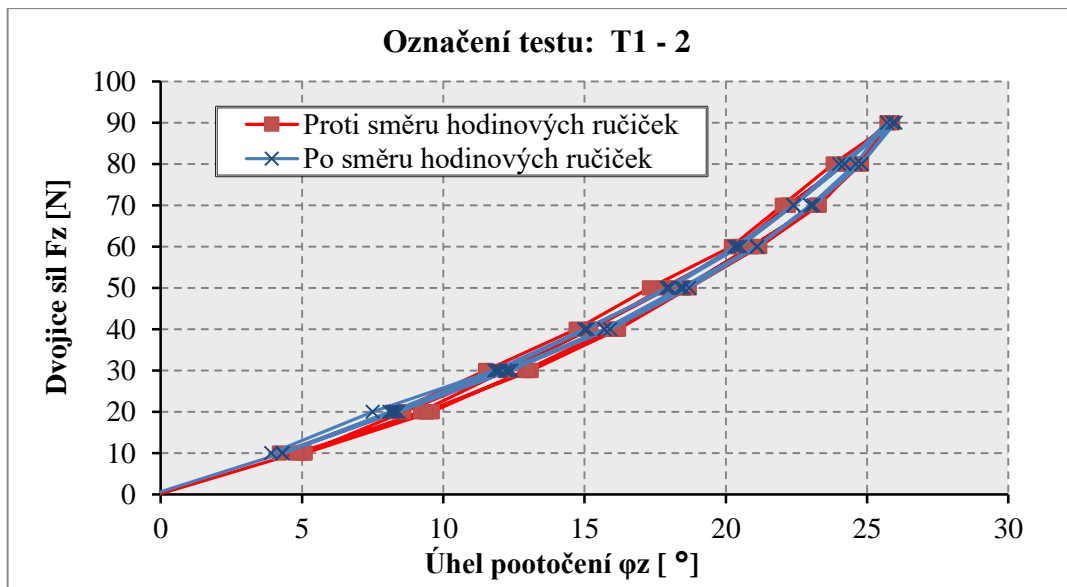
PŘÍLOHA B – MATERIÁLOVÉ ZKOUŠKY

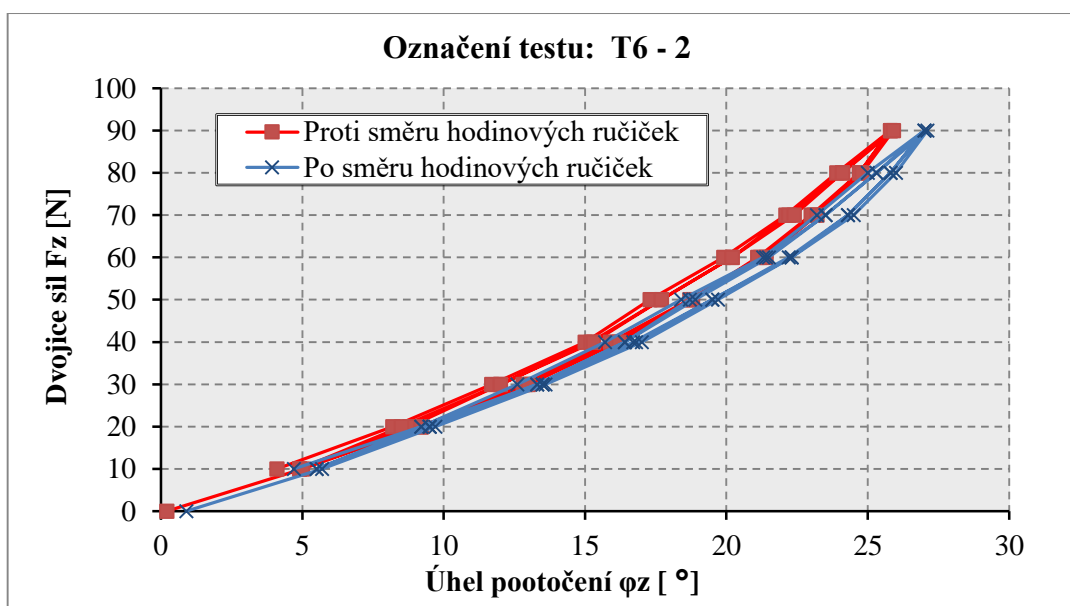
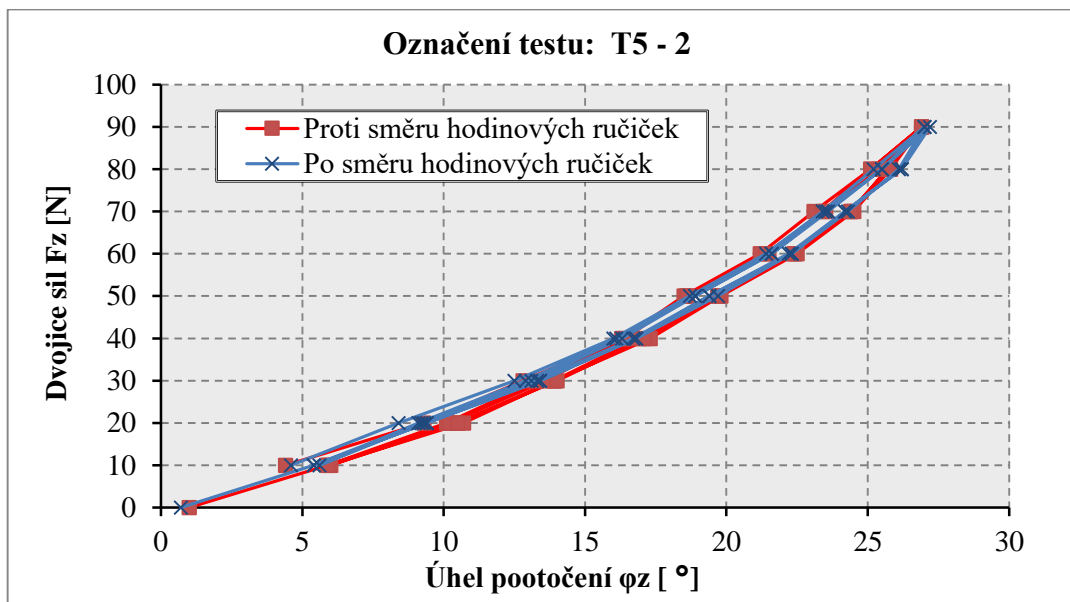
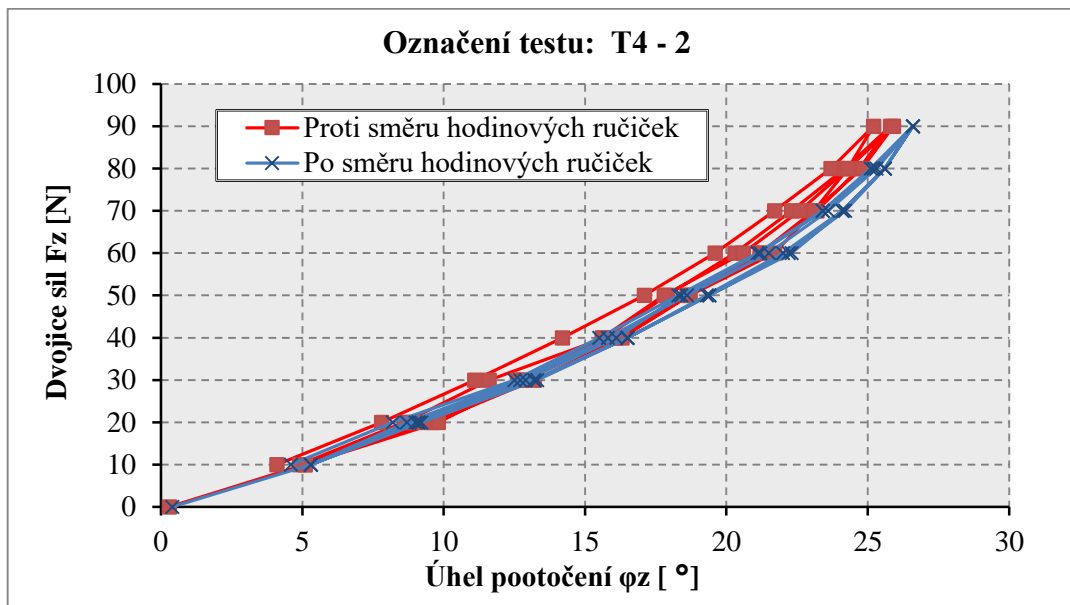


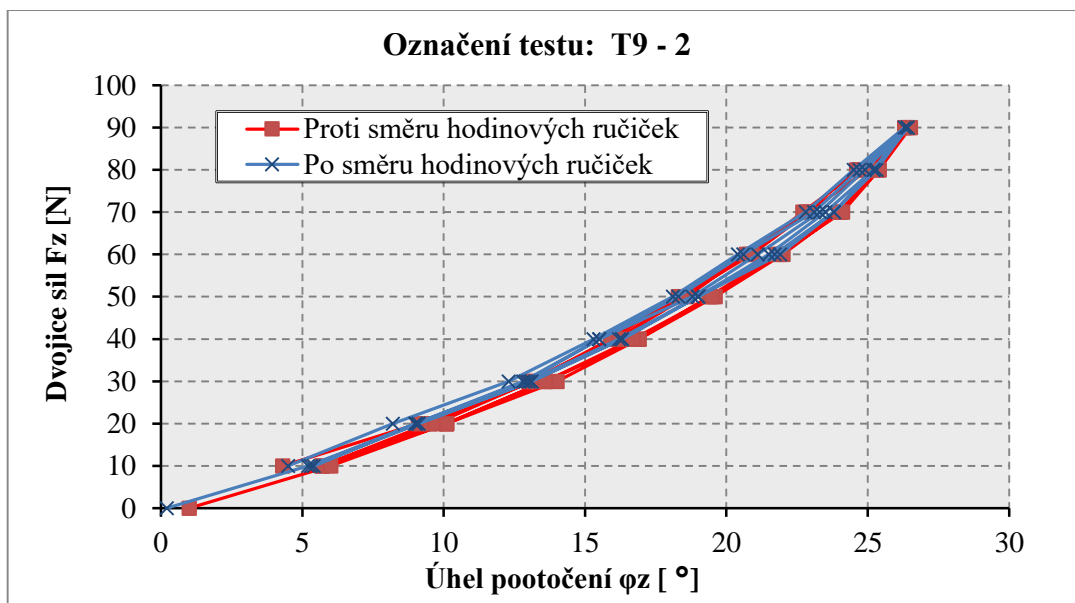
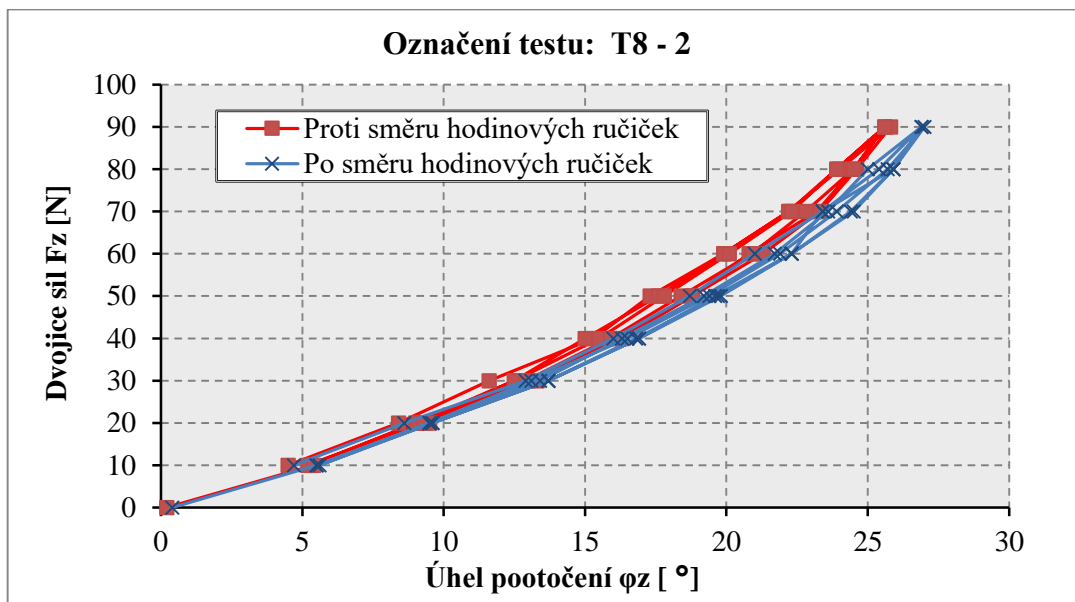
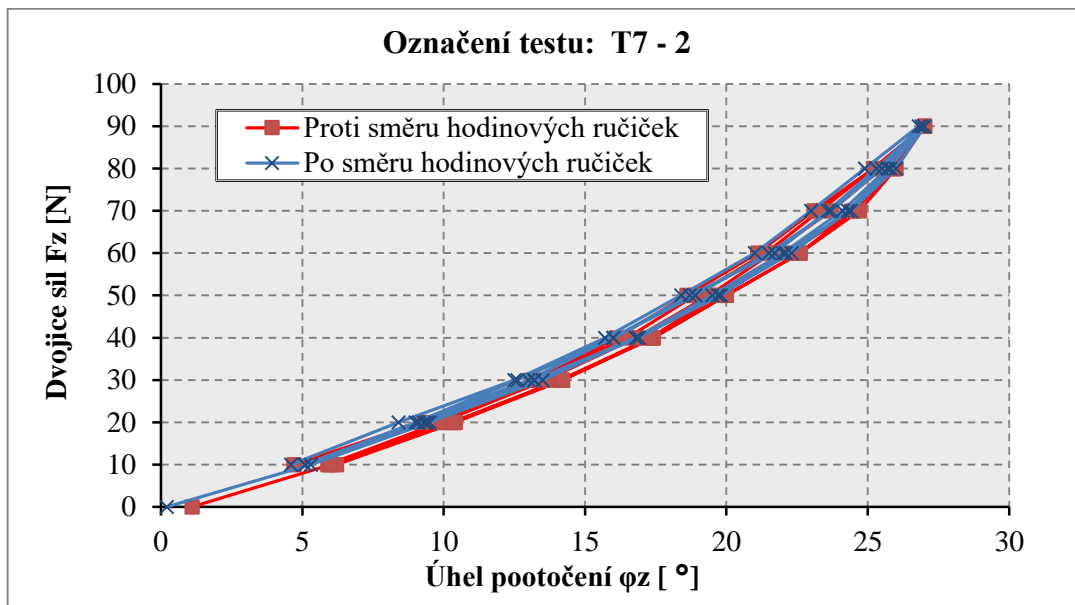
T1-4		T8-4					
							
PROTOKOL O ZKOUŠCE:		PROTOKOL O ZKOUŠCE:					
10.02.15		12.08.14					
Podmínky zkoušky:		Podmínky zkoušky:					
Úkol : PaST VUT		Zkouše(a): Pospíchal					
Zkouše(a): Pospíchal		Norma : ČSN EN 10002-1					
Norma : ČSN EN 10002-1		Materiál : T8-4					
Materiál : T1-4							
Výsledky:		Výsledky:					
Ozn.vz.	Lo	So	E-Modul	ReH	Rm	Ag	A
	mm	mm ²	GPa	MPa	MPa	%	%
1	80,0	50,0	214,5	419,7	493,3	14,5	26,0
2	80,0	48,2	200,3	409,0	489,3	14,6	25,3
Statistika:		Statistika:					
Série	Lo	So	E-Modul	ReH	Rm	Ag	A
n = 2	mm	mm ²	GPa	MPa	MPa	%	%
x	80,0	49,1	207,4	414,4	491,3	14,5	25,7
s	0,0	1,3	10,0	7,6	2,8	0,0	0,6
v	0,00	2,59	4,84	1,82	0,58	0,22	2,16
Tahové diagramy:		Tahové diagramy:					
							

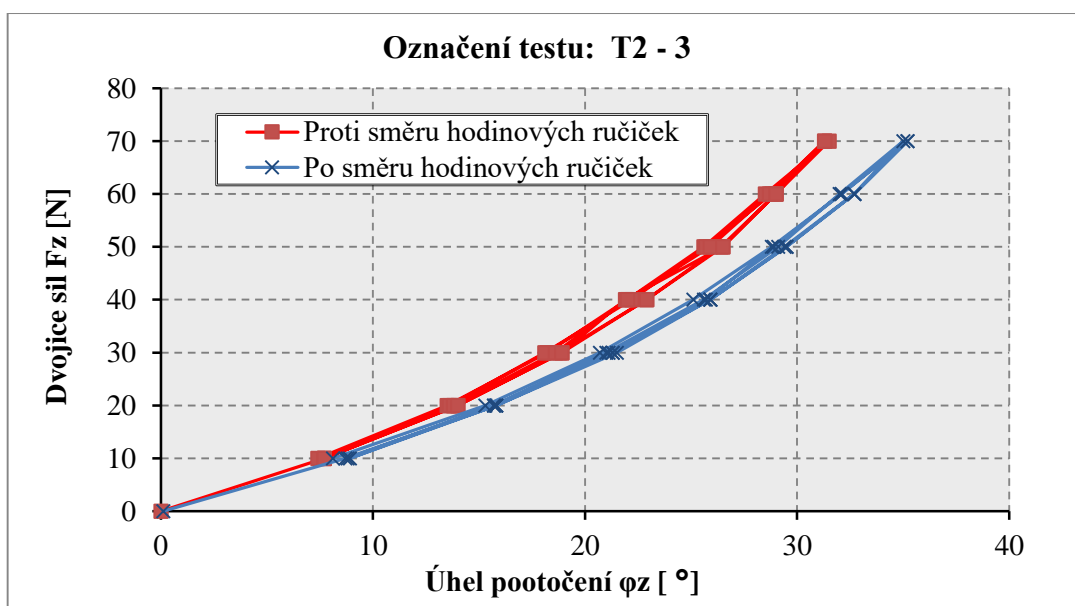
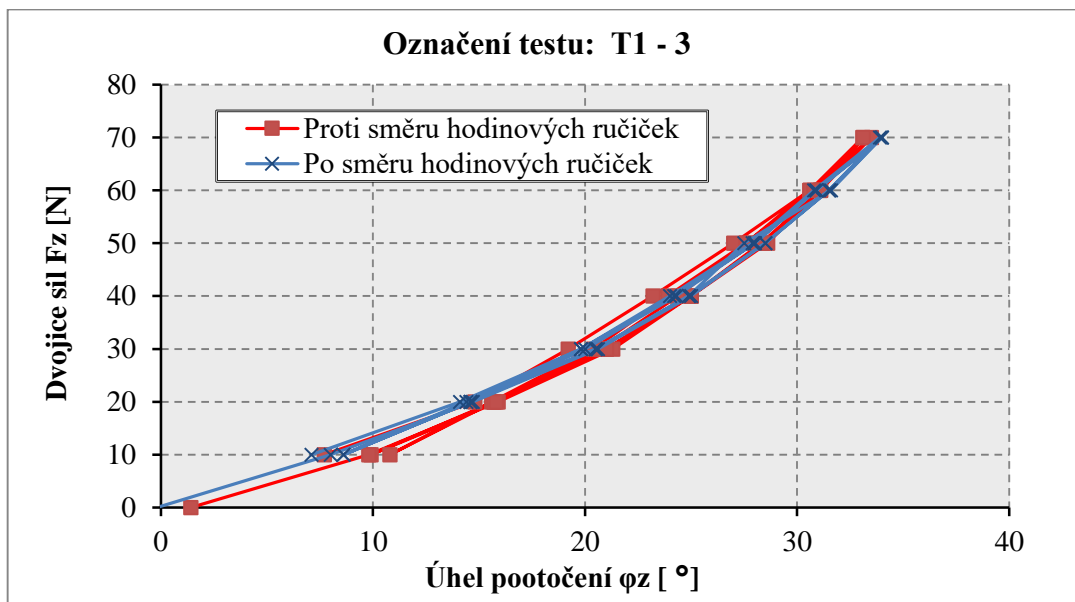
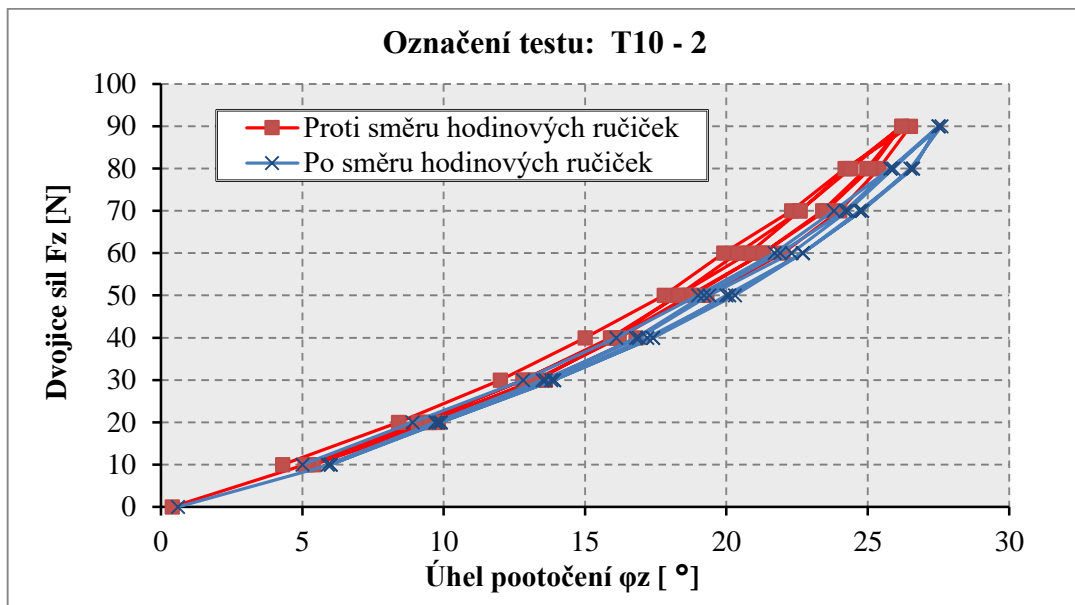
PŘÍLOHA C – ZÁZNAMY DAT Z EXPERIMENTÁLNÍHO VYŠETŘOVÁNÍ PRŮŘEZOVÝCH CHARAKTERISTIK

