ECCS
CECM
E K S

Návrh ocelových konstrukcí se styčníky FREE from DAMage

2022

Research Fund for Coal & Steel

Projekt FREEDAM+

Návrh ocelových konstrukcí se styčníky FREE from DAMage

Autoři

Vincenzo Piluso (Coordinator), Gianvittorio Rizzano, Massimo Latour, Antonella Bianca Francavilla, Sabatino Di Benedetto

University of Salerno, Italy

Raffaele Landolfo, Mario D'Aniello

University of Naples, Italy

Luis Simões da Silva, Aldina Santiago, Ana Francisca Santos

University of Coimbra, Portugal

Jean-Pierre Jaspart, Jean-Francois Demonceau

University of Liege, Belgium

Marta Kuříková, Zuzana Kubíková, Matyáš Kožich, František Wald

Czech Technical University in Prague

2021

FREEDAM-PLUS
Návrh ocelových konstrukcí se styčníky FREE from DAMage

1. vydání, březen 2022

Vydalo:
ECCS – European Convention for Constructional Steelwork

publications@steelconstruct.com
www.steelconstruct.com

Všechna práva vyhrazena. Žádná část této publikace nesmí být reprodukována, ukládána do vyhledávacího systému nebo přenášena v jakékoli formě nebo jakýmkoli způsobem, ať už elektronickým, mechanickým, kopírováním, opakovaným nahráváním nebo jiným způsobem, bez předchozího souhlasu vlastníka autorských práv.

Společnost ECCS nenese žádnou odpovědnost za použití materiálů a informací obsažených v této publikaci k jakýmkoli účelům.

Copyright © 2022 ECCS – European Convention for Constructional Steelwork

ISBN: 978-92-9147-194-2

Tisk Macasi Artes Gráficas, Coimbra, Portugalsko

OBSAH

KAPITOLA 1 STYČNÍKY PRO SEISMICKY ODOLNÉ KONSTRUKCE

1.1 ÚVOD ... 3
1.2 TRADIČNÍCH STYČNÍKY ... 6
1.3 STYČNÍKY S TLUMIČI ... 10
1.3.1 S hysterezními tlumiči ... 11
1.3.2 Se ztužidly zajištěnými proti vybočení ... 13
1.3.3 S třecími tlumiči ... 17
1.4 SAMOCENTROVACÍ STYČNÍKY ... 22
1.5 LITERATURA ... 23

KAPITOLA 2 TŘECÍ TLUMIČE

2.1 ÚVOD ... 27
2.2 MATERIÁLY ... 31
2.2.1 Základy teorie tření ... 31
2.2.2 Materiály pro třecí povrchy v projektu FREEDAM ... 33
2.3 CHOVÁNÍ PŘI CYKLICKÉM NAMÁHÁNÍ ... 36
2.3.1 Zkoušky ... 36
2.3.2 Zkoušky při malých rychlostech ... 36
2.3.3 Zkoušky při velkých rychlostech ... 38
2.3.4 Výsledky zkoušek ... 39
2.4 ZTRÁTA PŘEDPĚTÍ ... 52
2.4.1 Úvod ... 52
2.4.2 Krátkodobá ztráta předpětí ... 55
2.4.3 Střednědobá ztráta předpětí ... 57
2.4.4 Dlouhodobá ztráta předpětí ... 58
2.5 NÁVRH A POKROČILÉ MODELOVÁNÍ TŘECÍCH TLUMIČŮ ... 60
2.5.1 Návrhové hodnoty součinitele tření a regresní analýza ... 60
2.6 LITERATURA ... 63

KAPITOLA 3 EXPERIMENTY

3.1 ÚVOD ... 66
3.2 JEDNOSTRANNÉ STYČNÍKY ... 67
3.2.1 Vzorky a experimentální program ... 67
3.2.2 Výsledky zkoušek ... 72
3.3 OBOUSTRANNÉ STYČNÍKY ... 78
3.3.1 Vzorky a experimentální program ... 78
3.3.2 Výsledky ... 81
3.4 ZÁVĚREM ... 84
3.5 LITERATURA ... 86

KAPITOLA 4 MODELOVÁNÍ KONEČNÝMI PRVKY

4.1 ÚVOD ... 89
4.2 MODELOVÁNÍ TLUMIČŮ KONEČNÝMI PRVKY ... 90

4.2.1 Předpoklady 90
4.2.2 Validace a shrnutí výsledků 93
4.3 MODELOVÁNÍ STYČNÍKŮ METODOU KONEČNÝCH PRVKŮ 98
4.3.1 Validace a shrnutí výsledků pro vnější styčníky 100
4.3.2 Validace a shrnutí výsledků pro vnitřní styčníky 103
4.4 SHRNUTÍ NOVÝCH POZNATKŮ PRO NAVRHOVÁNÍ 104
4.4.1 Smyková síla ve styčnících s L a T průřezem 104
4.4.2 Vliv předpínací síly ve šroubech 108
4.4.3 Vliv koeficientu tření 110
4.5 LITERATURA 112

KAPITOLA 5 ZATÍŽENÍ NÁRAZEM

5.1 ÚVOD 114
5.2 TLUMIČE FREEDAM PRO ZATÍŽENÍ NÁRAZEM 114
5.2.1 Experimentální program 114
5.2.2 Popis zkoušky 116
5.2.3 Výsledky zkoušek 117
5.2.4 Modelování zkoušek 119
5.3 PŘÍPOJE FREEDAM PŘI ZATÍŽENÍ NÁRAZEM 121
5.3.1 Vzorky 121
5.3.2 Oboustranný styčník 122
5.3.3 Studie symetrických styčníků 125
5.4 SHRNUTÍ PRO NÁVRH 133
5.5 LITERATURA 134

KAPITOLA 6 EXPERIMENTÁLNÍ KONSTRUKCE

6.1 ÚVOD 136
6.2 ZKUŠEBNÍ BUDOVA 137
6.3 PSEUDODYNAMICKÁ ZKOUŠKA SE STYČNÍKY RBS 140
6.3.1 Imperial Valley (agR = 1.10g) 140
6.3.2 Spitak (agR = 0.80g) 141
6.3.3 Umělý akcelerogram (agR = 0.50g) 142
6.3.4 Santa Barbara (agR = 0.80g) 143
6.3.5 Coalinga (agR = 0.80g) 143
6.4 PSEUDO-DYNAMICKÁ ZKUŠKA SE STYČNÍKY FREEDAM 146
6.4.1 Imperial Valley (agR = 1.10g) 146
6.4.2 Spitak (agR = 0.80g) 147
6.4.3 Umělý akcelerogram (agR = 0.50g) 148
6.4.4 Santa Barbara (agR = 0.80g) 149
6.4.5 Coalinga (agR = 0.80g) 150
6.5 NUMERICKÁ ANALÝZA SEIZMICKÉ ODEZVY 151
6.5.1 Konstrukce se styčníky RBS 151
6.5.2 Konstrukce se styčníky FREEDAM 156
6.6 POROVNÁNÍ SEISMICKÉHO CHOVÁNÍ 162
6.7 LITERATURA 166