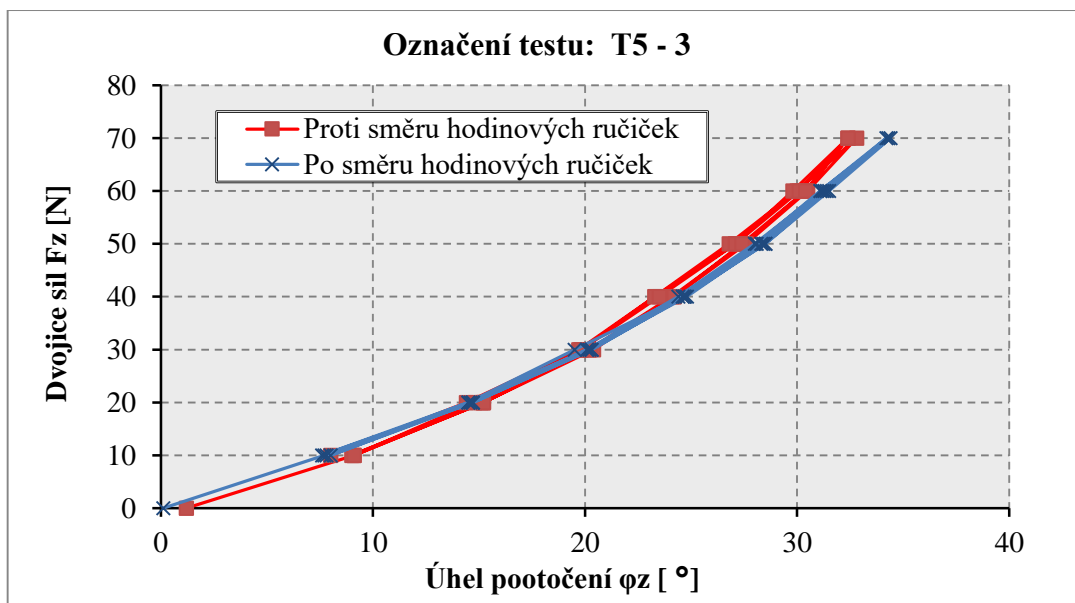
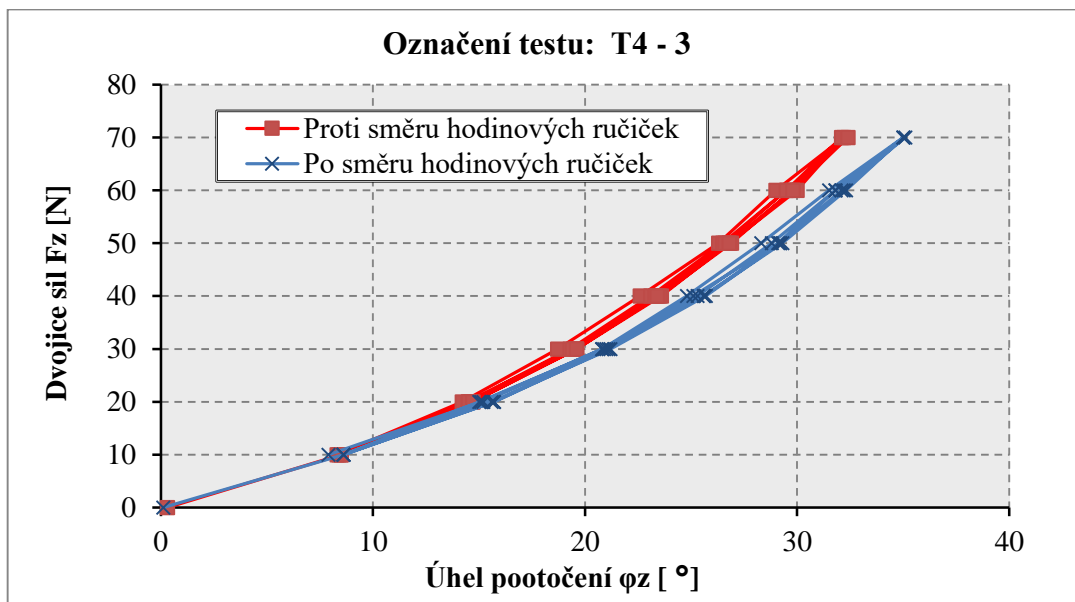
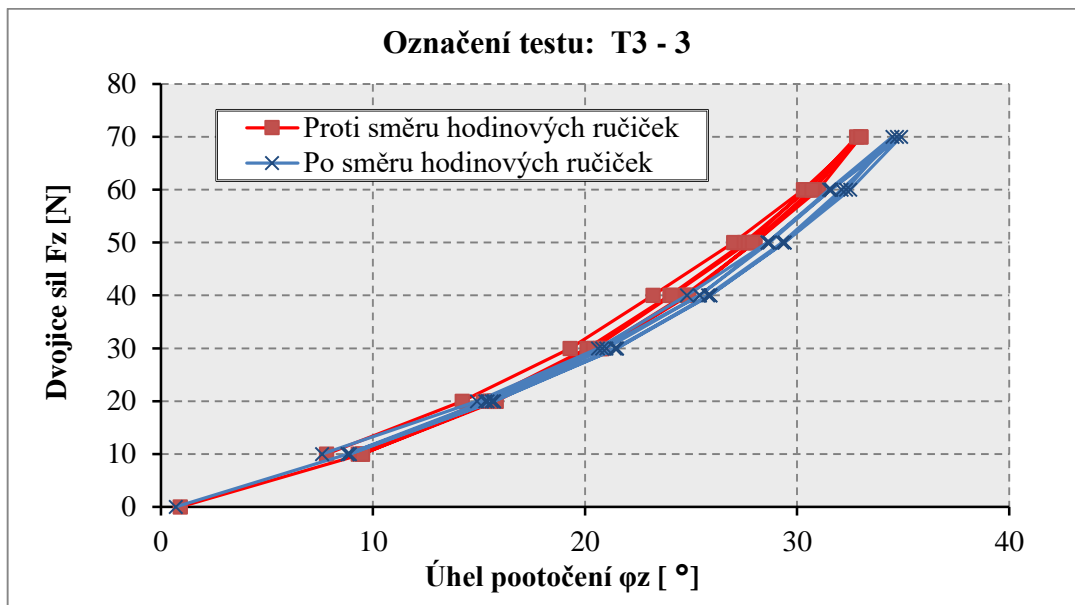
C.1 Záznamy dat z experimentálního vyšetřování torzní tuhosti při prostém kroucení

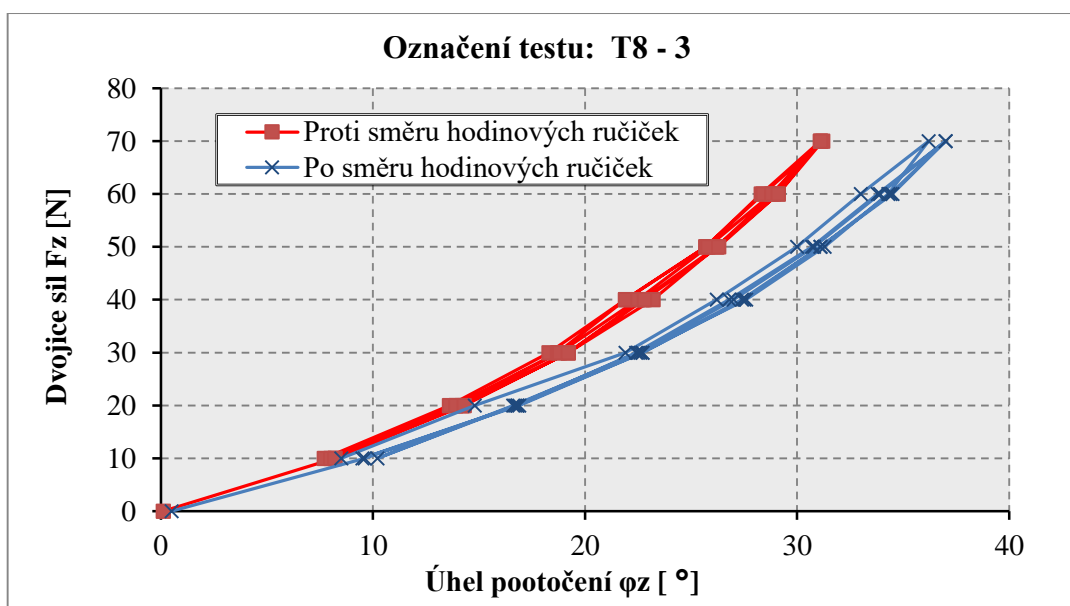
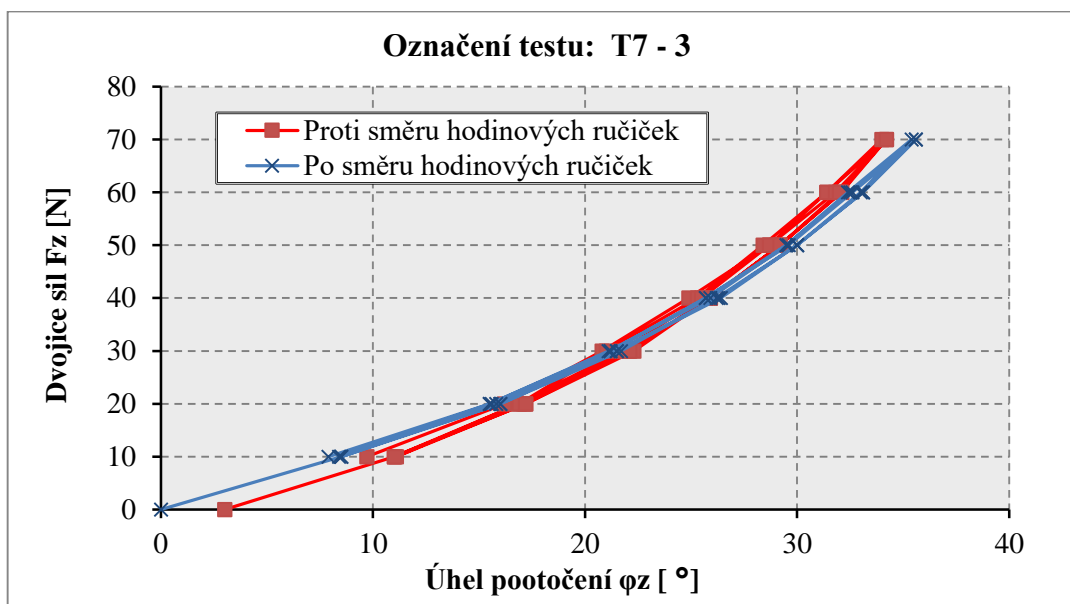
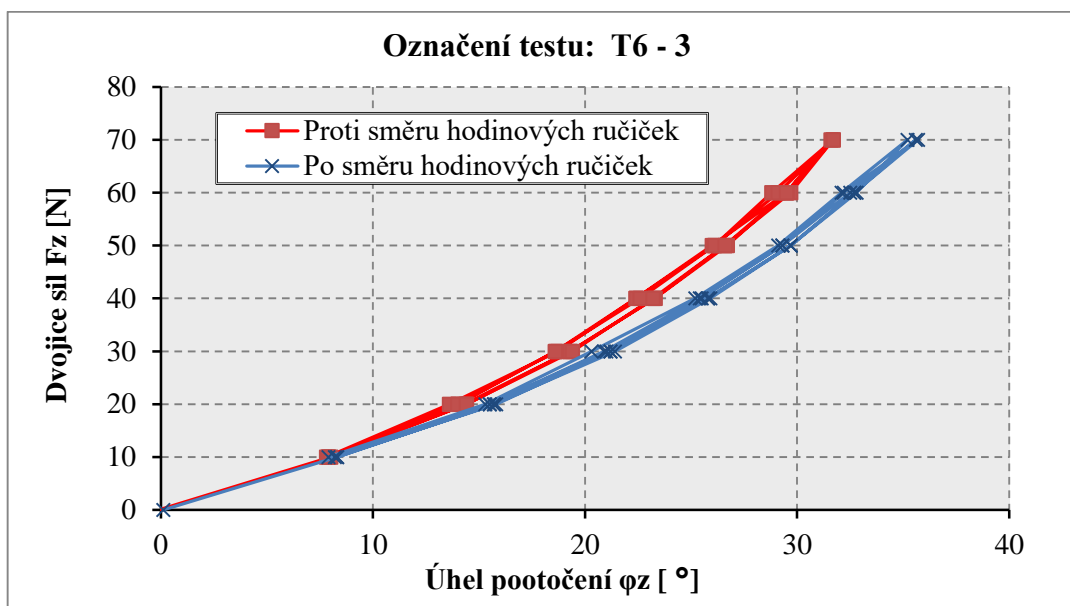


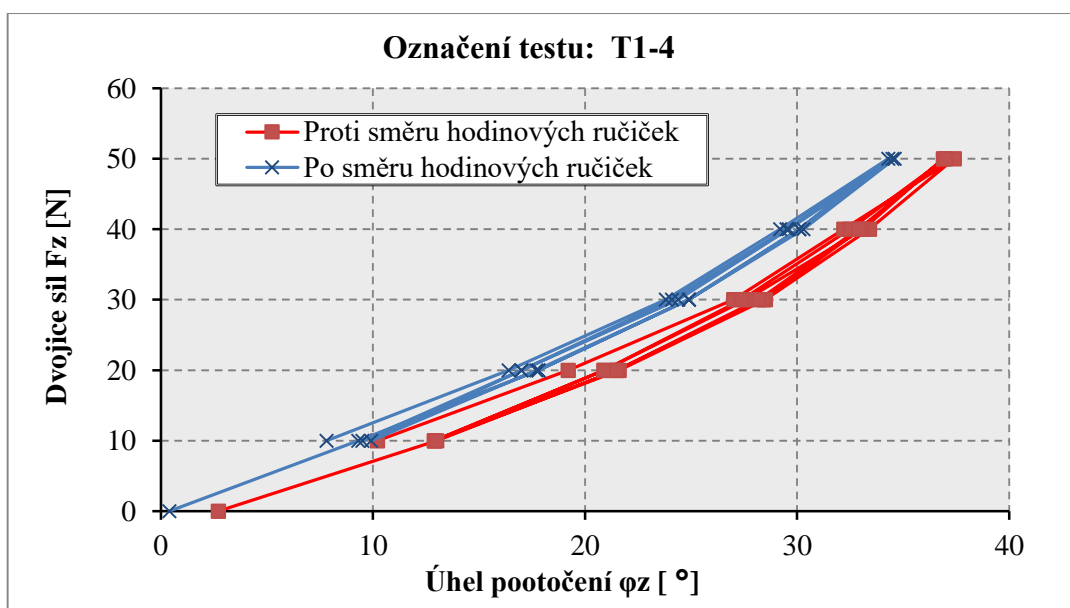
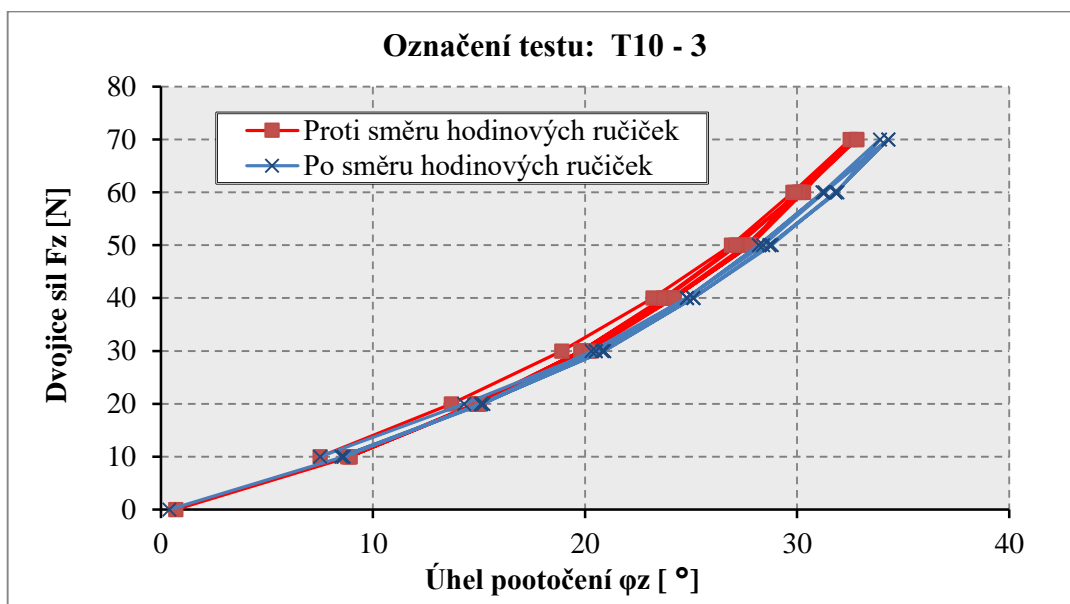
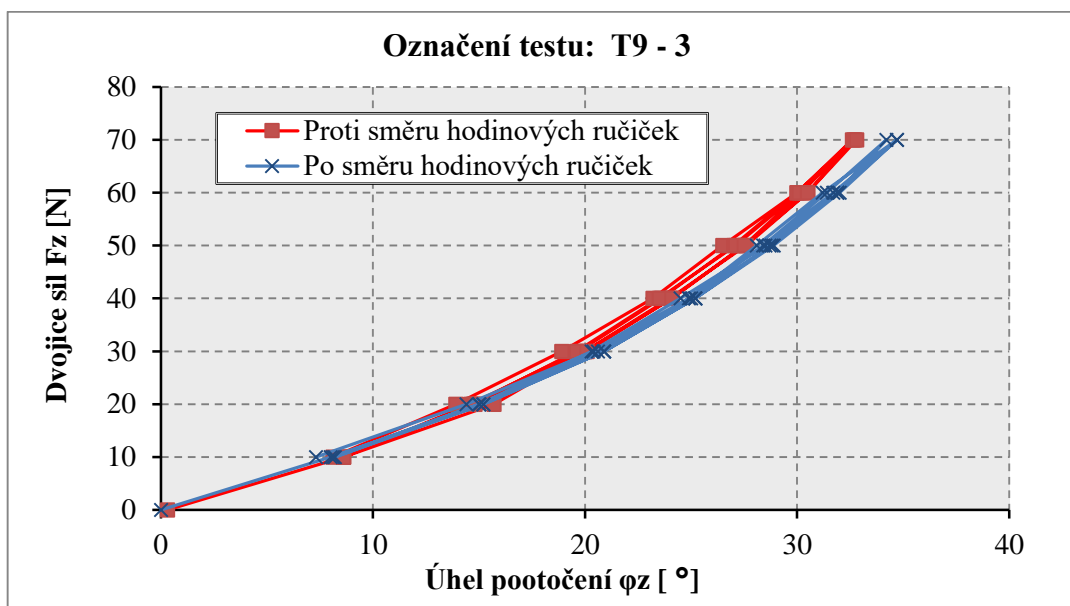