KAPITOLA 7 NÁVRH NORMY

7.1 OBSAH 167
7.2 NORMATIVNÍ ODKAZY 167
7.3 MEZNÍ STAVY A TŘÍDY DUKTILITY 167
7.4 SEISMICKÉ NAMÁHÁNÍ 168
7.5 ANALÝZA A OVĚŘENÍ 168
7.6 SOUČINITEL CHOVÁNÍ V PŘÍSTUPU ZALOŽENÉM NA NÁHRADNÉ SÍLE 168
7.7 OBECNÁ USTANOVENÍ PRO TŘECÍ TLUMIČE 169
7.8 DEFORMAČNÍ POŽADAVKY 170
7.8.1 Obecně 170
7.8.2 Deformace při prokluzu spoje 170
7.8.3 Ohybová únosnost v prokluzu 171
7.8.4 Mezní natočení spojů 171
7.9 ÚČINKY DRUHÉHO ŘÁDU 171
7.10 OMEZENÍ MEZIPATROVÉHO POSUNU 172
7.11 OVĚŘENÍ SPOLEHLIVOSTI 173
7.12 MATERIÁLY 173
7.13 KONSTRUKČNÍ KRITÉRIA 173
7.14 NOSNÍKY 174
7.15 SLOUPY 175
7.16 STYČNÍKY NOSNÍKU SE SLOUPEM 176
7.17 KOTVENÍ SLOUPU 178
7.18 POŽADAVKY NA TŘECÍ TLUMIČE 178
7.18.1 Příprava kontaktních ploch třecích vložek 178
7.18.2 Utahování předpínacích šroubů třecího tlumiče 179
7.19 LITERATURA 193

KAPITOLA 8 NÁVRH DISIPATIVNÍCH STYČNÍKŮ

8.1 ÚVOD 195
8.2 KRITÉRIA NÁVRHU 196
8.2.1 Návrhová kritéria pro konfiguraci VFC 197
8.2.2 Návrhová kritéria pro konfiguraci HFC 205
8.3 ŘEŠENÝ PŘÍKLAD 207
8.4 NÁSTROJ PRO NÁVRH PŘEDEM OVĚŘENÝCH PŘÍPOJŮ 211
8.5 LITERATURA 214

KAPITOLA 9 NÁVRH KONSTRUKCE SE STYČNÍKY FREEDAM

9.1 ÚVOD 216
9.2 PŘÍKLADOVÁ STUDIE 216
9.2.1 Geometrie 216
9.3 STÁLÉ A UŽITNÉ ZATÍŽENÍ 217
9.3.1 Stálá zatížení 217
9.3.2 Užitné zatížení(qk) 218
9.3.3 Návrh spřažené ocelobetonové desky 218
9.3.4 Návrh spřažené ocelobetonové desky 219

9.3.5 Výpočet soustředěného a rovnoměrného svislého zatížení na příčnou vazbu 219
9.3.6 Kontrola globální nestability....220
9.3.7 Výpočet zatížení ekvivalentních imperfekcím 221
9.4 NÁVRHOVÁ SPEKTERA PODLE PREN 1998-1-1....222
9.4.1 Globální nestabilita....222
9.4.2 Spektrum pro MS plné funkce (OP)....223
9.5 MODEL KONSTRUKCE 224
9.6 NÁVRH PRO SVISLÉ ZATÍŽENÍ 227
9.7 DISIPATIVNÍ OBLASTI S TLUMIČI FREEDAM....227
9.8 8.7 NÁVRHOVÝ POSTUP PODLE PREN1998....228
9.8.1 Návrh a ověření nosníků....228
9.8.2 Návrh a ověření sloupů 229
9.8.3 Ověření účinků druhého řádu....230
9.8.4 Kontrola posunu pater....230
9.9 NÁVRH PODLE TEORIE PLASTICITY 231
9.9.1 Plastický mechanismus (tpmc) 231
9.9.2 Síly na jednotlivá podlaží 231
9.9.3 Vývoj postupu návrhu....232
9.9.4 Omezení patrového posunu 237
9.9.5 Validace analýzy náhradní silou 237
9.10 LITERATURA....239

KAPITOLA 10 ROBUSTNOST KONSTRUKCE

10.1 ÚVOD....240
10.1.1 Obecné informace....240
10.1.2 Podpora normami....243
10.2 ANALÝZA ROBUSTNOSTI 244
10.2.1 Ohybově tuhá prutová soustava (MRFs) 244
10.2.2 Prutové soustavy s excentrickými ztužidly (D-CBFs)....254
10.3 ZÁVĚR 259
10.4 LITERATURA....260

SEZNAM ZKRATEK

APS:	Atmosferic plasma spray	Atmosférický sprej plasmou
DCH	Ductility Class High	Vysoká třída duktility
DST	Double Split Tee Joint	Dvojitý T styčníkt
DTI	Direct Tension Indicators	Lineární měřiče posuvu
FREEDAM	FREE from DAMage	Projekt FREE from DAMage
HV:	Vickers Hardness	Vickersova tvrdost
HV-type	Preloadable bolt assemblies of HV type	Sestava předpínacích šroubů HV
HVOF:	High Velocity Oxy-Fuel Spray	Vysokorychlostní kyslíkový sprej
LVDT:	Linear Variable Displacement Transducer	Lineární snímač s proměnným posunem
SLS	Serviceability Limit State	Mezní stav použitelnosti
STRENGTH	STRENGTH STRuctural ENGineering Testing Hall	Zkušebna STRENGTH
TS:	Thermal Spray	Tepelný sprej
ULS	Ultimate Limit State	Mezní stav únosnosti, MSÚ
SLS	Serviceability Limit State	Mezní stav použitelnosti, MSP
VPS:	Vacuum Plasma Spray	Vakuový plazmový sprej

SYMBOLY

s_0	Shear resistance of the weakest material	Smyková únosnost nejslabšího materiálu
A_{bolt}	Bolts' area	Plocha šroubu
d_b	Bolt diameter	Průměr šroubu
d_{i}	Displacement during the test	Posunutí během zkoušky
d_{total}	Cumulative displacement	Kumulativní posunutí
f_y	Yield stress	Mez kluzu
f_u	Ultimate stress	Mez pevnosti
f_{ub}	Ultimate bolt stress	Mez pevnosti šroubů
$F_{\text{slip,i}}$	Slip force during the test	Síla na mezi prokluzu během zkoušky
$\text{F}_{preload}$	Preloading force	Předpínací síla
k	Tightening factor	Součinitel utažení
n_{bolts}	Bolts' number	Počet šroubů
n_{surfaces}	Number of friction surfaces	Počet třecích ploch
N_0	Initial bolts' preloading	Počáteční předepnutí šroubů
N_{cell}	Preload read from the donut load cells	Předběžné hodnoty ze snímačů
$\mu_{\text{effective}}$	Effective friction coefficient	Efektivní součinitel tření
μ_{actual}	Actual friction coefficient	Skutečný součinitel tření
σ_0	Superficial hardness of the softest material	Povrchová tvrdost nejměkčího materiálu

KAPITOLA 1 STYČNÍKY PRO SEISMICKY ODOLNÉ KONSTRUKCE

1.1 ÚVOD

Experimenty se styčníky nosníku na sloup seizmicky odolných ocelových konstrukcí se zaměřují na chytrá řešení styčníků. Badatelé se snaží omezit poškození konstrukce, které by mohlo vzniknout při seismických událostech. Proto se zaměřují na seismicky odolné tlumiče. Tlumiče zajišťují disipaci energie při zemětřesení, a nahrazují disipativní zóny tradičně používaných ohybově tuhých prutových soustav, tj. koncové oblasti nosníku, kde se očekává rozvoj plastických kloubů. Navrhují se hysterezní, olověné protlačovací, viskózní tlumiče a třecí tlumiče, ztužidla zajištěná proti vybočení a tlumiče z kovů s tvarovou pamětí. Tlumiče zajistí široké stabilní hysterezní chování a lze je snadno vyměnit, pokud jsou během zemětřesení poškozeny. Proto se styčníky nosníku na sloup se seizmickými tlumiči označují jako chytré.

Trvalé deformace ovlivňují opravu konstrukcí po silných zemětřeseních. Samo-centrování styčníků zajistí svislost konstrukce po významných seismických událostech.

Tato kapitola poskytuje stručný přehled o chytrých styčnících a výzkumu v oblasti seizmicky odolných ocelových konstrukcí, který je více zaměřen na konstrukční detaily, s řadou inovativních řešení, které betonové konstrukce nejsou schopny poskytnout.

Návrhové metody seizmicky odolných konstrukcí mohou se formulují pomocí energetických vztahů. Při zemětřesení [1-4] musí být vstupní energie zemětřesení v případě častých a příležitostných seismických událostí, jejichž doba návratu je srovnatelná s životním cyklem konstrukcí, zcela disipována pomocí viskózního tlumení. Pro tato zemětřesení musí být konstrukce navržena tak, aby zůstala v elastickém rozsahu a hysterezní energie je tak rovna nule. Naopak v případě velké seismicity, jejíž doba návratu v jižní Itálii je přibližně 500 let a více, je většina vstupní energie zemětřesení disipována hysterezí, což však vede k závažným plastickým přetvořením a souvisejícímu poškození konstrukce. Poškození konstrukce přípustné, nesmí ale dojít ke kolapsu konstrukce a musí být zajištěna ochrana lidských životů. Konstrukce proto musí vykazovat dostatečnou tažnost a disipaci energie.

U ohybově tuhých prutových soustav (MRF) se prokazuje, že nosný systém má dostatečnou vodorovnou únosnost, tuhost a zůstává při častých a příležitostných seismických událostech v pružném rozsahu. Dostatečná příčná tuhost sníží poškození nenosných částí, což se požaduje v mezním stavu použitelnosti. Naopak v případě ničivých zemětřesení musí být ohybově tuhé prutové soustavy (MRF) navrženy, aby se disipovaly vstupní energii zemětřesení na koncích nosníků. Styčníky nosníku na sloup se navrhují se zvýšenou únosností [5-7] vzhledem k únosnosti připojeným nosníkům se zohledněním materiálové variability [6] a zpevnění oceli. Ve styčníku se zajišťuje mezní ohybová únosnost plastického mechanismu [7]. Pro rozvoj plasticity v co největším počtu disipativních oblastí pomocí kontroly módu porušení využívají normy, jako EN1998:2006, hierarchii, aby plastifikace byla soustředěna na koncích nosníků a ne na koncích sloupů. V praxi je návrh založen na posloupnosti slabý nosník, silný styčník a silný sloup [1–4]. Poskytuje některé výhody, jako je vývoj stabilní hysterezní křivky disipativních zón

a prevenci mechanismu málo tuhých podlaží, kterému se bránění pro neschopnost disipovat energii. Tradiční návrhový přístup přináší ale řadu nevýhod [8–10]. S ohledem na závažné zemětřesení je hlavní nevýhodou tradičního návrhového přístupu přístup sám. Poškození konstrukce je nezbytné k disipaci energie zemětřesení. Poškození konstrukce je zdrojem přímých a nepřímých finančních ztrát. Svědčí o tom výše finančních ztrát, ke kterým došlo během nedávných zemětřesení.

Další nevýhodou styčníků nosníku na sloup s plnou únosností se zvýšenou pevností pro případ ocelových ohybově tuhých prutových soustav MRF je jejich vysoká cena. Pro zajištění požadovaných vlastností styčníku je zapotřebí jeho značné předimenzování, které vede k použití příložek na stojině a pásnici, výztuh a náběhů.

Aby se omezila hlavní nevýhoda klasické návrhové metody, tj. poškození konstrukce, bylo v posledních desetiletích navrženo několik metod. Pro ocelové konstrukce se hodí metody disipace doplňkové energie nebo pasivní regulace [11–15]. Vstupní energie se disipuje viskózním nebo hysterezním tlumením pomocí pohlcovačů energie umístěných mezi dvěma body konstrukce, ve kterých se očekávají vysoké relativní posuny nebo zrychlení [12]. V projektech na snížení příčných posunů v mezním stavu použitelnosti a poškození konstrukce při splnění požadavků mezního stavu únosnosti bylo navrženo použití třecích tlumičů.

Třecí tlumiče mají vysoký potenciál při nízkých nákladech. Snadno se instalují a udržují. Nedávno bylo zkoušeno několik zařízení pro tlumení tření [16-18] a byla použita v budovách po celém světě. Nejpoužívanější systém spočívá ve ztužení v kombinaci s třecími tlumiči [16, 19, 20] při optimalizaci síly v prokluzu ztužujícího systému.