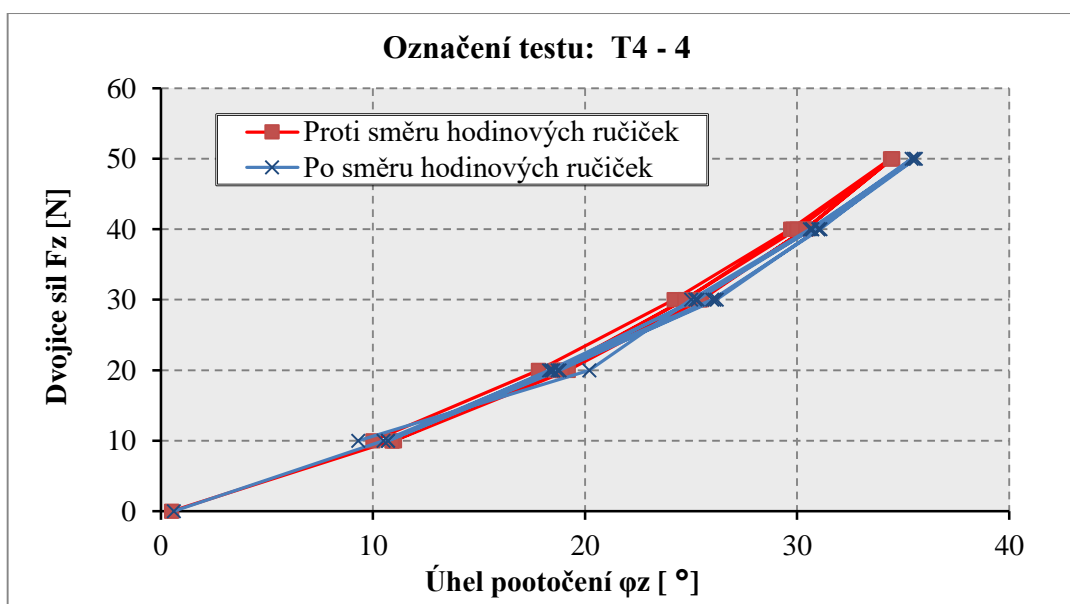
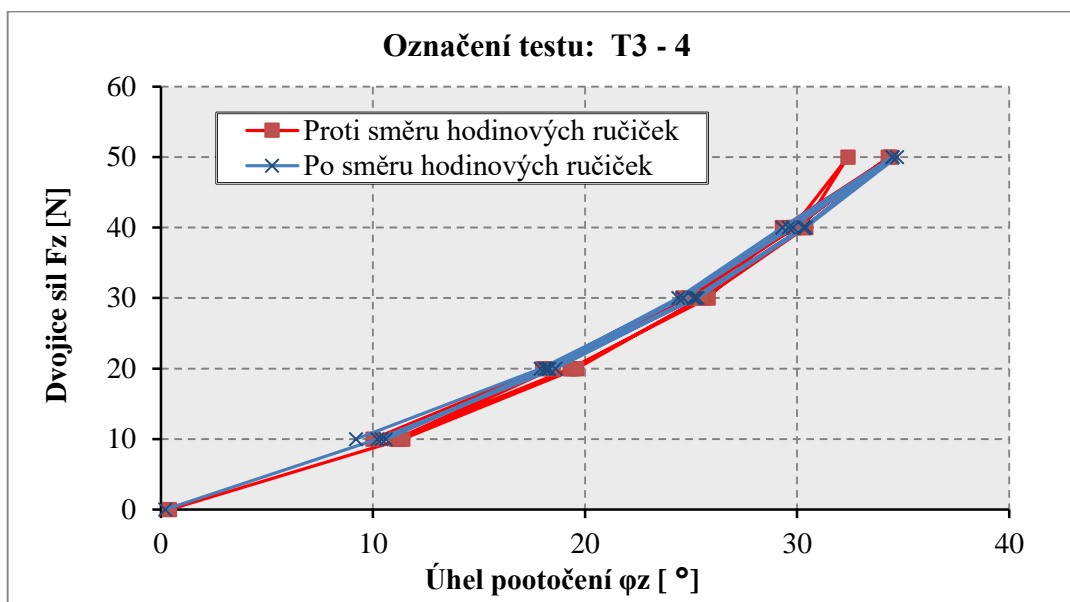
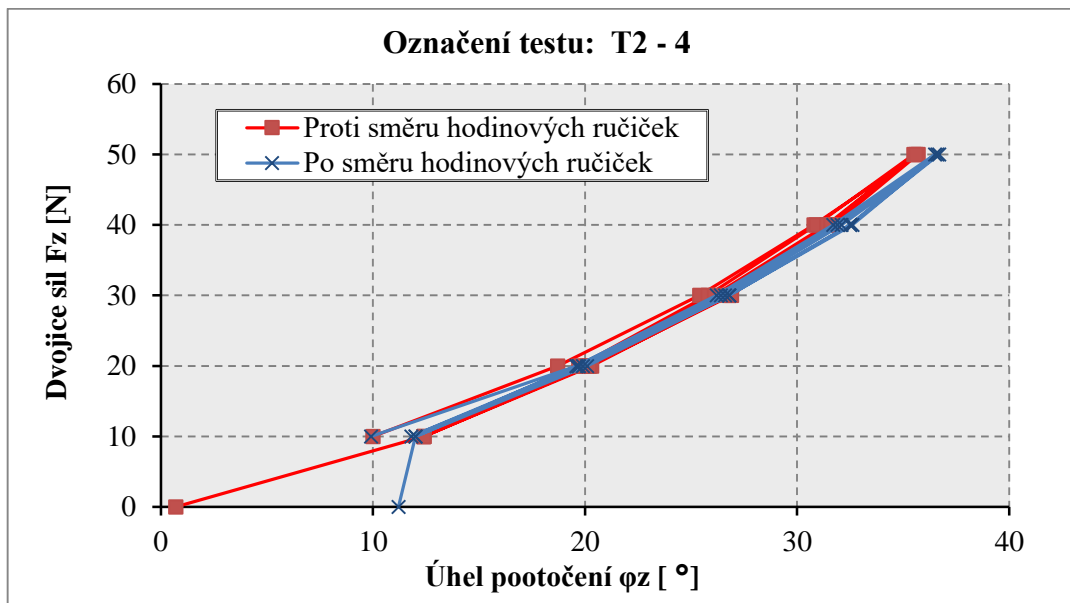


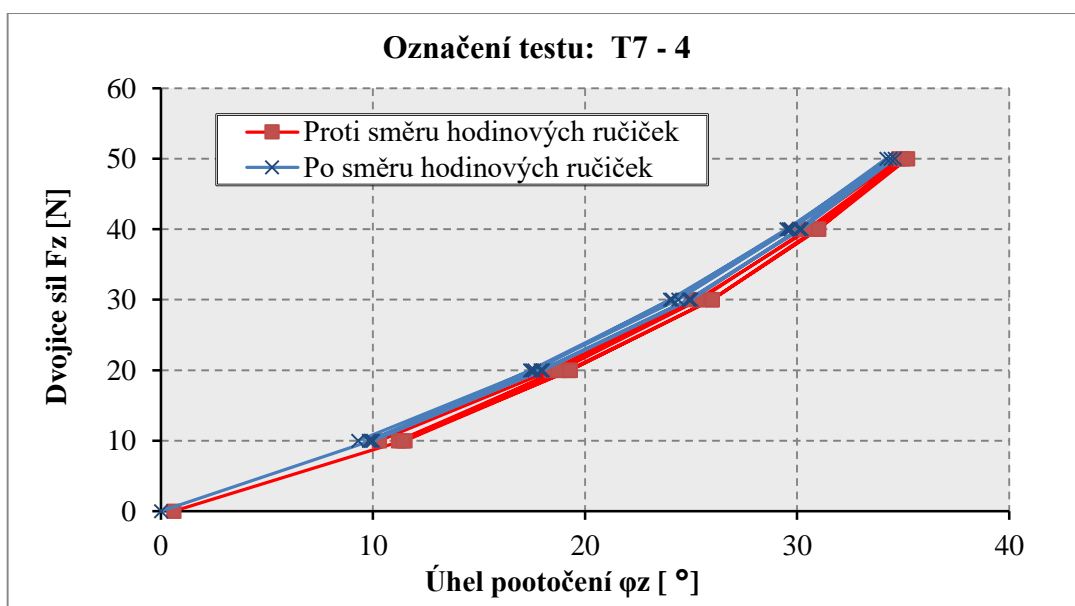
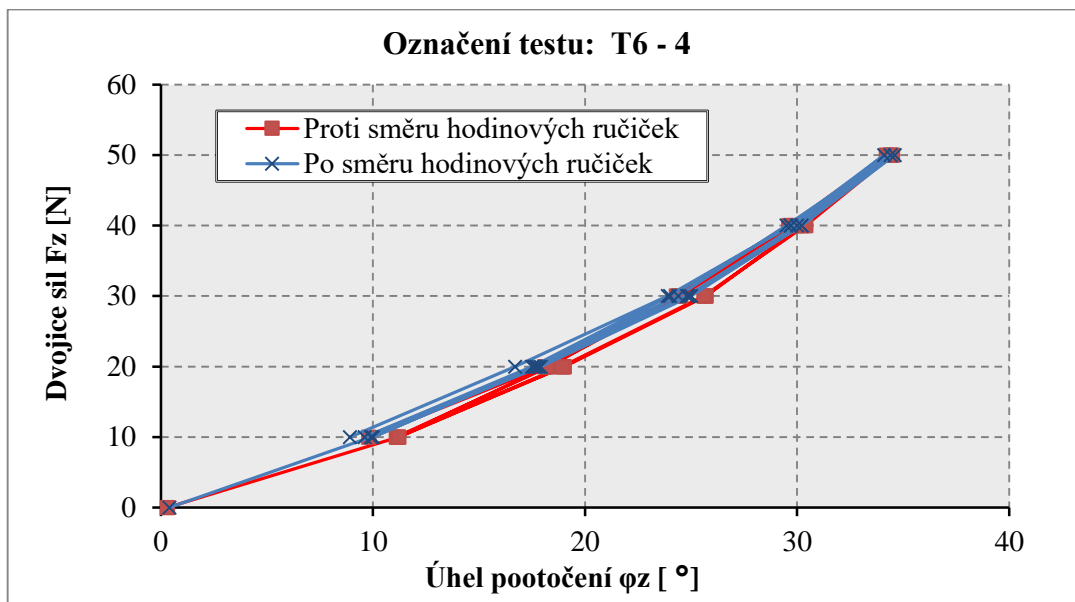
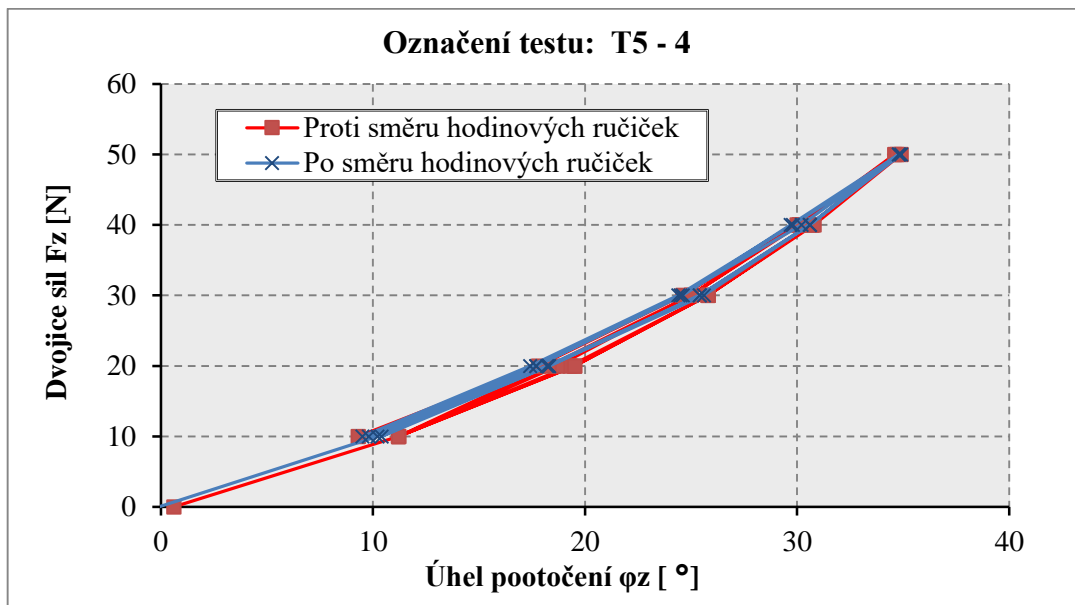


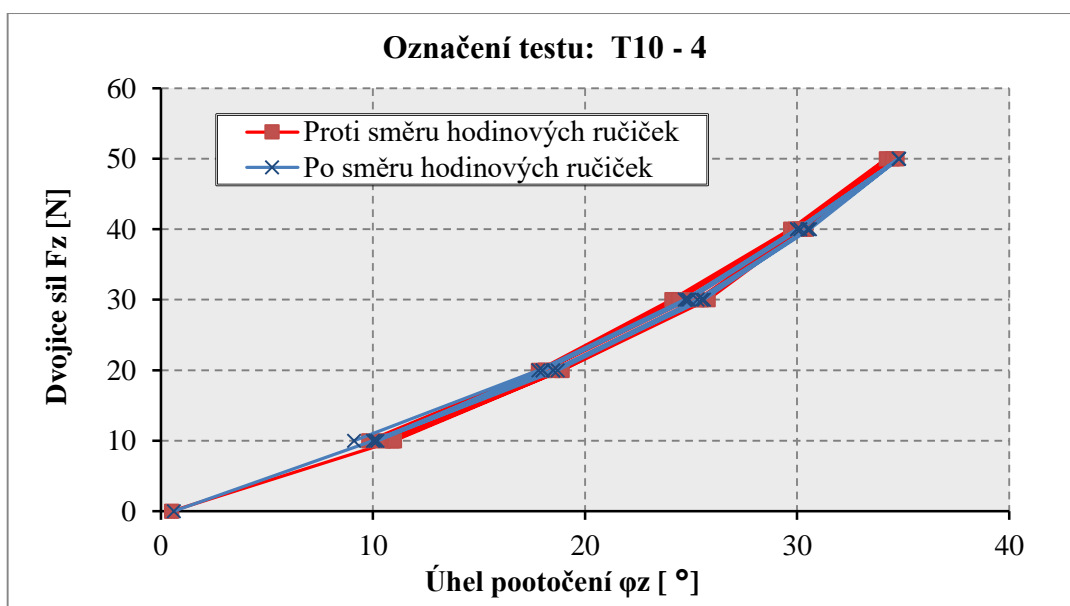
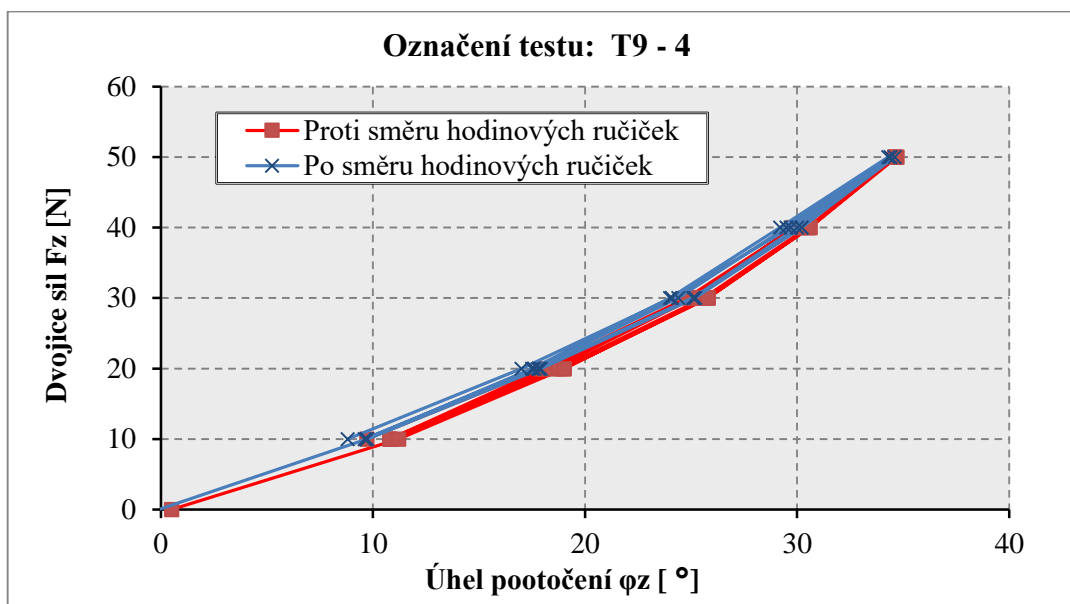
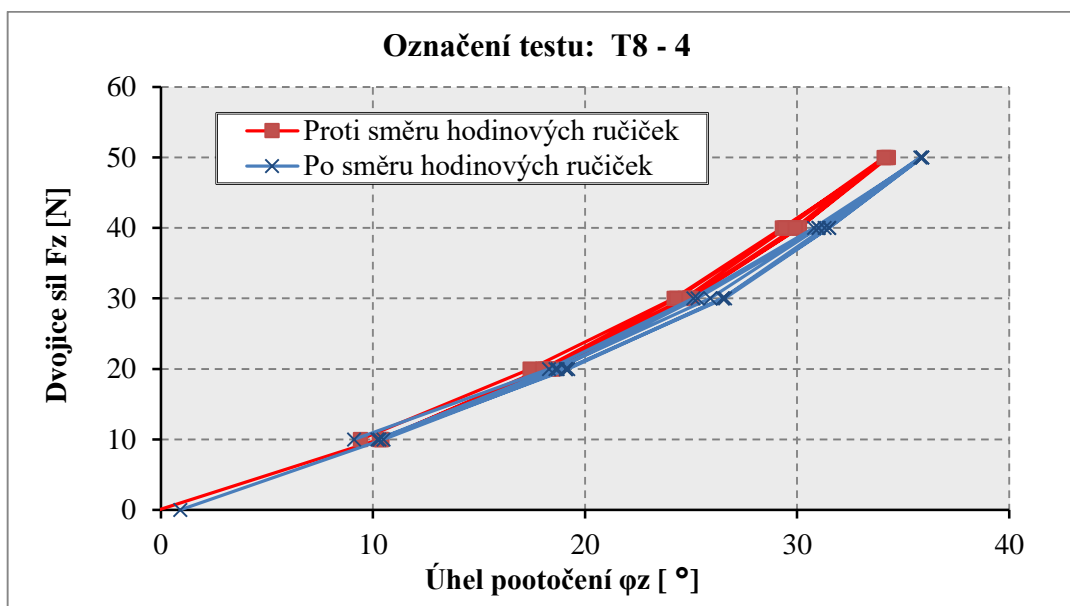