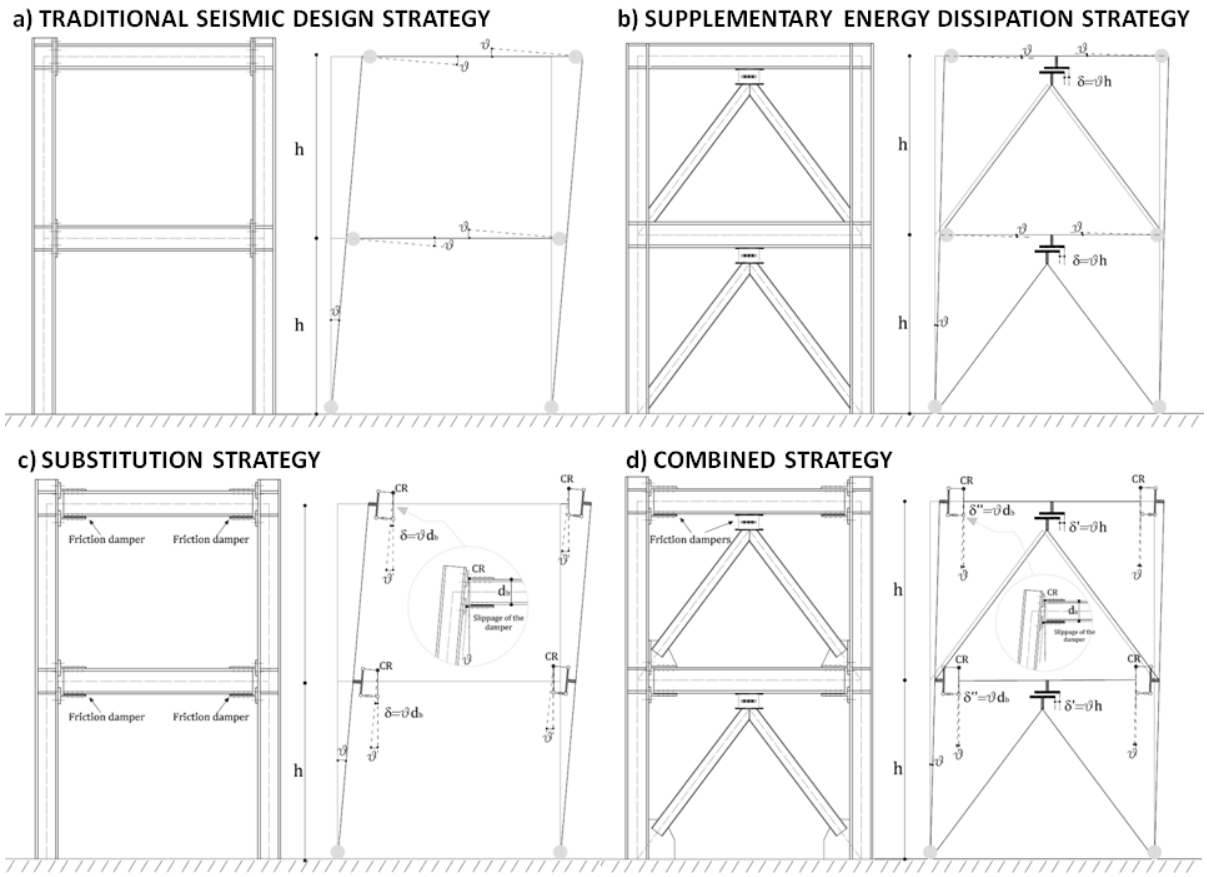
Alternativní přístup k posloupnosti slabý nosník - silný styčník - silný sloup je silný sloup - slabý styčník - silný nosník. EN19998:2006 umožňuje styčníků s částečnou únosností za předpokladu, že jsou schopny zajistit dostatečnou rotační kapacitu, 0,035 rad pro oblast s vysokou seismicitou, se ověřuje experimentálně. Návrh pro styčníky s částečnou únosností umožňuje přenos ohybového momentu na sloup a brání předimenzování zvláště pro velké průřezy nosníků na velká rozpětí a gravitační zatížení. Detaily styčníku nosníku na sloup lze zjednodušit a snížit náklady.

Zájem o poznání disipativních ohybově tuhých prutových soustav se styčníky s částečnou únosností [5, 21-27] se odráží také v připravované nové prEN1998-1. Použití je ale v praxi omezeno, protože disipativní kapacita styčníků se musí prokázat experimentálně.

Při návrhu chytrých styčníků, které jsou schopny soustředit disipaci vstupní energie zemětřesení ve tlumicích zařízeních, která jsou ve styčníku. Styčník odolá nejen častým a příležitostným zemětřesením, ale i ničivým zemětřesením, jako jsou ta, která odpovídají vzácným a velmi vzácným událostem.

Základní myšlenka těchto výzkumných prací je inspirována metodou disipace náhradní energie. Dřívější metody byly založeny na schopnosti primární konstrukce disipovat energii pocházející z tlumicích zařízení. Nová metoda, kterou lze nazvat substituční, je založena na použití tlumičů, které nahradí disipativní zóny v ohybově tuhých prutových soustavách na konci nosníků.

Inovace se týká styčníků nosníku na sloup, které jsou vybaveny tlumiči. Tyto tlumiče se umístí na úrovni spodní pásnice nebo na úrovních obou pásnic.



Obrázek 1.1: Možné modely chování prutové soustavy

Na obrázku 1.1 jsou zobrazena schémata, ve kterých je použito třecích tlumičů [10]. Na obrázku 1.1a je zdůrazněno, že disipativní zóny tradičních ohybově tuhých prutových soustav jsou umístěny na koncích nosníků, kde vznikají i plastické klouby. Seismický návrh obvykle zahrnuje maximální mezipodlažní posun, ϑ na obrázku, který určuje plastické natočení očekávané v disipativních zónách. Metoda disipace náhradní energie, obrázek 1.1b, je zaměřena na snížení účinků zemětřesení zavedením seismických tlumičů, které mají být kvůli zvýšení účinnosti umístěny mezi body s vysokým relativním posunutí. Metoda disipace náhradní energie umožňuje díky těmto zařízením snížení posunu ϑ a v důsledku toho menší poškození konstrukce, ke kterému dochází na koncích nosníku. Substituční metoda, obrázek 1.1c, umožňuje zabránit poškození konstrukce, protože všechny disipativní zóny jsou nahrazeny styčníky s třecími tlumiči. Očekávaný mezipodlažní posun se nesnižuje, obrázek 1.1a, ale vede k omezenému poškození konstrukce komponent styčníku. Natočení styčníku je zajištěno návrhem zdvihu třecích tlumičů, obrázek 1.1c. Maximální povolené natočení je dáno poměrem mezi zdvihem tlumiče a ramenem vnitřních sil, tj. vzdáleností od středu tlaku.

Relativní posunutí mezi konci třecího tlumiče, $\delta = \vartheta d_\mathrm{b}$, kde d_b je výška nosníku, je podstatně menší než při metodě disipace náhradní energie, obrázek 1.1b, $\delta = \vartheta\, h$, přičemž h je výška patra. Příklady a) a c) mají podobné požadavky na posun. Kombinací substituční metody s metodou disipace náhradní energie je dosaženo zlepšení chování konstrukce při zemětřesení. Kombinovaná metoda, obrázek 1.1d, vede jak ke snížení požadavků na posun očekávaný

v případě ničivých zemětřesení a k prevenci významného poškození styčníků. Snížení posunu podlažní je důležitým přínosem pro snížení poškození stavebních nekonstrukčních prvků.

Styčníky nosníku na sloup s tlumiči jsou účinným nástrojem ke snížení poškození konstrukčních částí disipací energie v specificky navržených komponentách, které lze po jednom nebo více zemětřeseních vyměnit. Nevýhodou tradičních návrhových postupů. Jak u tradičních styčníků, tak u styčníků se seizmickými tlumiči, je, že konstrukce po ničivých zemětřeseních vystavena trvalým deformacím, které vedou ke ztrátě svislosti konstrukce. Proto se zkoumají samocentrovacích zařízení ve styčnících, která jsou často tvořena předpínacími systémy.

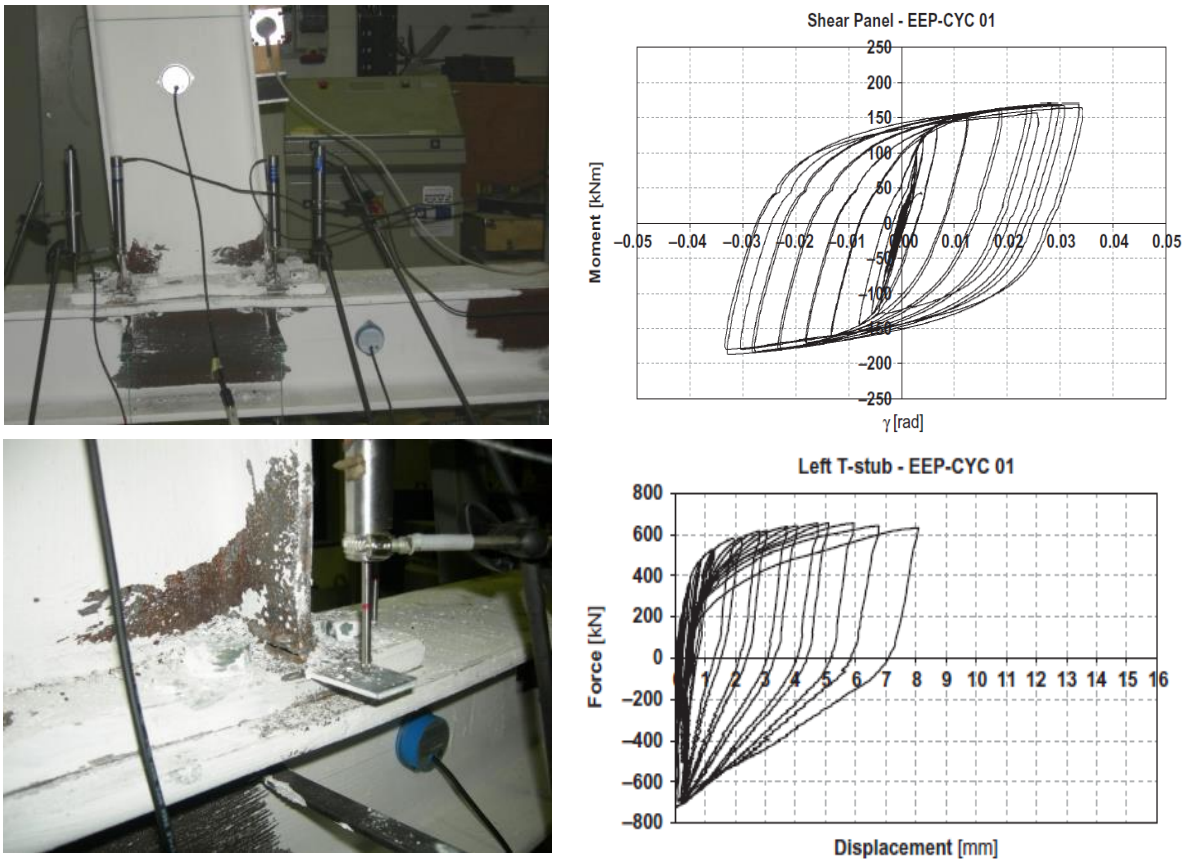
Následující kapitoly poskytují stručný přehled o styčnících se seizmickými tlumiči různých typologií. Jsou představeny hlavní výsledky z dostupné odborné literatury a výzkumných projektů a je navržena klasifikace. Je připraveno shrnutí styčníků se samocentrovacími systémy.

Budoucnost ocelových konstrukcí je díky rozmanitosti konstrukčních řešení a velkým výhodám velká. Technologie ocelových konstrukcí poskytuje ve srovnání s železobetonovými konstrukcemi v případech, kdy je řešena bezpečnost při zemětřesení, velká. Je odpovědností ocelářského průmyslu, aby účinně podporoval používání oceli v zemích náchylných k zemětřesení. Inženýři a investoři by si měli uvědomit potenciál oceli při snižování přímých a nepřímých ztrát, k nimž dochází po ničivých seismických událostech.

1.2 TRADIČNÍCH STYČNÍKY

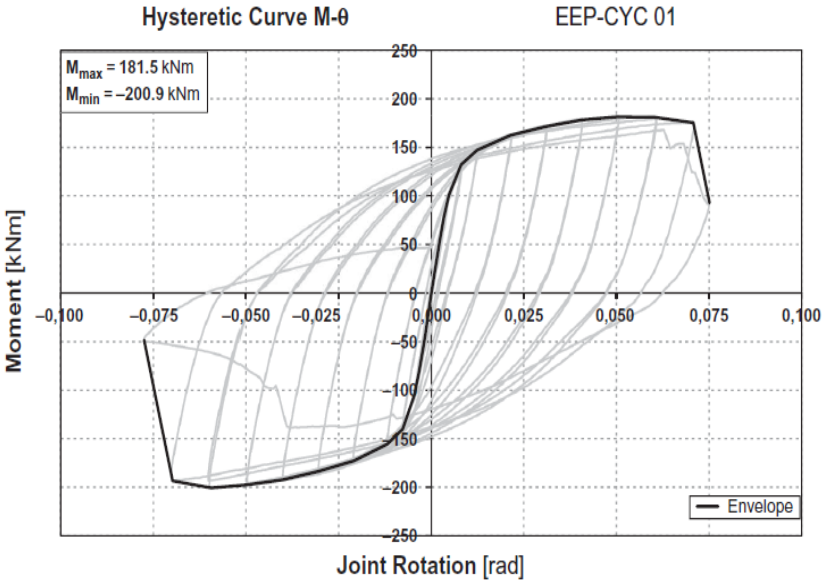
Přehled o chování tradičních styčníků nosníku na sloup je uveden v analýze výsledků v [25]. Jsou popsány výsledky experimentálního programu, který se zabýval šroubovanými styčníky nosníku na sloup při cyklickém zatížení. Jsou navrženy a vyzkoušeny různé styčníky se stejným nosníkem a stejným sloupem. Cílem bylo navrhnout styčníky se stejnou ohybovou únosností, ale různou kritickou komponentou. Bylo popsáno, jak lze ovlivnit chování styčníku zesilováním různých komponent, aby jejich napětí nedosáhlo meze kluzu. Přístup byl přijat jako návrhový pro kritéria hierarchie komponent. Byla nastíněna možnost rozšíření metody komponent o předpověď cyklického chování styčníků nosníku na sloup. Výsledky svědčí o tom, že metoda komponent může být využita pro návrh styčníků při zemětřesení.

Na obrázku 1.2 [25] je znázorněno chování přípoje s čelní deskou, kde jako nejslabší komponenta je navržen panel sloupu ve smyku. Zejména je zdůrazněna cyklická odezva hlavních komponent styčníku. Použití metody komponent umožnilo kontrolovat komponentu, která je hlavním zdrojem disipace energie. Z cyklické odezvy je zřejmé, že touto komponentou je panel sloupu ve smyku. Avšak kvůli významnému zpevnění materiálu v oblasti panelu a navýšené pevnosti došlo také k překročení meze kluzu čelní plechy a porušení svaru spojujícího čelní desku s pásnicí nosníku.