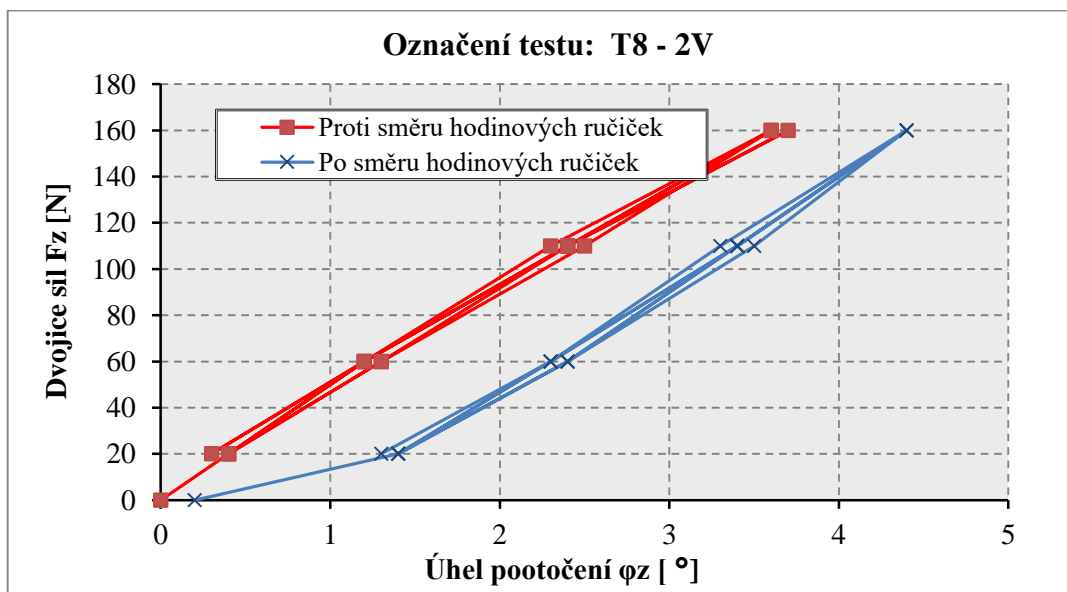
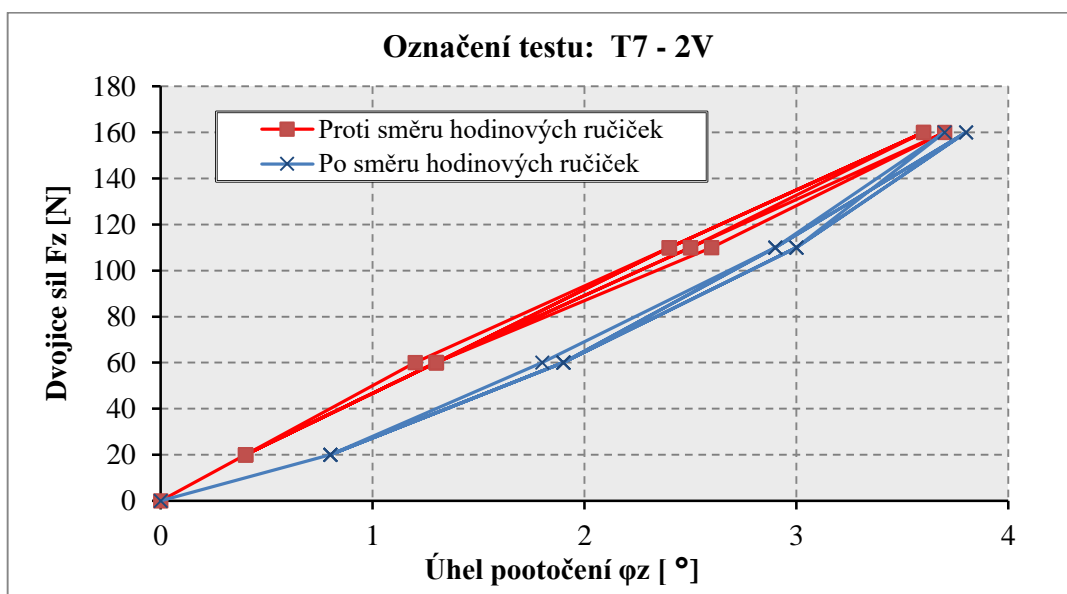
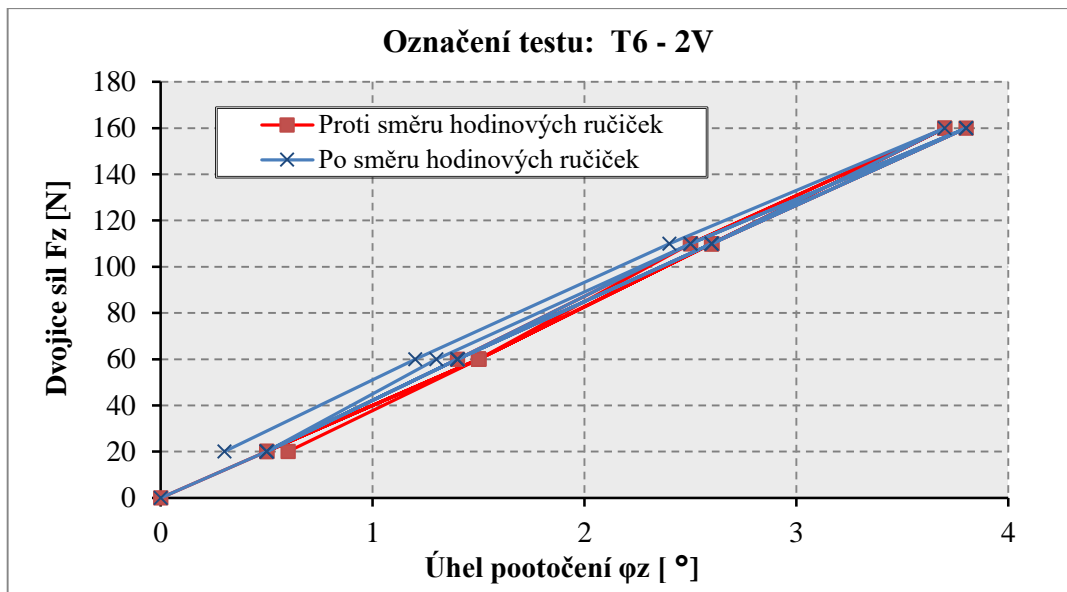


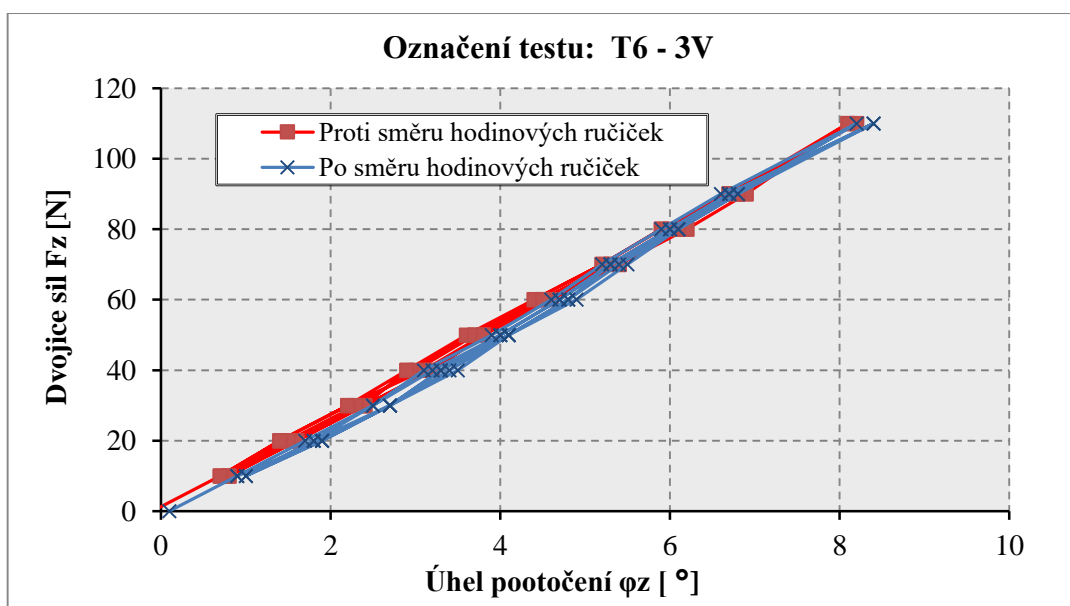
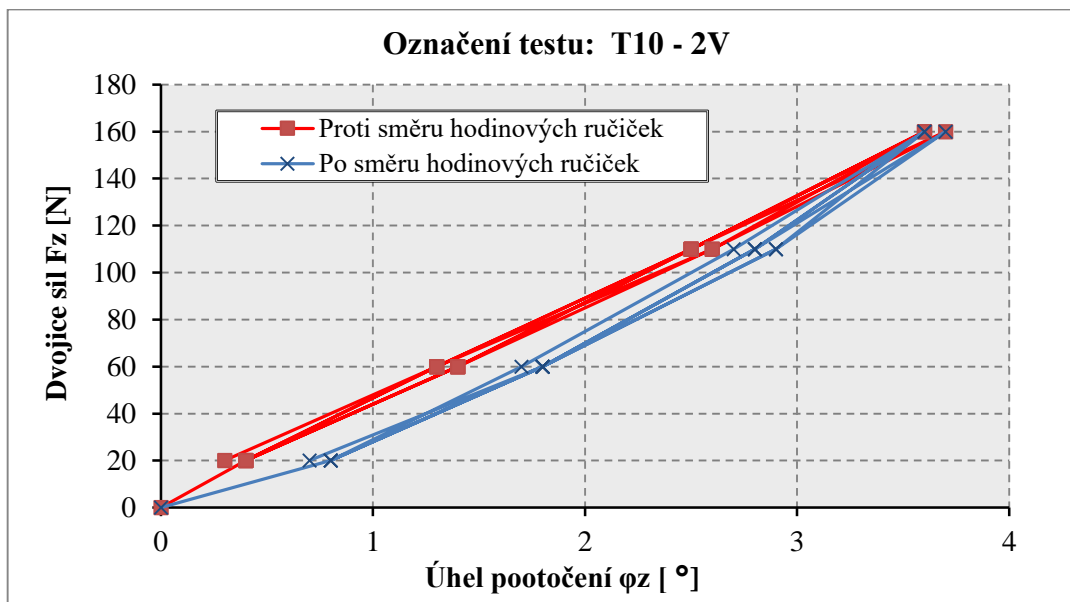
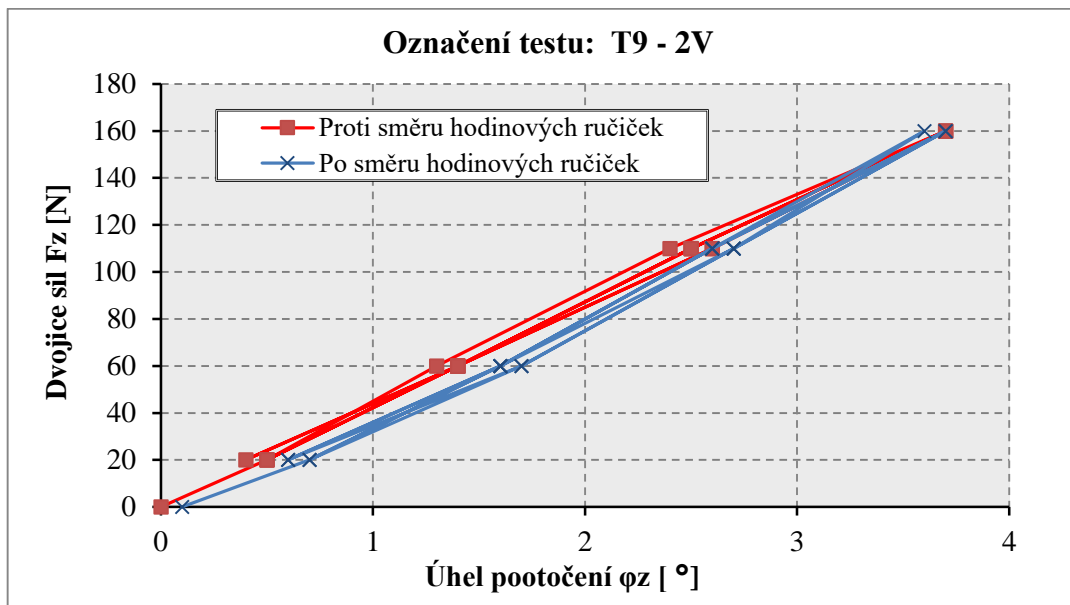


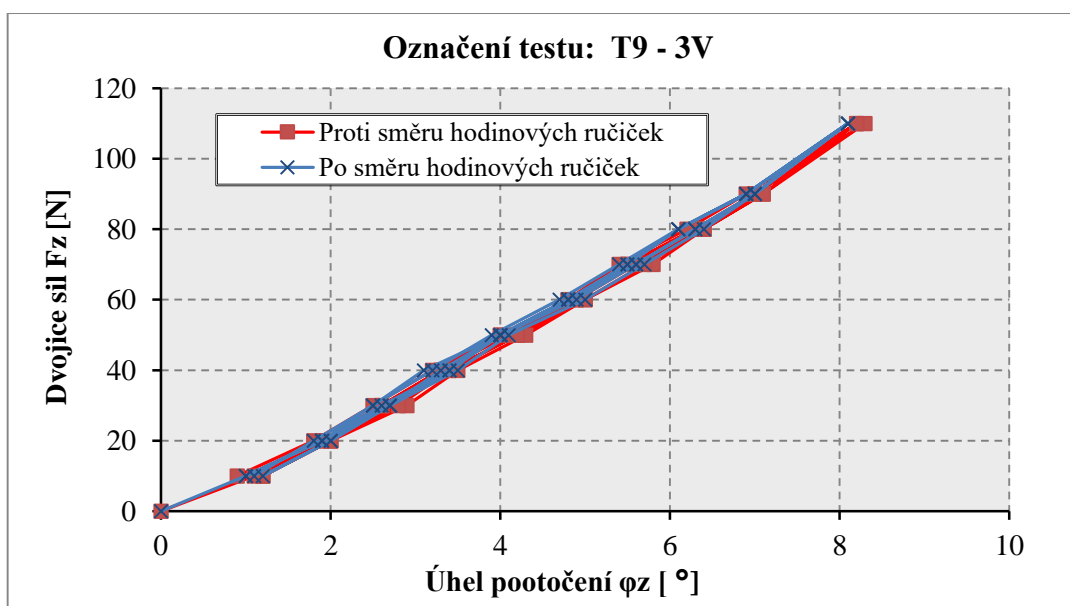
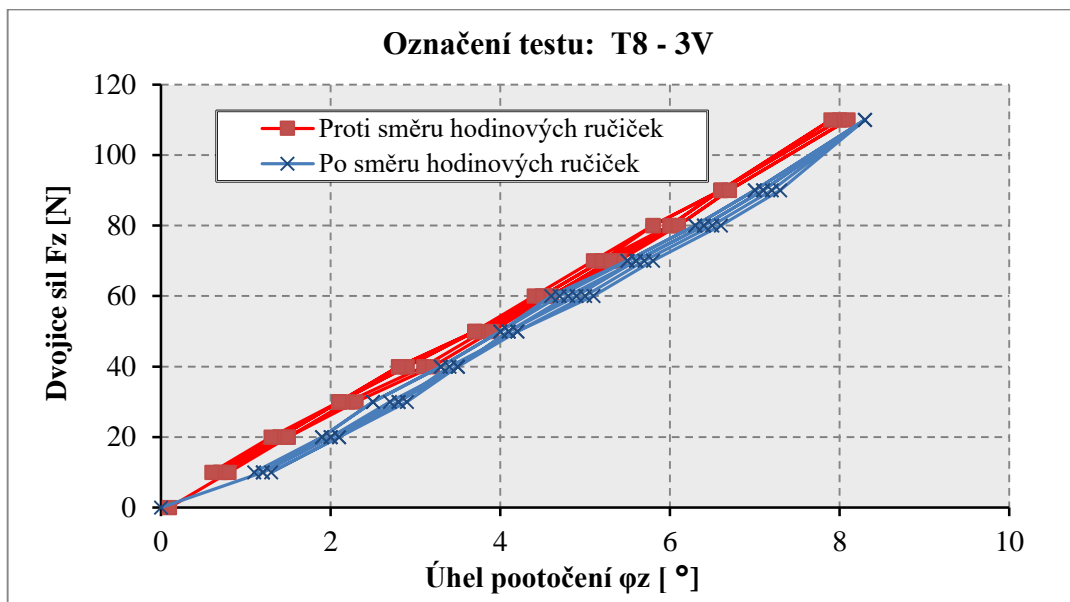
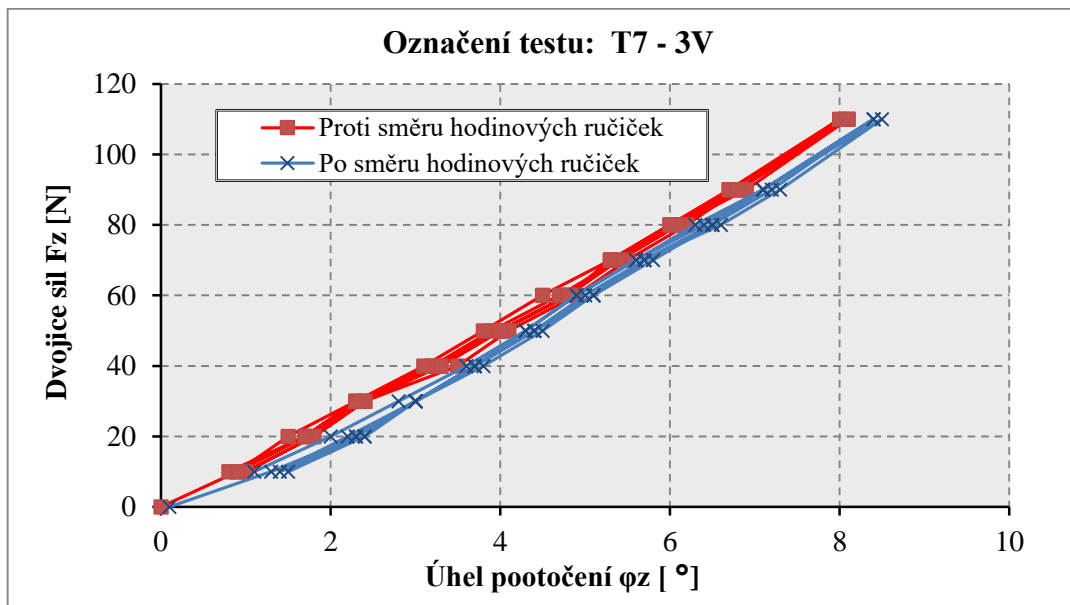