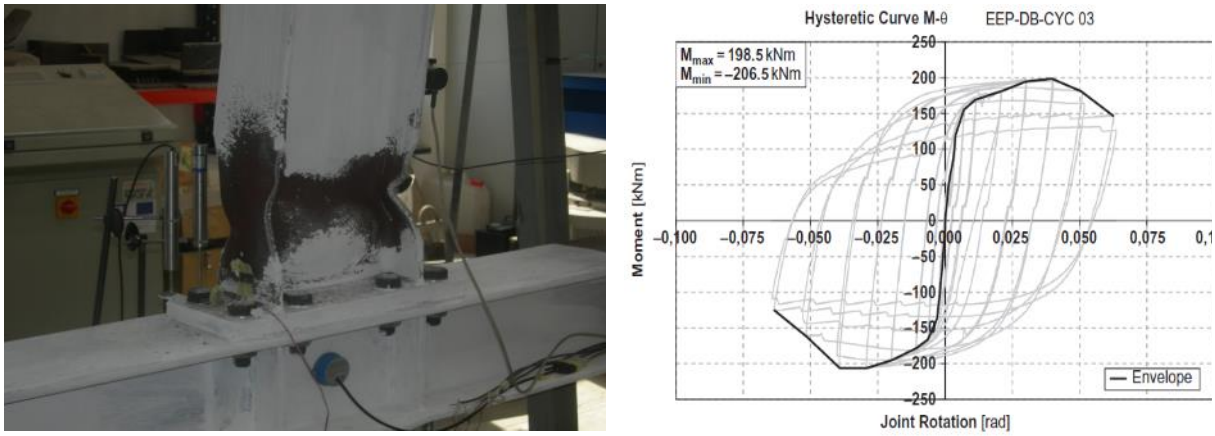
Obrázek 1.2: Chování komponent styčníku,
ve kterém je nejslabší komponenta panel sloupu ve smyku [25]

Cyklická odezva styčníku je znázorněna na obrázku 1.3 [25]. Když je mez kluzu dosažena zejména v oblasti panelu sloupu ve smyku, jsou získané hysterezní křivky široké a stabilní. Zejména natočení styčníku je výrazně nad hodnotami, které jsou obvykle nutné, aby konstrukce odolala ničivým zemětřesením. Přestože jsou plastické oblasti koncentrovány zejména v panelu sloupu ve smyku a styčník je schopen zajistit adekvátní plastické natočení a disipaci energie, poškození konstrukce je obtížné opravit. Nelineární analýza konstrukce zaměřená na posouzení seismického chování by měla být provedena se správně vymodelovaným panelem sloupu. Kromě toho mohou mít významný vliv účinky druhého řádu v plastické oblasti. Z tohoto důvodu se autor domnívá, že i přes velkou disipaci energie je třeba se vyhnout používání styčníků nosníku na sloup s plastizujícím panelem sloupu.



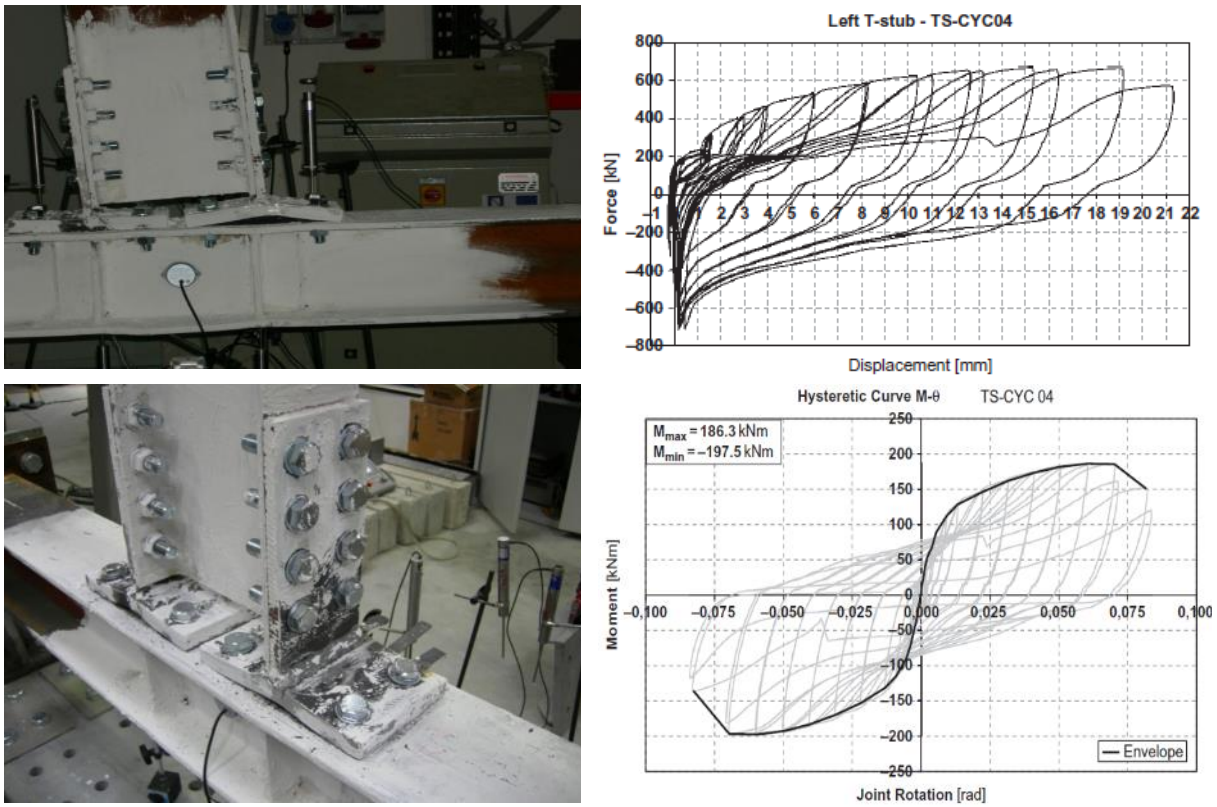
Obrázek 1.3: Cyklická odezva styčníku,
ve kterém je nejslabší komponenta panel sloupu ve smyku [25]

Chování styčníků nosníku na sloup s plnou únosností je závislé na plastifikací konce nosníku. Odpovídající cyklické chování je tak ovlivněno lokálním boulením plechů, které tvoří průřez nosníku. Závislost poměru šířky k tloušťce pásnice a stojiny má vliv na lokální boulení a degradaci pevnosti, ke které dochází při cyklickém zatěžování. To je obvyklé také pro styčníky RBS (s redukovaným průřezem nosníku). Obrázek 1.4 [25] ukazuje cyklickou odezvu přípoje s rozšířenou čelní deskou ve styčníku s redukovaným průřezem nosníku. Styčník má stejné průřezy sloupu a nosníku jako styčník na obrázku 1.2. Redukovaný průřez byl kalibrován pro získání téměř stejné únosnosti v ohybu.



Obrázek 1.4: Cyklická odezva styčníku s redukovaným průřezem nosníku RBS [25]

Výsledné uspořádání plastického kloubu je dáno lokálním boulení pásnic a stojiny při cyklickém zatížení. Také v tomto případě je maximální natočení styčníku výrazně nad hodnotami, které jsou požadovány při ničivých zemětřeseních. Je však evidentní, jaká je hlavní nevýhoda tradiční návrhové metodiky. Disipace energie probíhá v rámci poškození konstrukce na koncích nosníků. Plastická deformace vede k trvalému posunu budovy, jehož velikost určuje možnost efektivně opravit budovu po ničivých zemětřeseních.



Obrázek 1.5: Cyklická odezva styčníku s dvěma T-profily, ve kterém je nejslabší komponenta šroubovaný T-profil [25]

Obrázek 1.5 ukazuje cyklickou odezvu styčníku s dvěma T-profily DST [25]. Průřezy nosníku a sloupu jsou stejné jako u styčníků na obrázcích 1.2 a 1.4. Šroubované T-profily byly navrženy jako nejslabší komponenty v přípoji. Styčník nosníku na sloup má téměř stejnou ohybovou únosnost jako výše uvedené styčníky. Proto je zdůrazněn vliv volby nejslabší komponenty v přípoji. Křivka závislosti síly na posunutí nejslabší komponenty přípoje, tj. šroubovaného T-profilu, je zobrazena na obrázku 1.5, pro levý T-profil. Porušení styčníku bylo dáno šroubovaným T-profilem, ve kterém jsou zřetelné plastické linie v pásnicích T-profilu. Došlo k trhlině na plastické linii v blízkosti stojiny T-profilu, zpočátku v jeho střední části, a postupně se vyvinula až k úplnému zlomení pásnice T-profilu. Správně navržené [25] šroubované T-profily jsou schopny zajistit dostatečné natočení styčníku s hodnotami, které jsou potřebné k tomu, aby styčníky vydržely ničivé zemětřesení. Hysterezní křivky však nejsou stabilní, protože se vyznačují tím, že se postupně zužují (pinching phenomenon). Hlavní výhodou typologie styčníku je, že šroubové T-profily lze snadno vyměnit, takže je lze považovat za hysterezní tlumiče. Na druhou stranu může být natočení styčníku významné, takže je třeba jej zohlednit v konstrukčním návrhu. V důsledku toho je třeba řádně kontrolovat příčnou deformaci konstrukce.

Na základě výše uvedeného přehledu o cyklické odezvě tradičních styčníků nosníku na sloup jsou provedeny následující úvahy, které shrnují výhody a nevýhody tradičních styčníků.

Tradiční styčníky nosníku na sloup s plnou únosností mají následující výhody:

- disipativní zóny jsou tvořeny na konci nosníku, které poskytují dostatečné hodnoty plastického natočení, výrazně nad referenční hodnotou rovnou 0,035 rad, která je obvykle

požadovaná pro konstrukce s vysokou tažností. To je zajištěno omezením poměrů šířky k tloušťce jednotlivých plechů tvořících průřez prvku;
- hysterezní křivky jsou široké, zatímco jejich stabilita souvisí s degradací pevnosti, která je ovlivněna poměrem šířky k tloušťce jednotlivých plechů, které tvoří průřez prvku.

Hlavní nevýhody jsou následující:
- disipativní zóny jsou tvořeny z prvků primárního konstrukčního systému, který je následkem toho vážně poškozen při významných zemětřeseních, a je třeba jej opravit;
- oprava zplastizovaných konců nosníků je obtížná ve srovnání s jinými prvky styčníku, jako jsou šroubované T-profily;
- po ničivých zemětřeseních ztrácí stavební konstrukce svislost a její oprava je stěžejním problémem
- k přímým a nepřímým ztrátám dochází při silných zemětřeseních.

Naopak v porovnání s tradičními styčníky s částečnou únosností je třeba zdůraznit následující výhody:
- pokud je vyloučena plastizace oblasti panelu sloupu ve smyku, disipativní komponenty jsou obvykle tvořeny spojovacími prvky, které lze v mnoha případech snadno nahradit, jako jsou šroubované T-profily a úhelníky;
- nosníky, tj. prvky tvořící primární konstrukční systém, zůstávají v pružné oblasti;

Na druhou stranu existují následující nevýhody:
- konstrukční návrh je při použití styčníků s částečnou únosností velmi komplikovaný, protože projektant musí zohlednit a posoudit nejen ohybovou únosnost styčníku, ale i rotační tuhost a plastické natočení styčníku;
- spojovací prvky, které dosáhly meze kluzu, musí být opraveny nebo nahrazeny;
- po ničivých zemětřeseních ztrácí stavební konstrukce svislost a její oprava je stěžejním problémem
- k přímým a nepřímým ztrátám dochází při silných zemětřeseních.

1.3 STYČNÍKY S TLUMIČI

Nevýhody tradičních styčníků řeší chytré styčníky, a to pro styčníky s plnou nebo částečnou únosností, v případě konstrukcí vystavených ničivým zemětřesením. Chytré styčníky jsou konstruovány za účelem dosažení jednoho nebo více z následujících cílů:
- primární konstrukční systém zůstává v pružné oblasti (jako v případě styčníků s částečnou únosností, kde nosníky zůstávají nepoškozené);
- disipovat vstupní energii zemětřesení ve speciálně navržených komponentách, které jsou snadno nahraditelné po ničivých zemětřeseních;
- snížit trvalé celkové deformace, tj. ztrátu svislosti, vznikající po ničivých zemětřeseních.

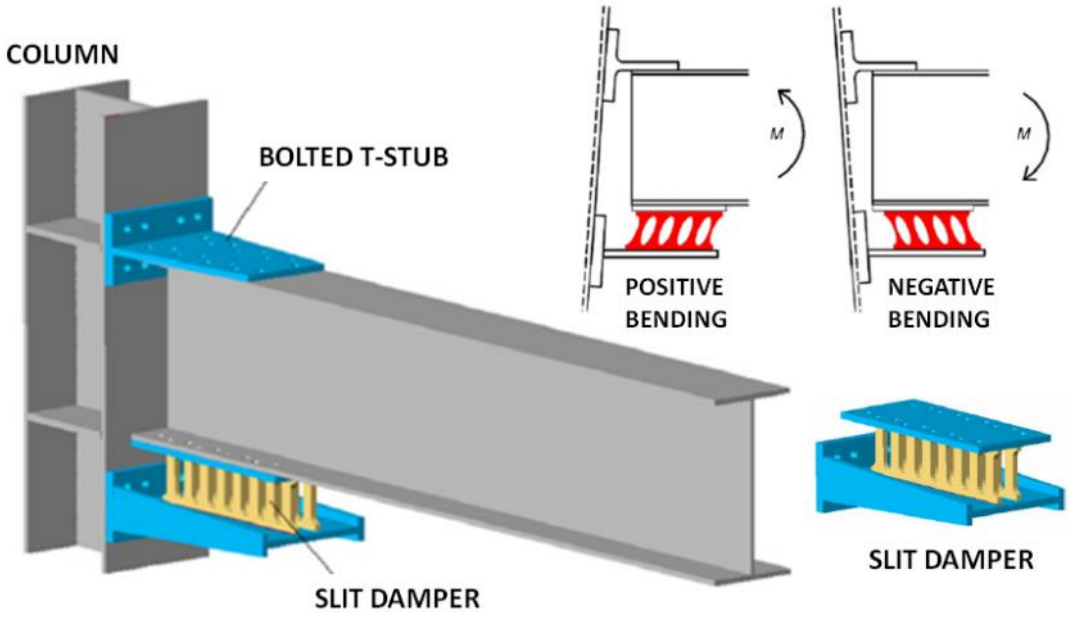
Pro dosažení jednoho nebo více z výše uvedených cílů jsou chytré styčníky navrženy podle následujících pravidel:

- ve styčníku jsou použity seismické tlumiče, které mají různou typologii (hysterezní tlumiče, ztužidla zajištěná proti vybočení, olověné protlačovací tlumiče, tlumiče z kovů s tvarovou pamětí, viskózní tlumiče, třecí tlumiče);
- použití systému pro samocentrování;
- použití seismických tlumičů ve styčníku a systému pro samocentrování.