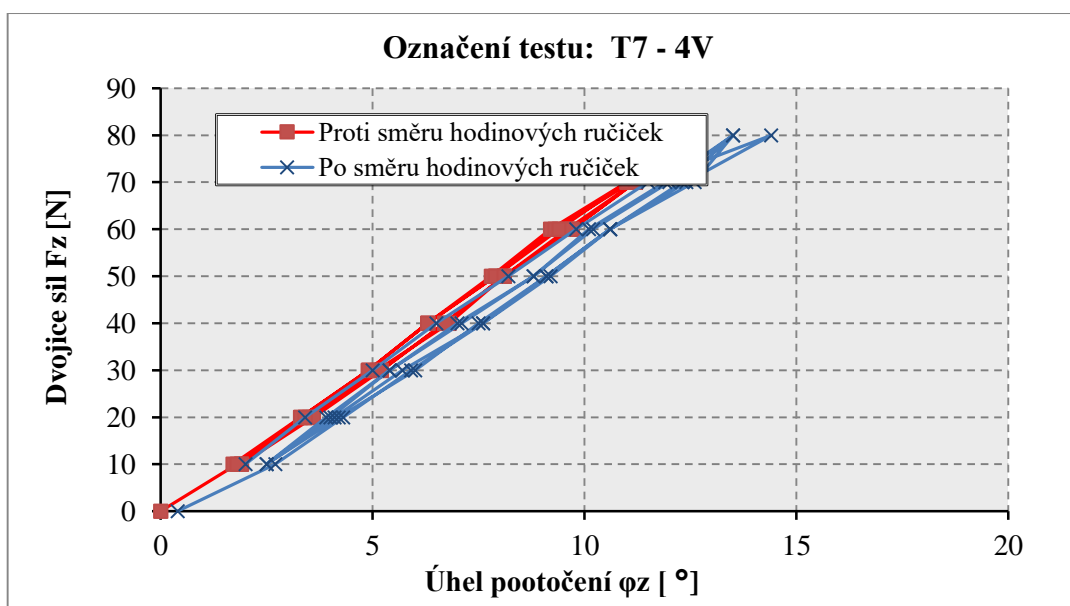
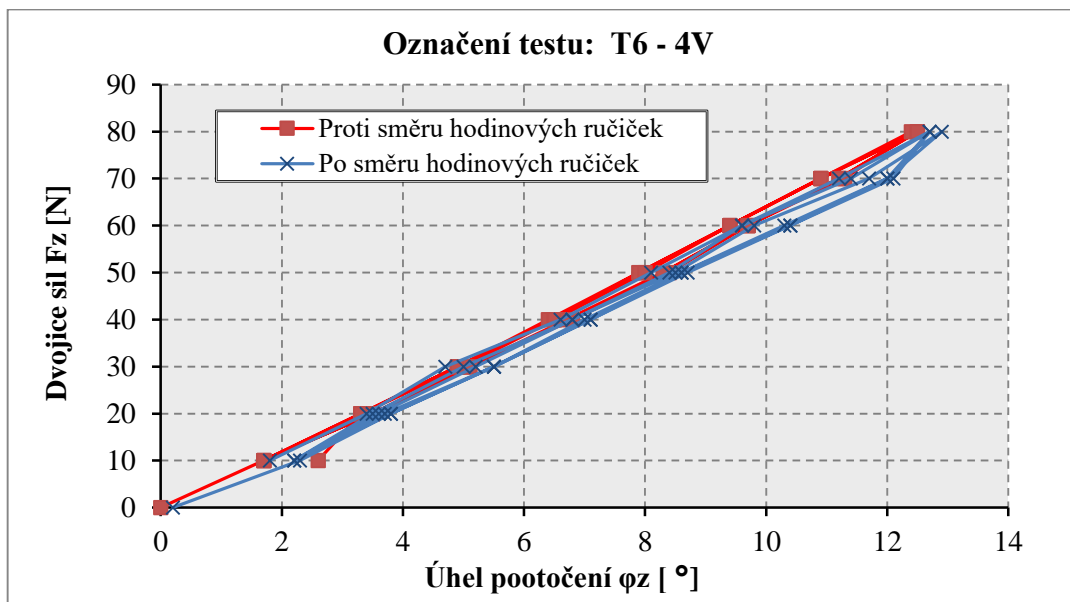
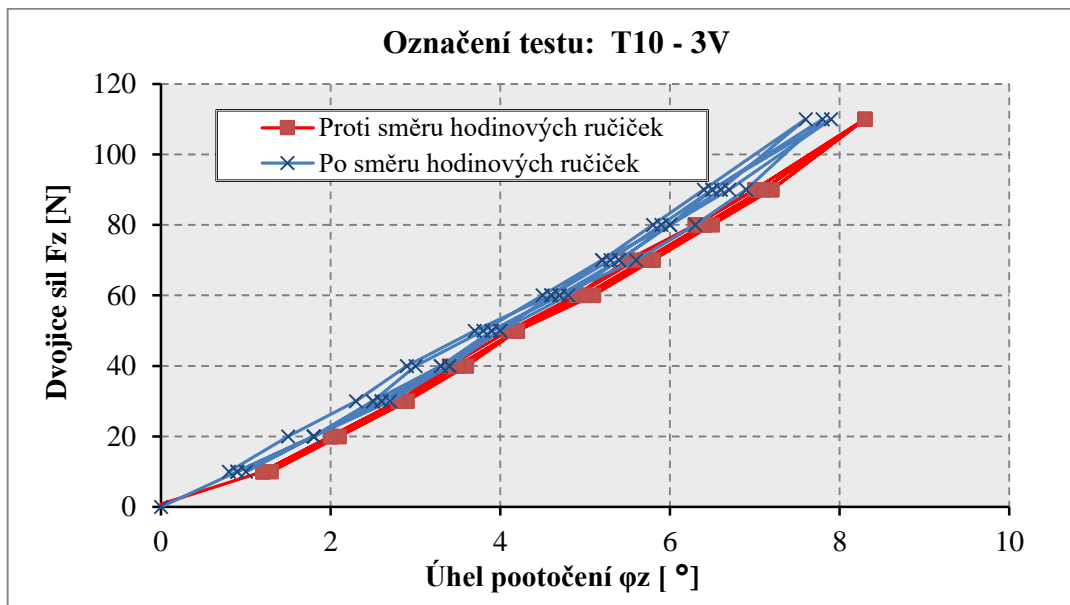


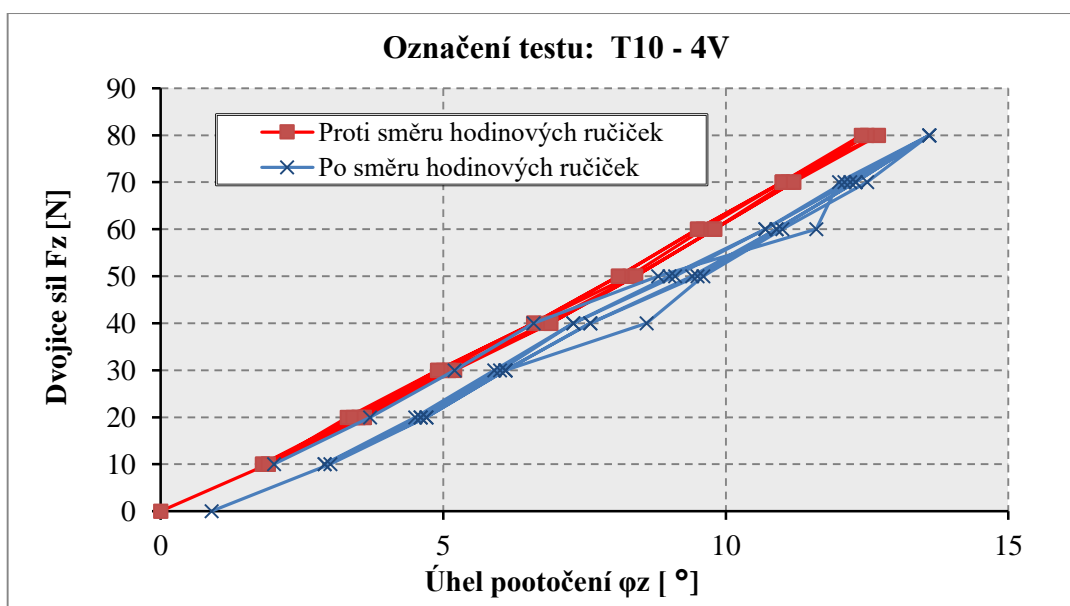
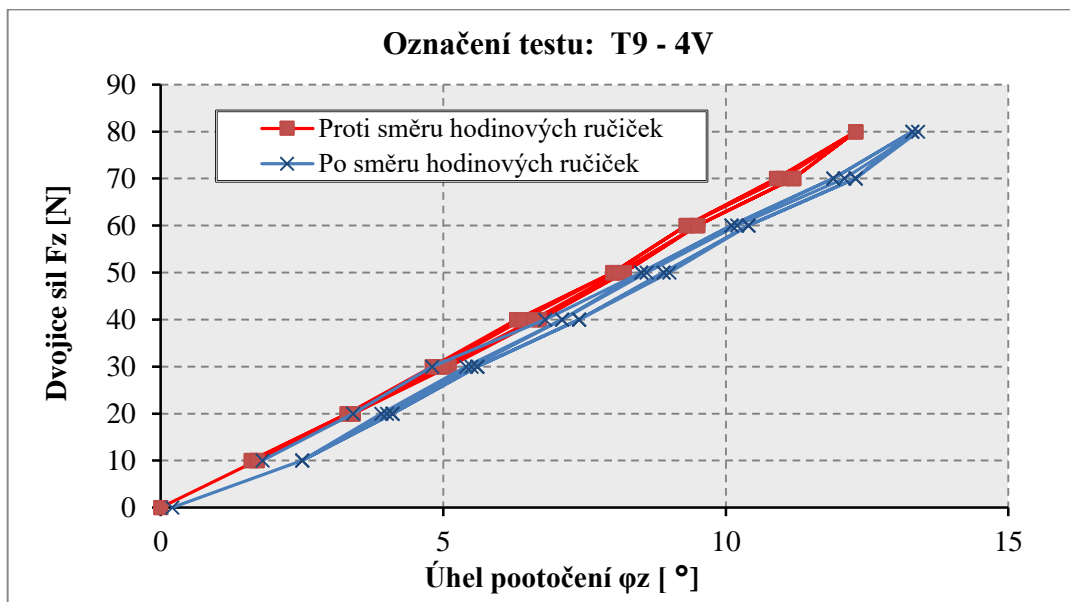
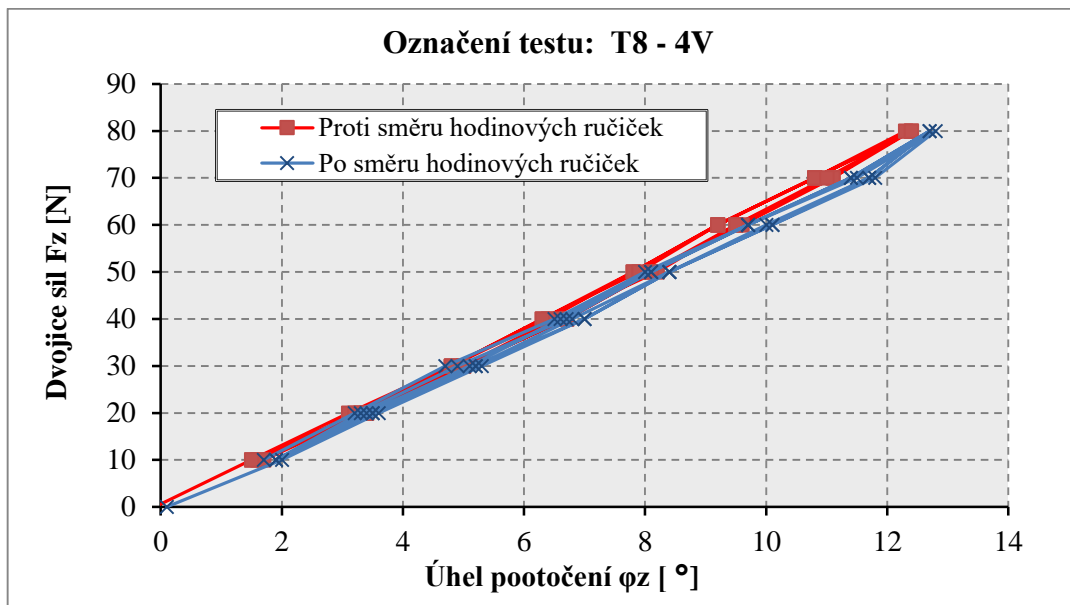
C.2 Záznamy dat z experimentálního vyšetřování torzní tuhosti při složeném kroucení



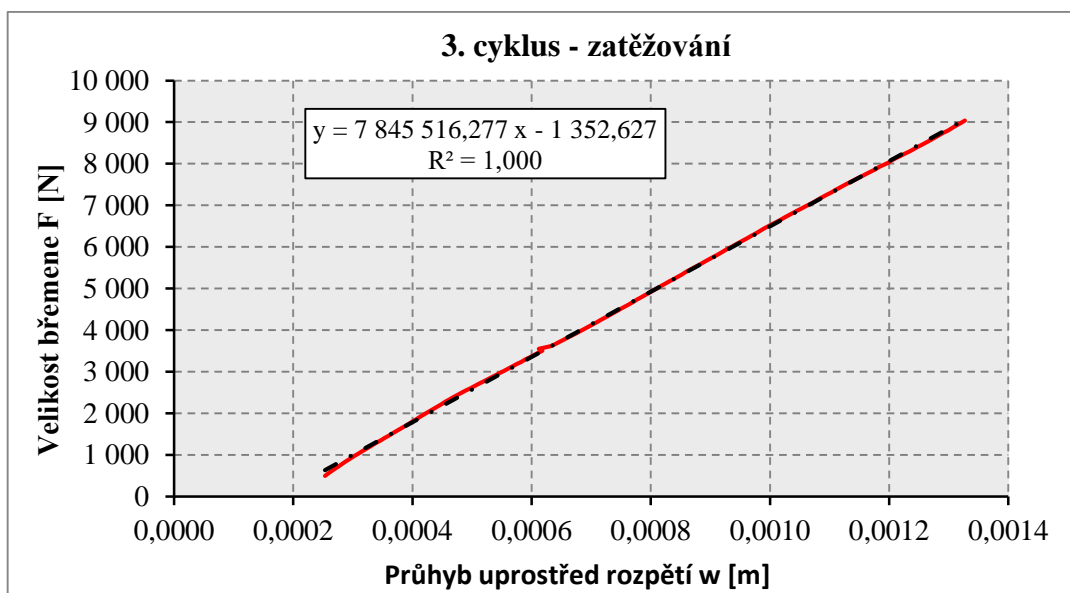
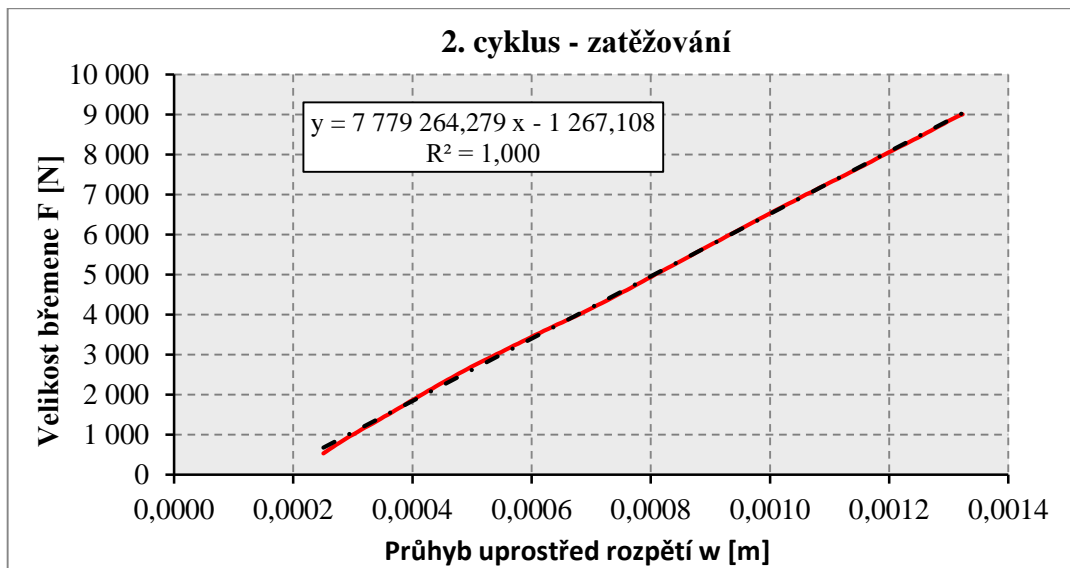
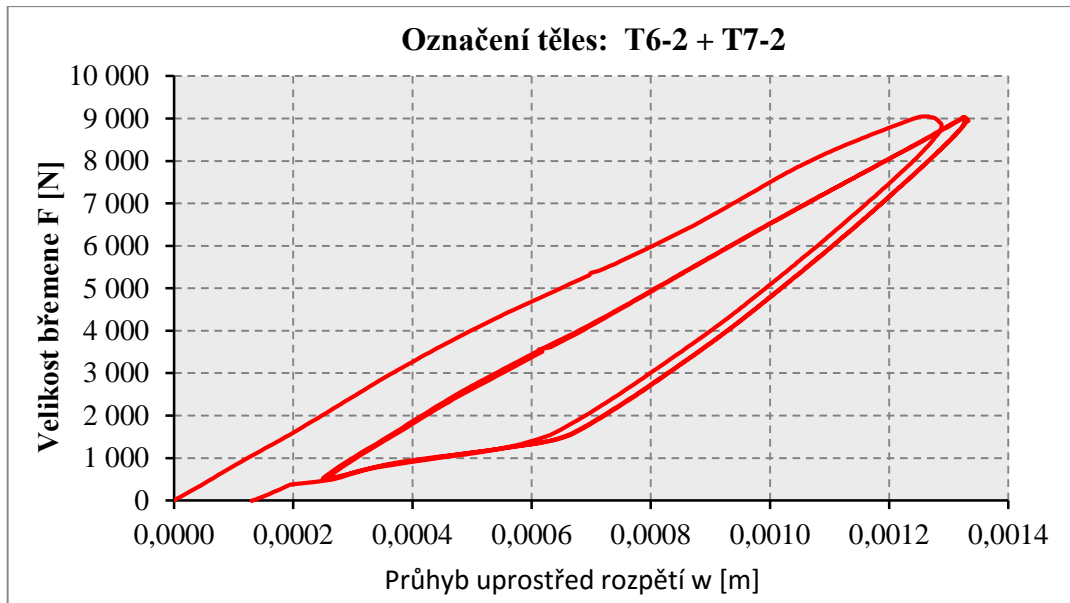


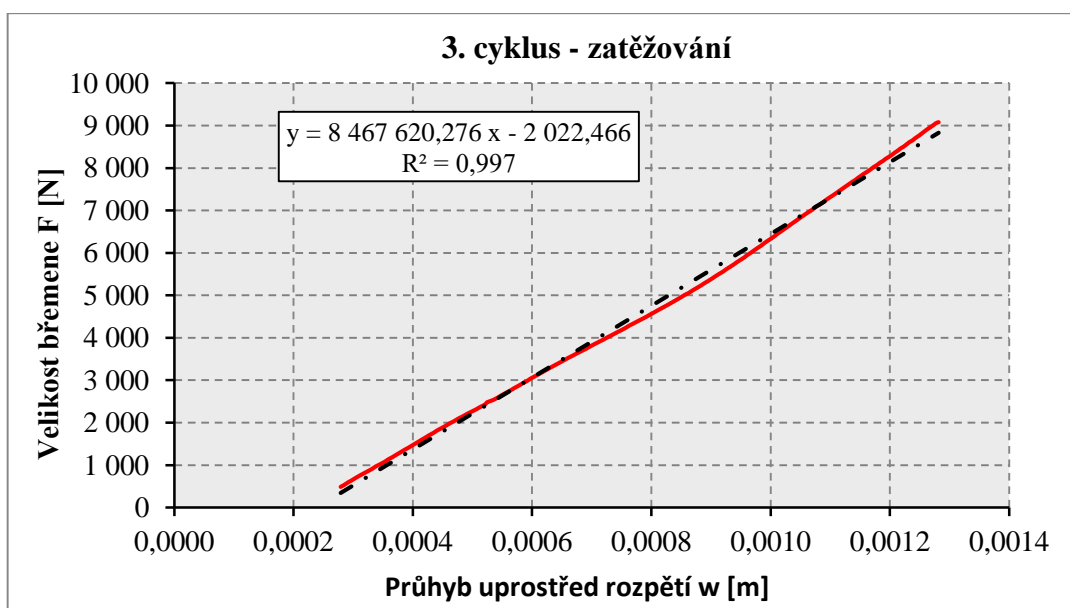
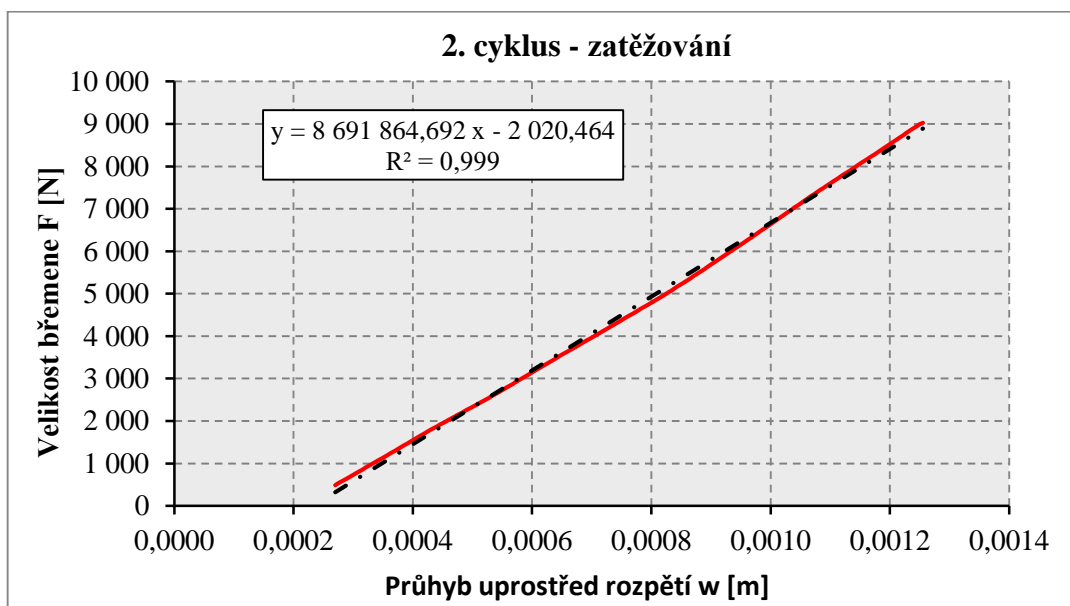
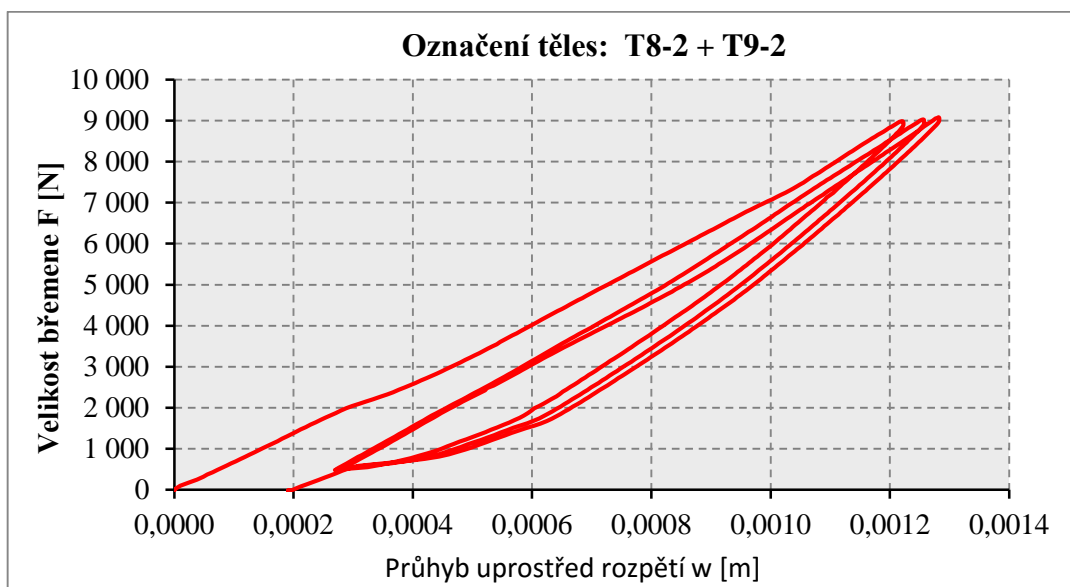


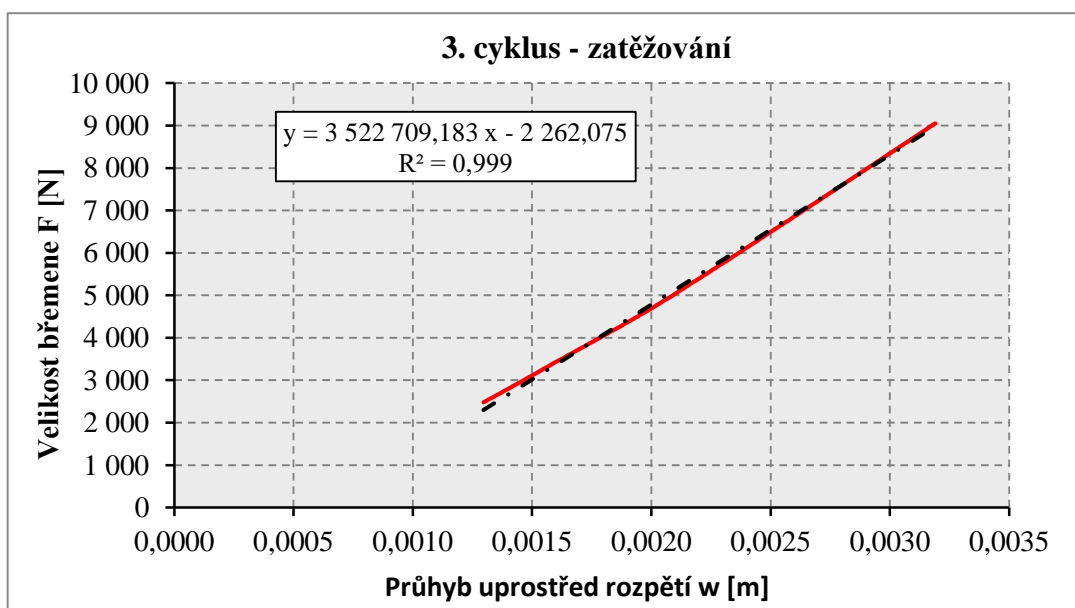
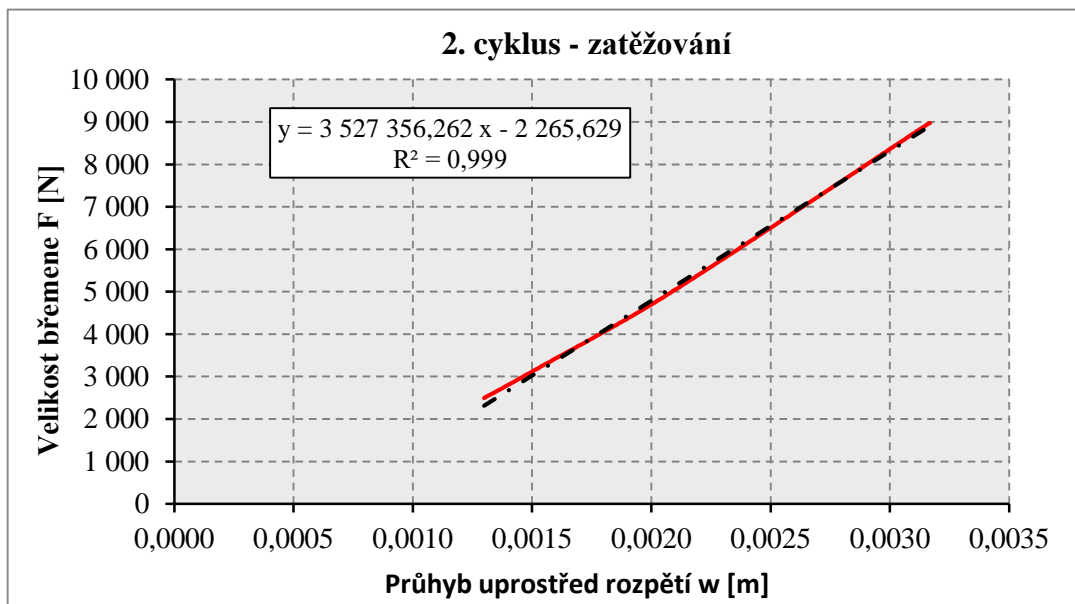
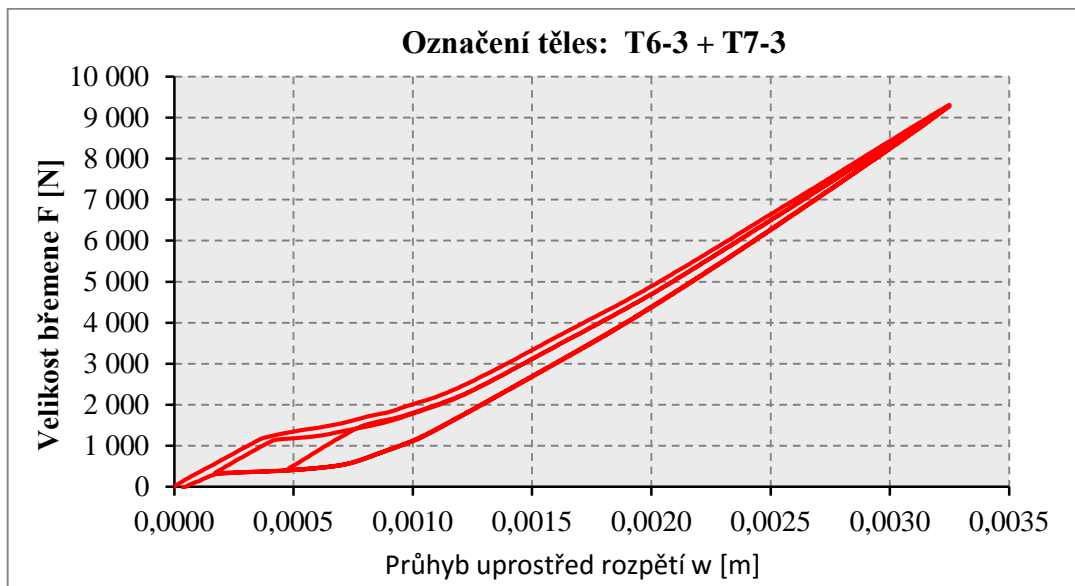


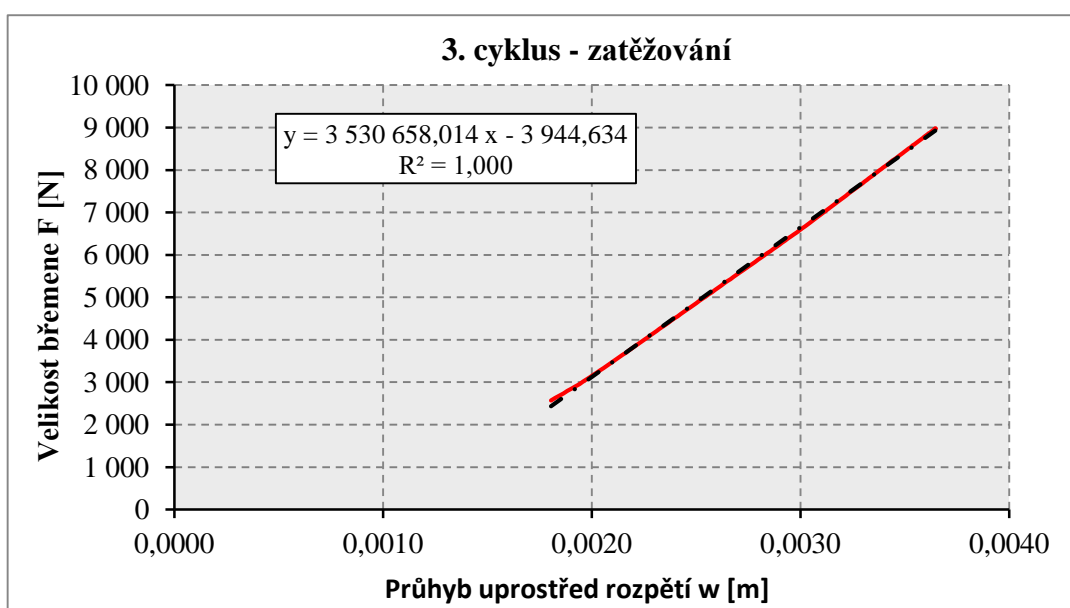
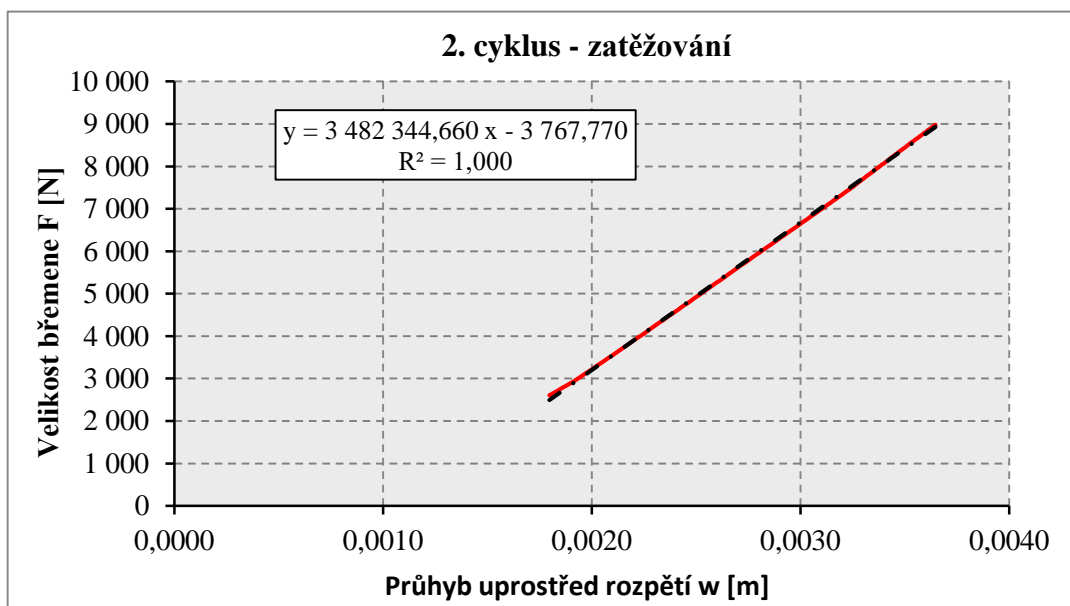
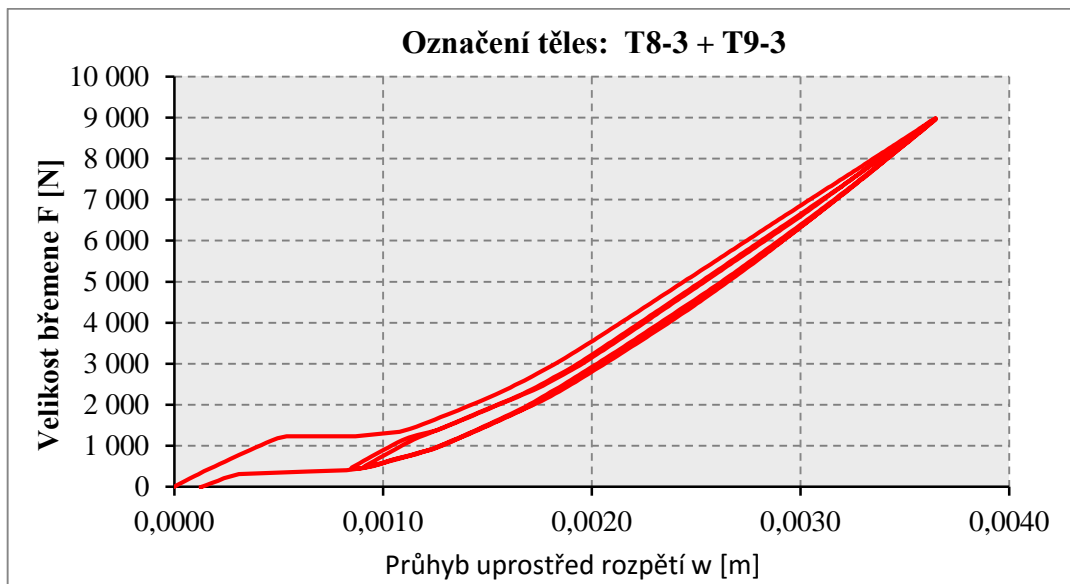


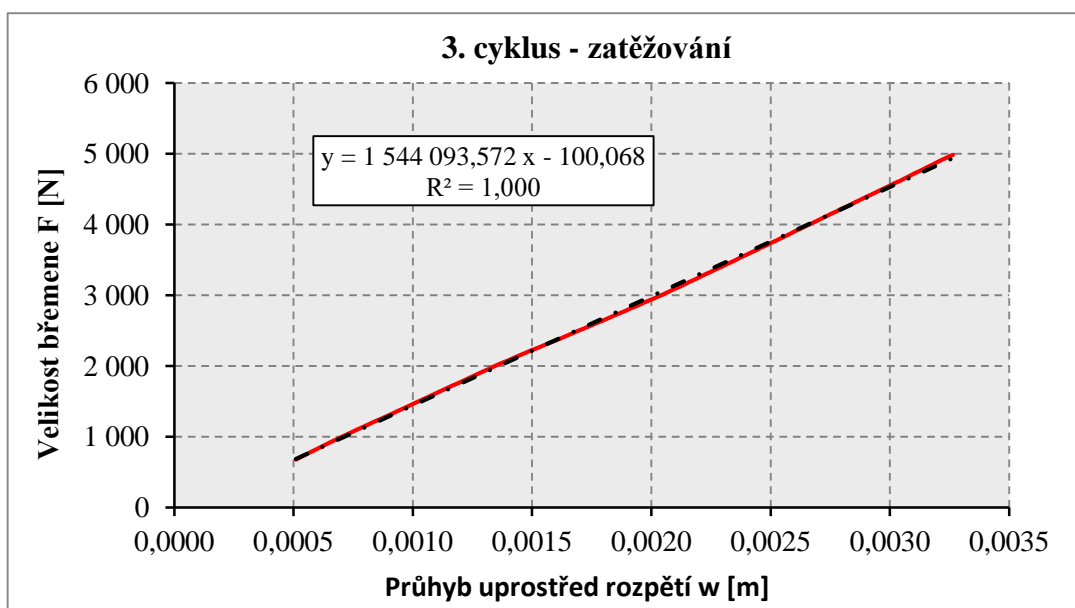
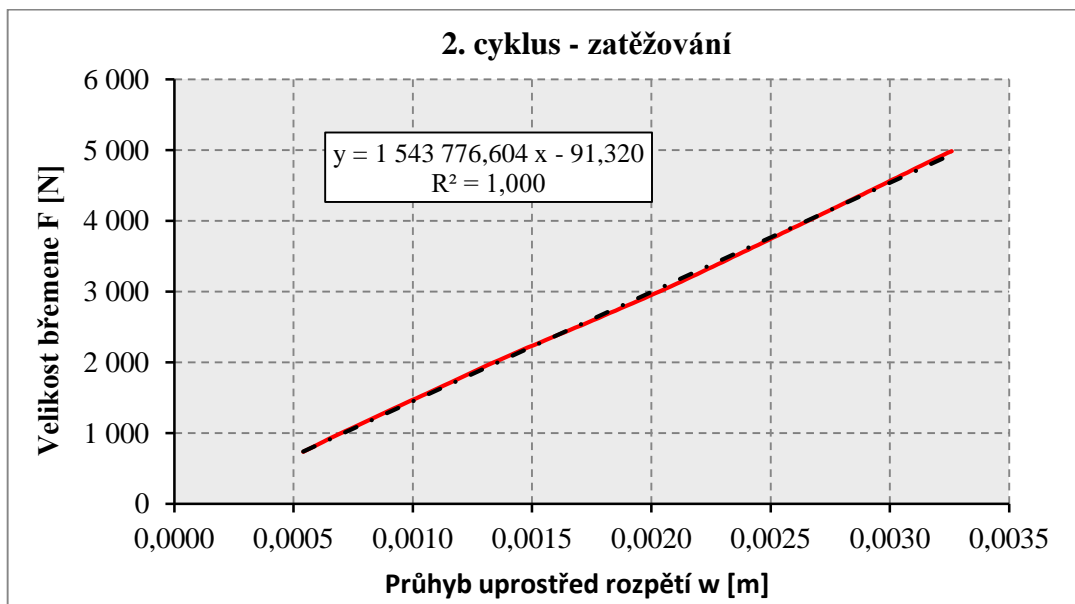
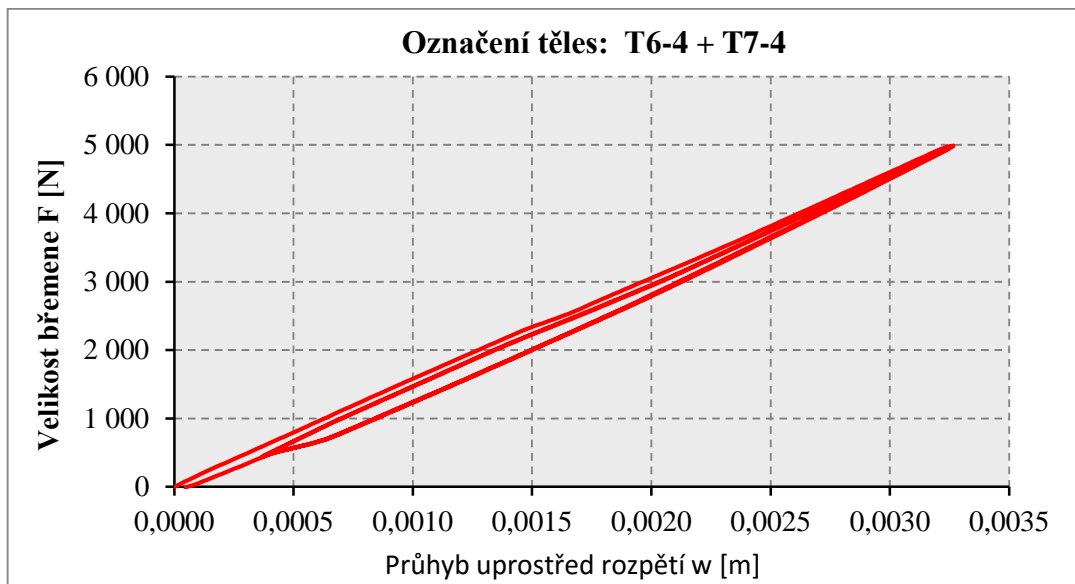
C.3 Záznamy dat z experimentálního vyšetřování ohybové tuhosti k těžištní ose y

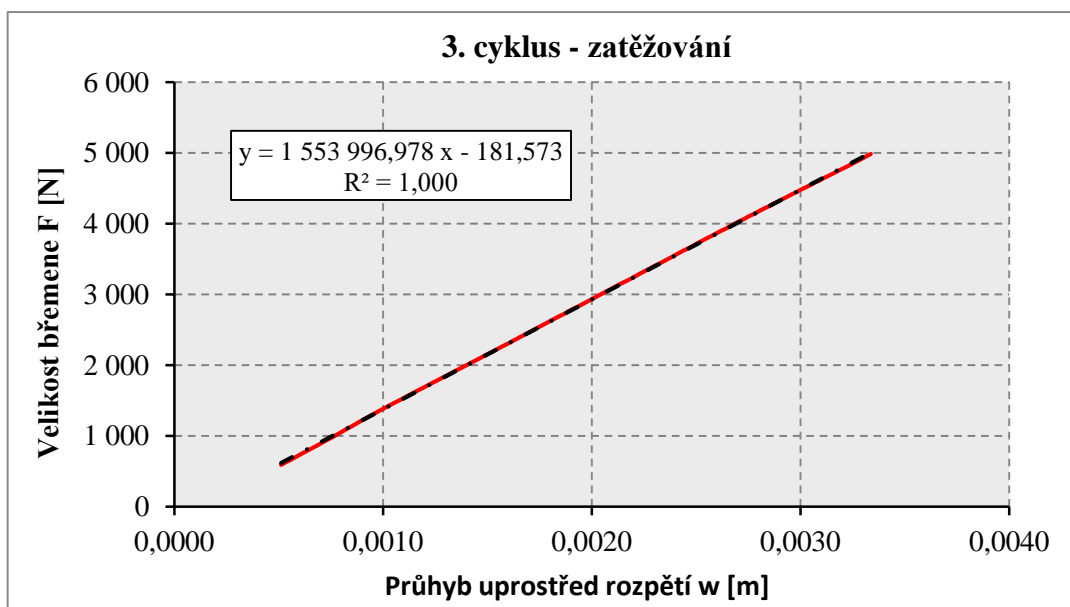
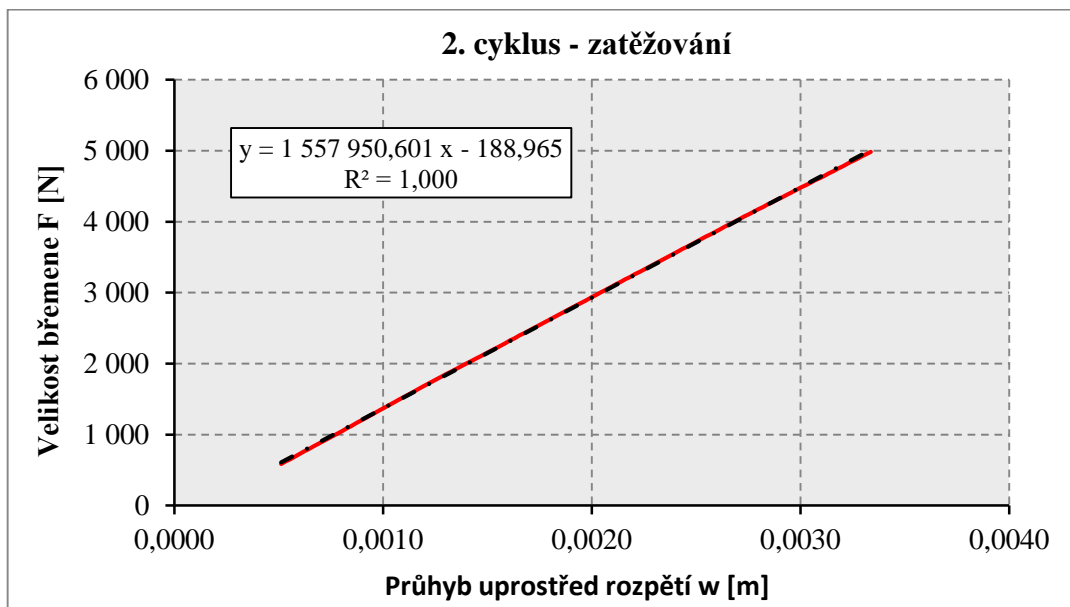
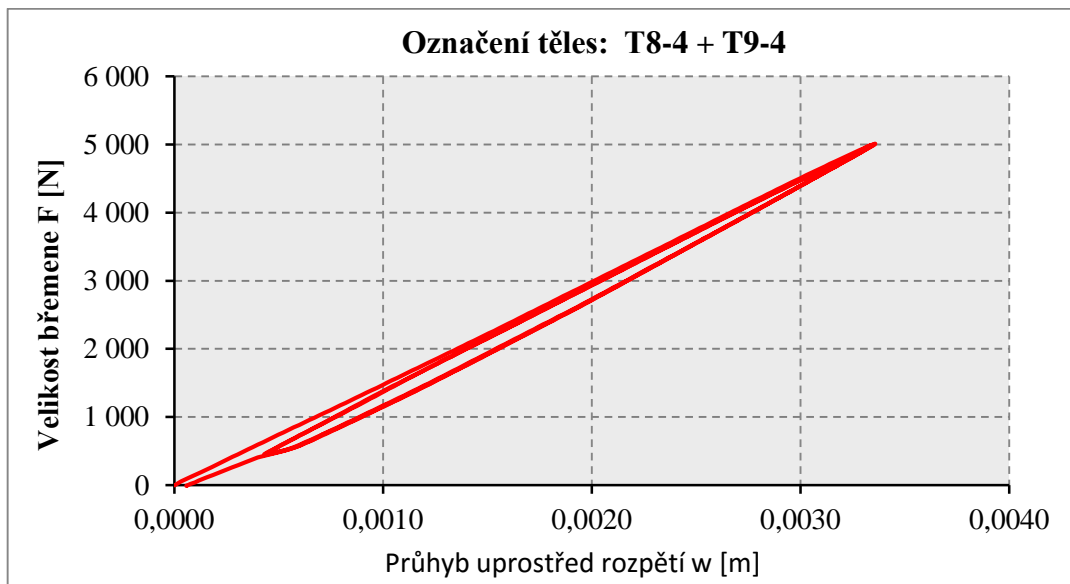




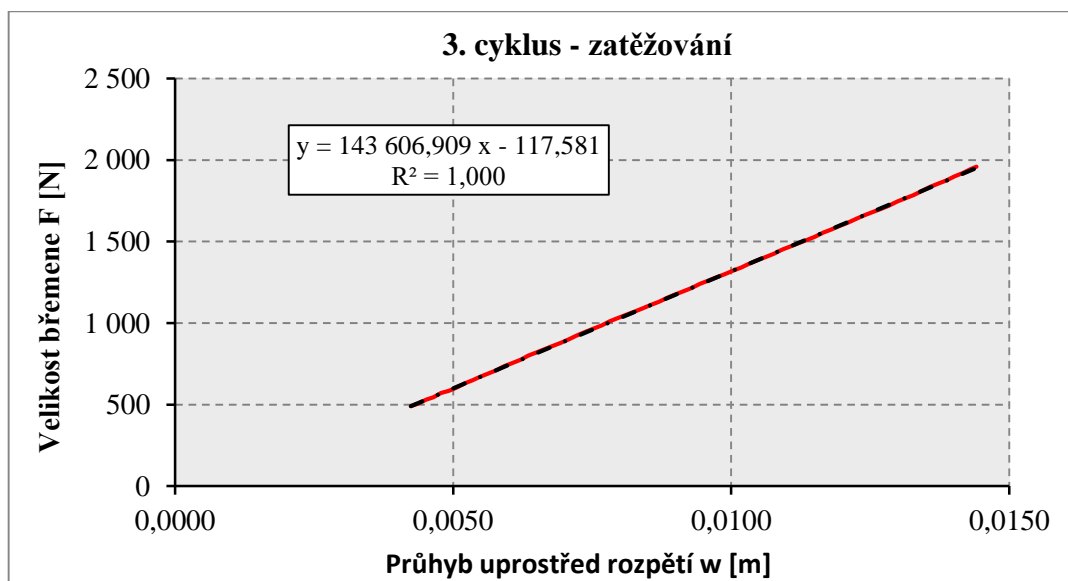
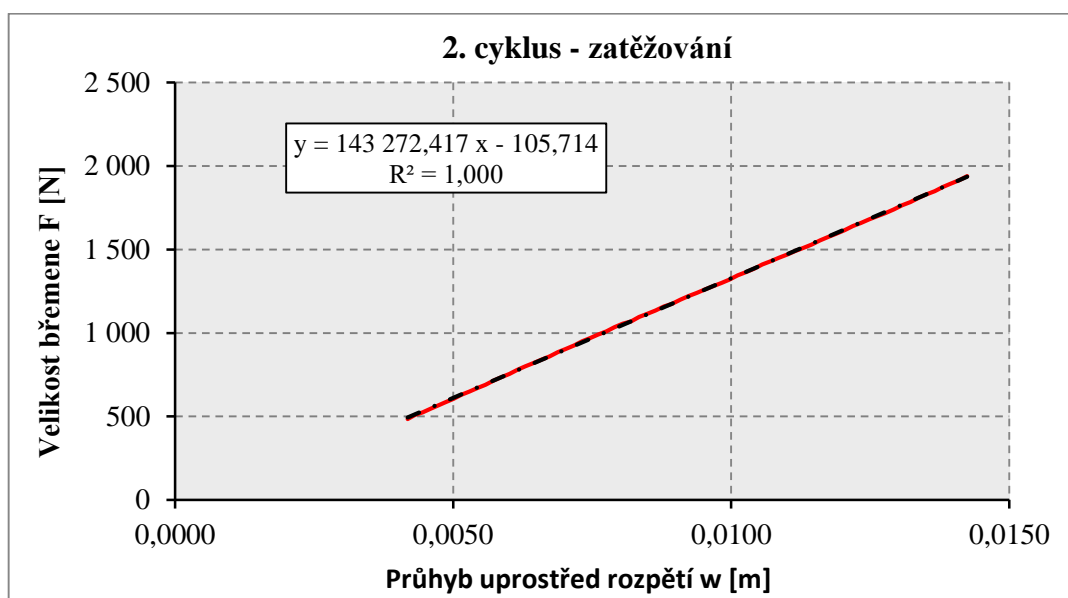
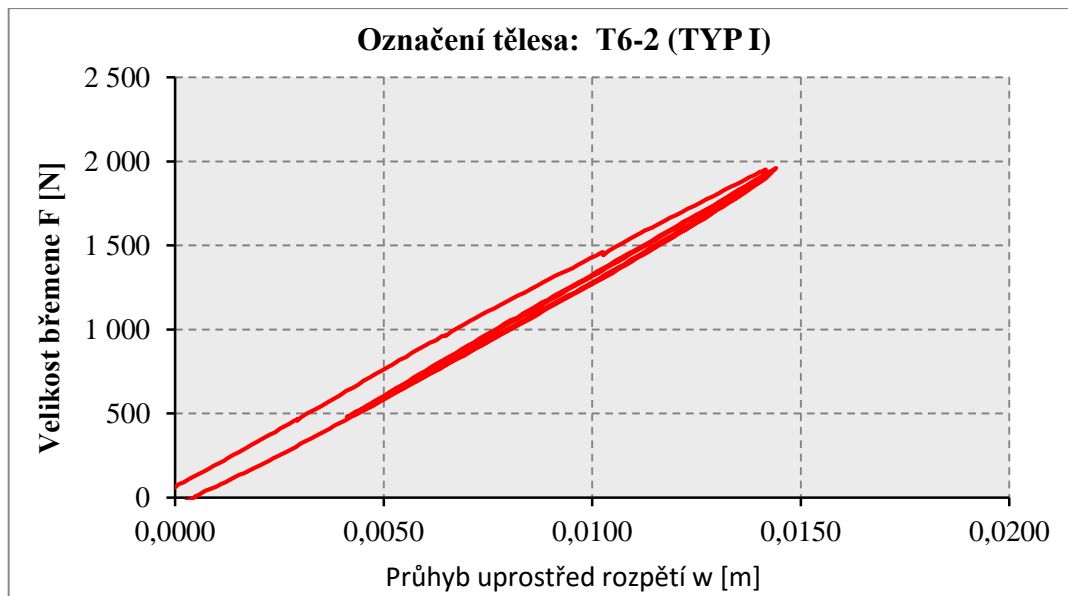


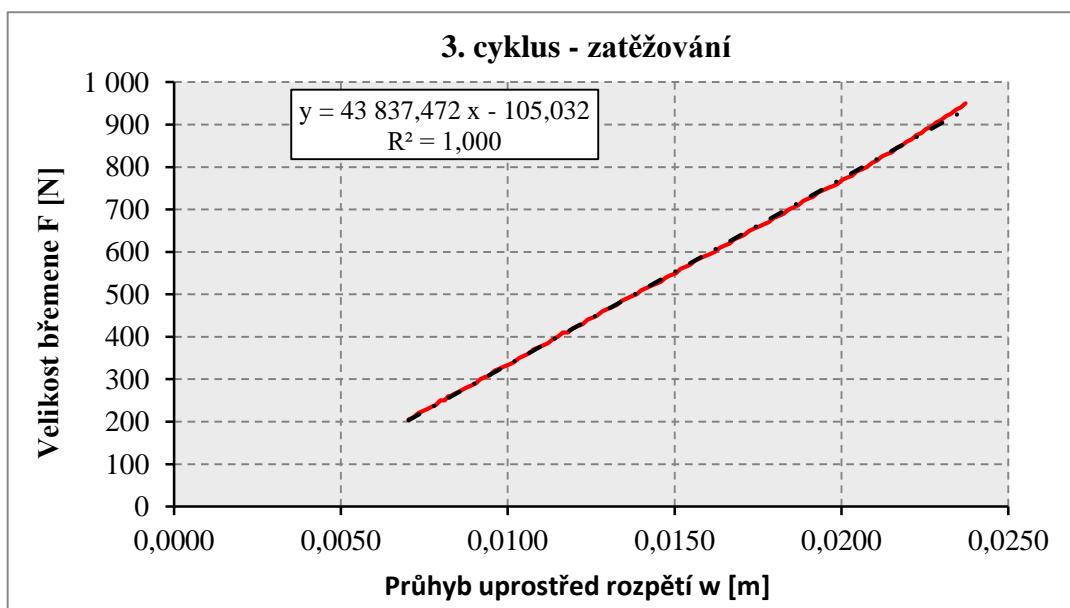
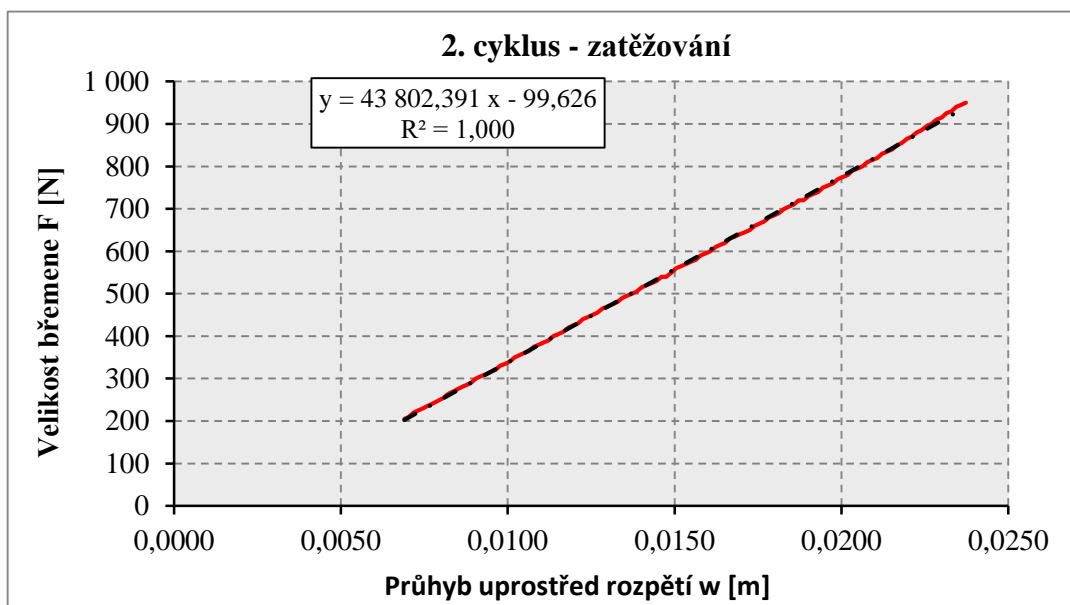
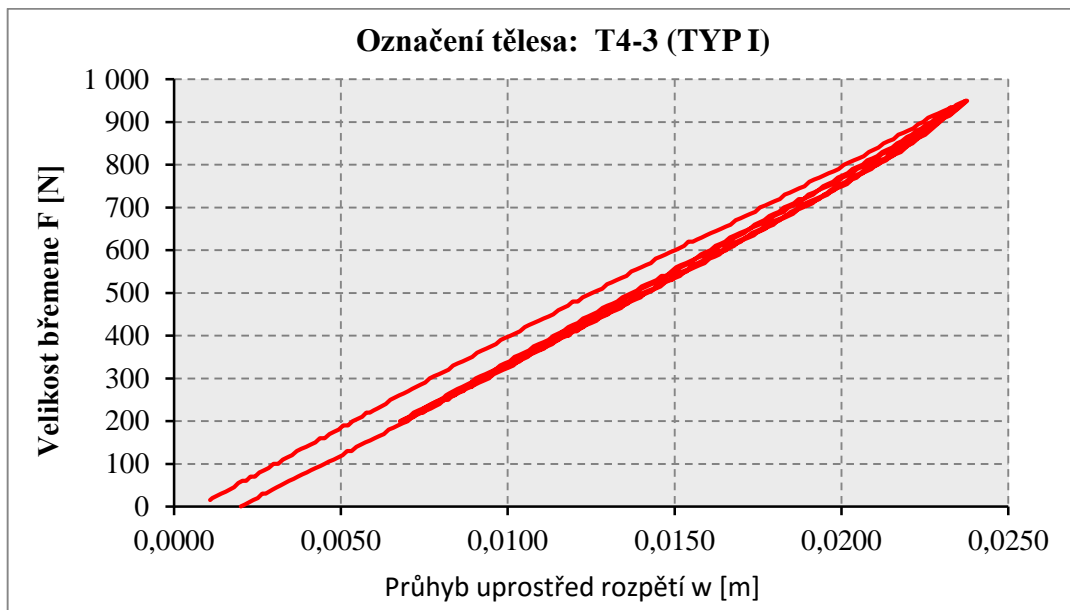


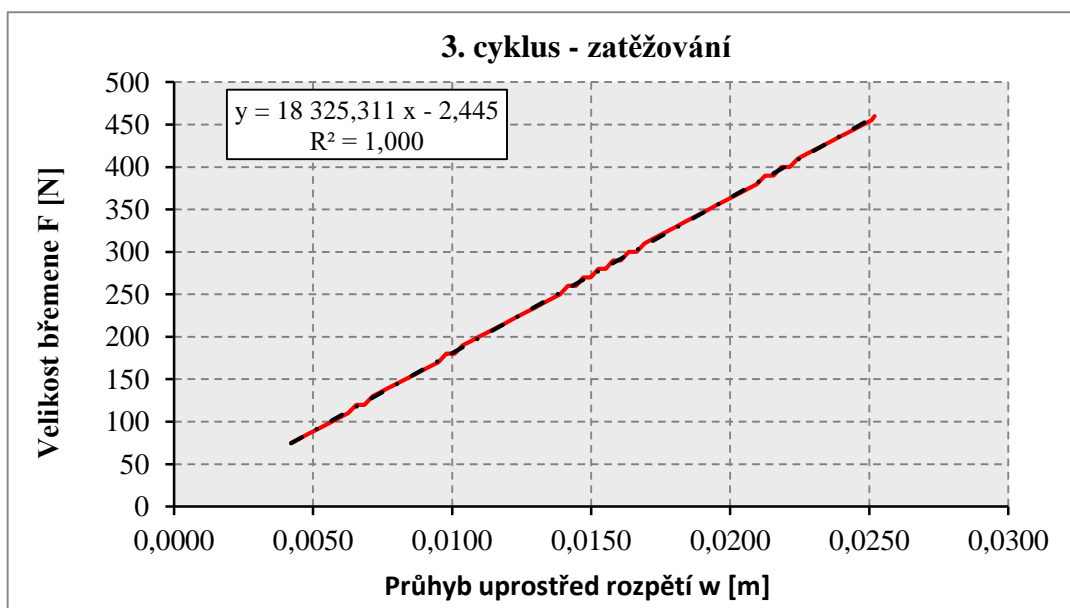
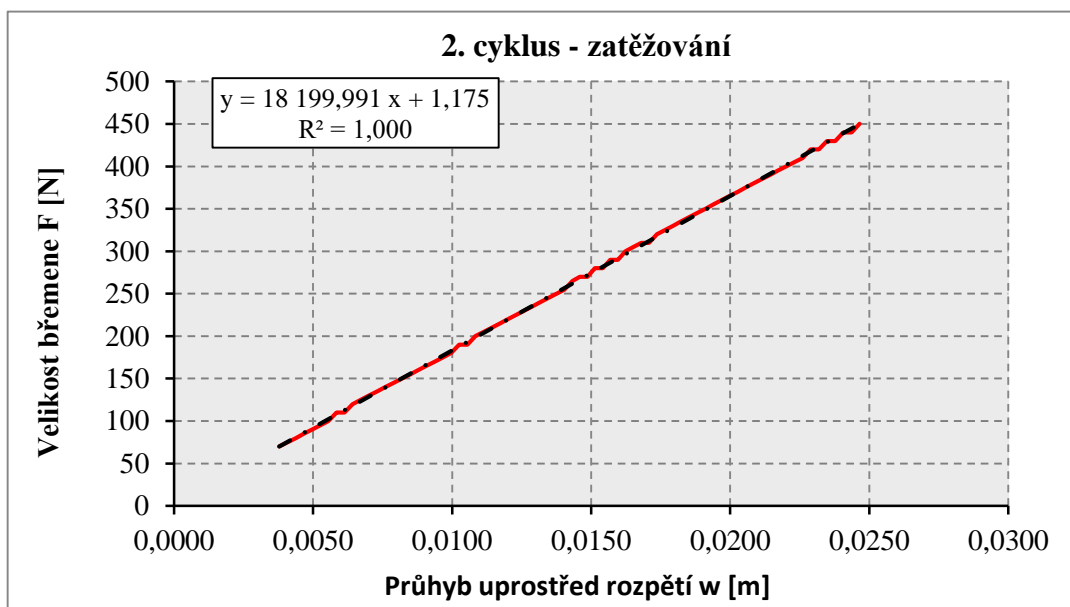
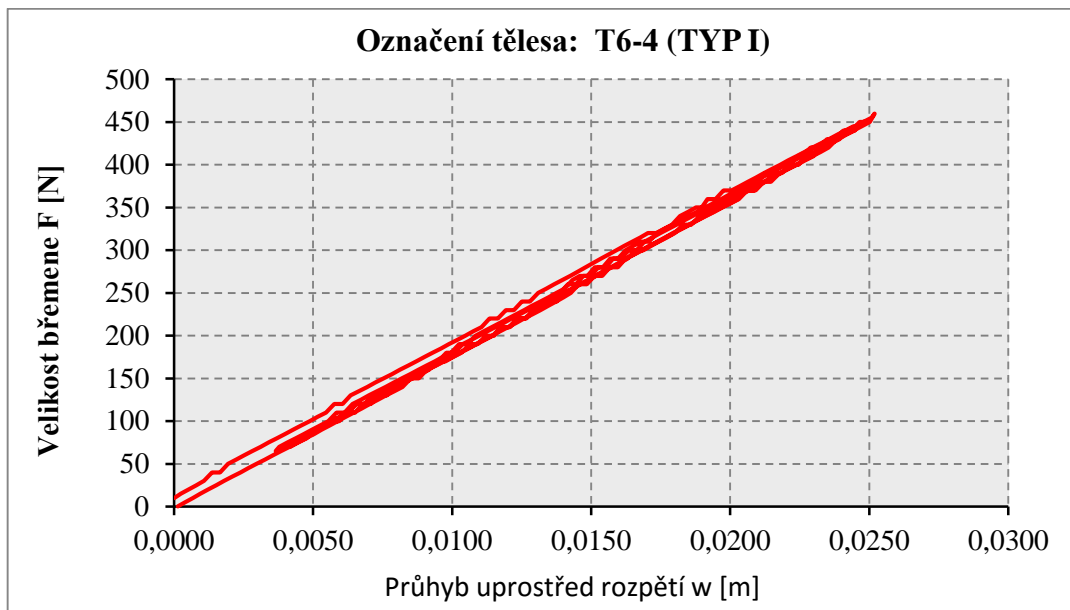




C.4 Záznamy dat z experimentálního vyšetřování ohybové tuhosti k těžištní ose z

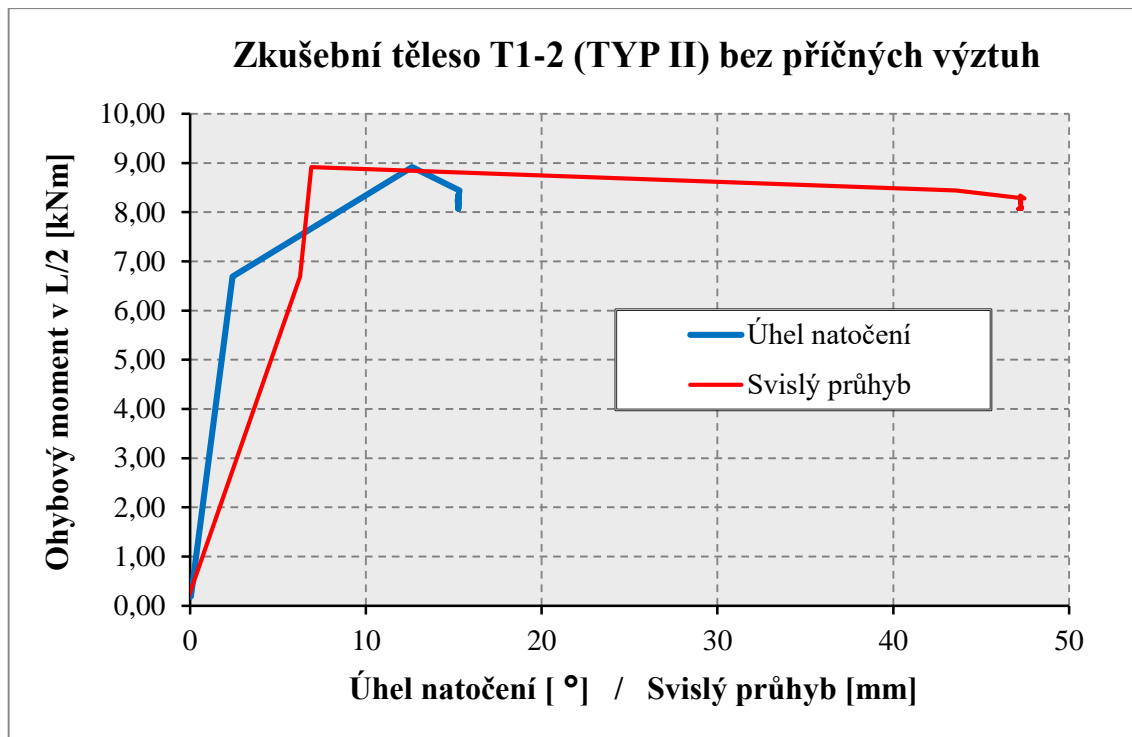




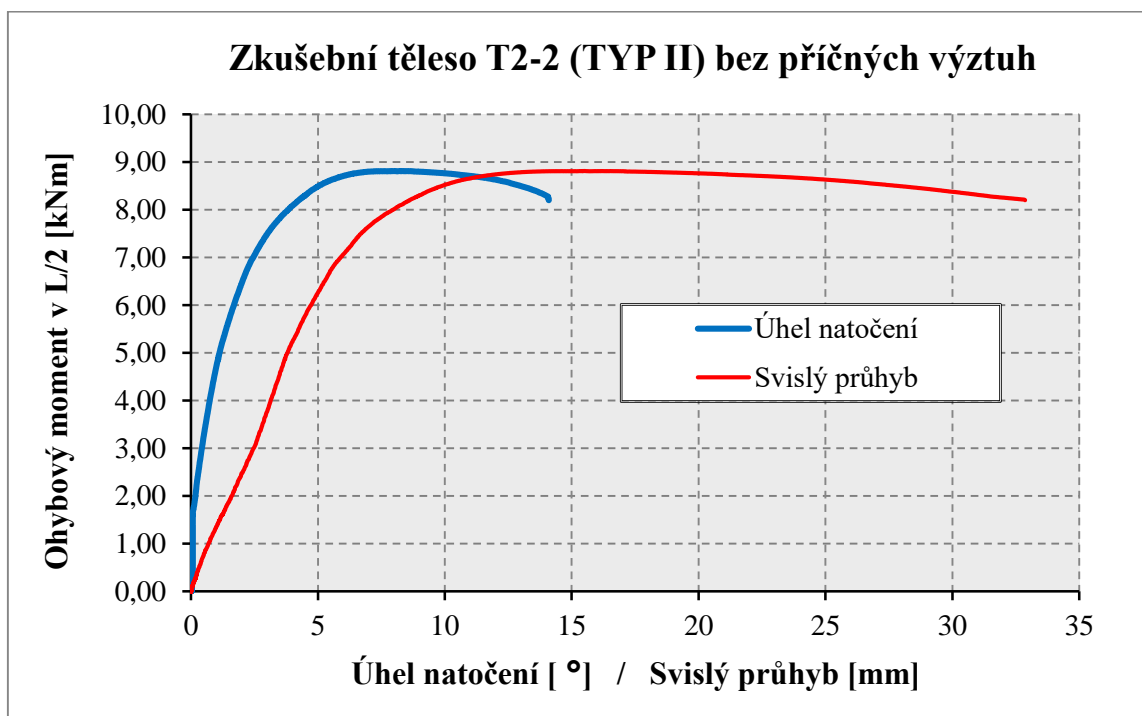


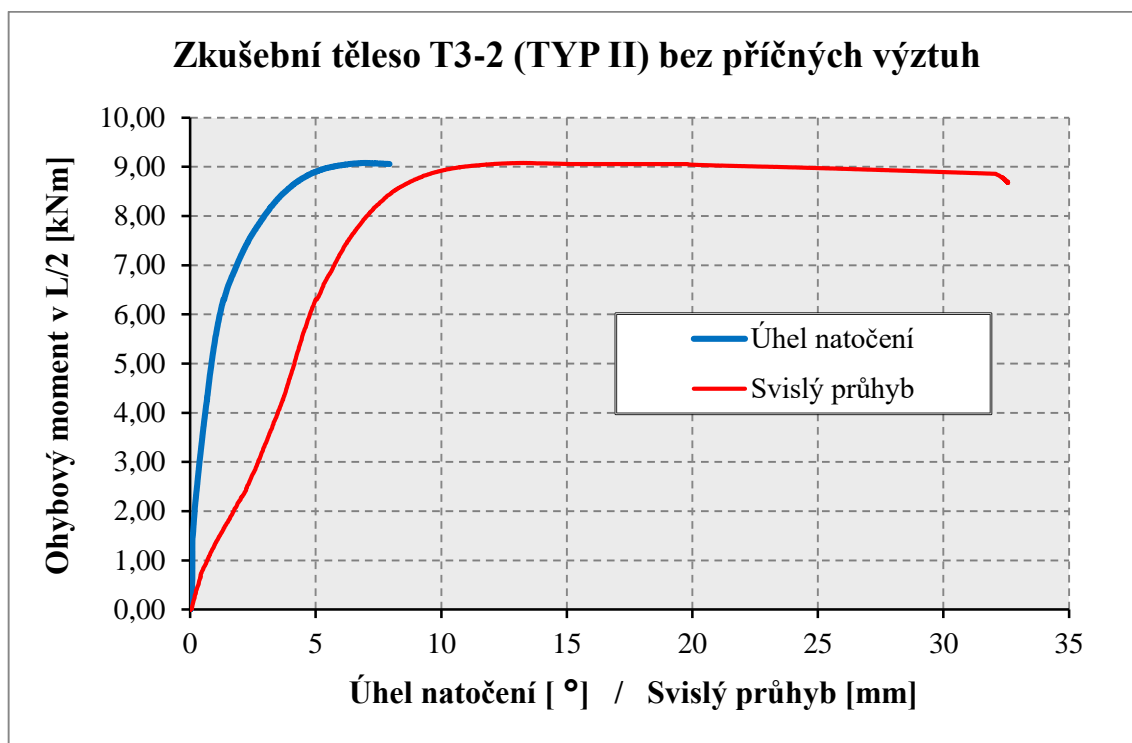
PŘÍLOHA D – ZÁZNAMY DAT Z EXPERIMENTÁLNÍHO VYŠETŘOVÁNÍ OHYBOVÉ ÚNOSNOSTI PŘI KLOPENÍ

D.1 Záznamy dat nosníků prostě uložených v kroucení



***Poznámka:** Vlivem chybného nastavení intenzity zatěžování došlo k velmi rychlému zatížení zkušebního tělesa T1-2 (TYP II). Proto lze v grafu pozorovat pouze několik zaznamenaných dat. I přesto lze vyčíslit mezní ohybovou únosnost, která je ve stejné relaci jako u ostatních zkušebních těles stejné délky prostě uložených v kroucení.*





Poznámka: U zkušebního tělesa T3-2 (TYP II) došlo krátce po dosažení mezí ohybové únosnosti k přerušení záznamu velikosti vodorovné deformace dolní tlačené pásnice. Od tohoto okamžiku je tudíž přerušen i dopočet úhlu natočení příčného řezu. Záznam svislého průhybu pokračoval kontinuálně až do konce zatěžování.