V následující části jsou stručně představeny některé návrhy systémů chytrých styčníků různých typologií.

1.3.1 *S hysterezními tlumiči*

Inovativní styčníky s tlumiči s výřezy vyvinuli Oh et al. [28]. Tlumiče poskytují nejen dobré seismické chování, ale jsou také rychle opravitelné po silném zemětřesení. Tlumiče jsou umístěny na spodní pásnici styčníků nosníku na sloup, obrázek 1.6, kde jsou soustředěny plastické deformace. Střed otáčení je na úrovni horní pásnice nosníku, který je připojen pomocí šroubovaného T-profilu. Umístění středu otáčení má za cíl zabránit poškození betonové plechy, která je umístěna na horní pásnici nosníku. Ohybová únosnost styčníku je dána hodnotami meze kluzu a meze pevnosti tlumiče s výřezy a ramene vnitřních sil.



Obrázek 1.6: Styčník nosníku na sloup s tlumičem s výřezy [28]

Podle poznámek uvedených na obrázku 1.7 je mezní únosnost pro lineární chování tlumiče s výřezy dána vztahem:

$$P_y = \min\left\{ n\frac{f_y t B^2}{2H'}; n\frac{2f_y t B}{3\sqrt{3}} \right\} \tag{1.1}$$

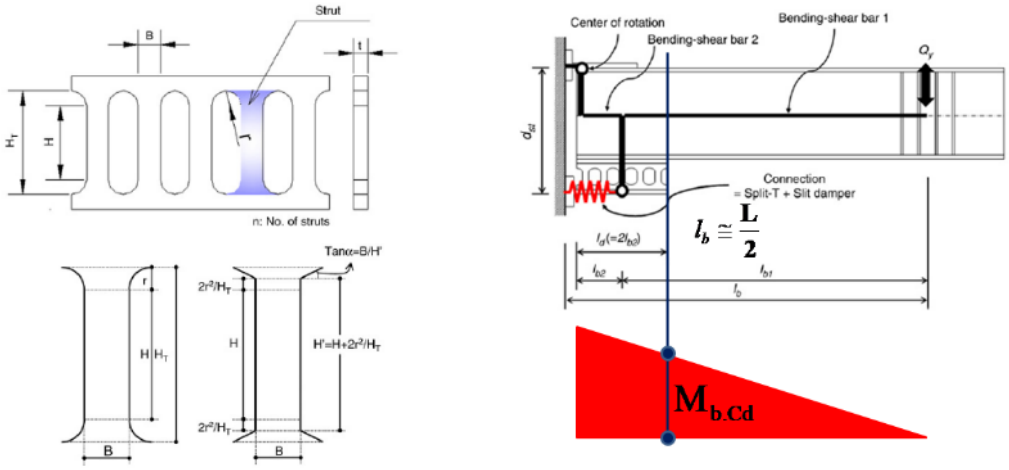
kde n je počet podpěr v tlumiči s výřezy, t je tloušťka, B je šířka podpěry, H' je ekvivalentní výška a f_y je mez kluzu; mezní únosnost je dána vztahem:

$$P_u = \min\left\{ n\frac{f_u t B^2}{2H'}; n\frac{2f_u t B}{3\sqrt{3}} \right\} \qquad \text{kde} \qquad H' = H + 2\frac{r^2}{H_T} \tag{1.2}$$

kde H_T je celková výška podpěry tlumiče s výřezy a f_u je mez pevnosti.
Posunutí při dosažení meze kluzu tlumiče s výřezy je dáno vztahem:

$$\delta_y = \frac{1.5 P_y H_T}{n\, E\, t B}\left[\left(\frac{H'}{B}\right)^2 + 2.6\right] \tag{1.3}$$

kde E je Youngův modul pružnosti.



Obrázek 1.7: Princip návrhu styčníků s tlumiči s výřezy

Jelikož cílem chytrých styčníků je předejít vzniku plastických deformací v připojených nosnících, lze návrhovou metodiku snadno odvodit aplikací metody návrhu na kapacitu s odkazem na komponenty styčníku. Podle této metody musí být nedisipativní prvky navrženy s ohledem na maximální vnitřní síly, které jsou disipativní složky schopné přenášet při uvážení limitních plastických deformací a výrazného zpevnění. V tomto případě je disipativní komponenta tvořena tlumičem s výřezy, jehož únosnost je dána rovnicí (1.2). Proto je ohybový moment odpovídající únosnosti tlumiče s výřezy dán vztahem, obrázek 1.7,:

$$M_{b.Cd} = \frac{P_u d_{st}}{(l_{b1} + l_{b2})}(l_{b1} - l_{b2}) \tag{1.4}$$

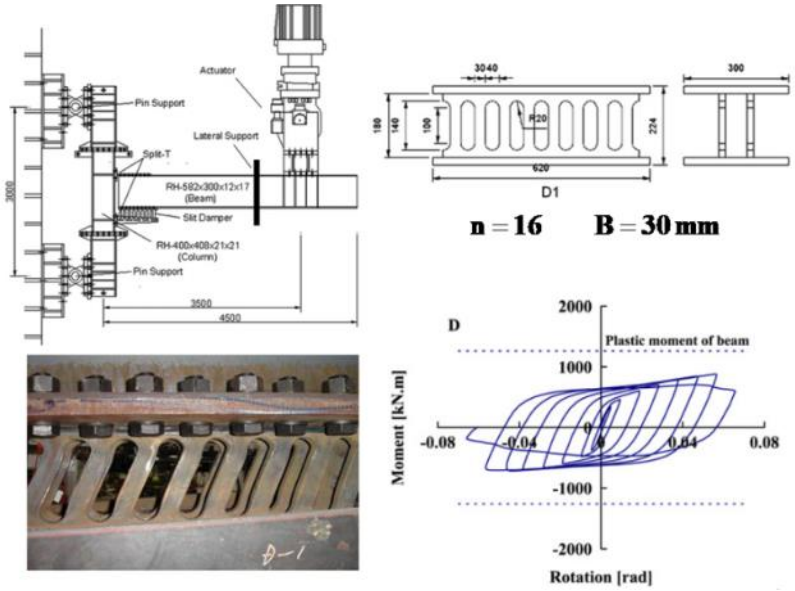
Proto má nosník, tj. primární nedisipativní zóna, jehož plastifikaci je třeba zabránit, splňovat následující konstrukční požadavek:

$$M_{b.Cd} \le M_{b.Rd} \tag{1.5}$$

kde $M_{b.Rd}$ je návrhová únosnost nosníku.
Návrh průřezu nosníku podle rovnic (1.2), (1.4) a (1.5) zajišťuje, že je zabráněno vzniku plastických deformací v nosníku. Aby bylo zajištěno, že je energie disipována pouze v tlumiči, mají být všechny ostatní komponenty styčníku navrženy podle metody návrhu na kapacitu. To znamená, že šroubovaný T-profil umístěný na horní pásnici má být navržen tak, aby přenášel sílu P_u. Podobně má být posouzena stojina sloupu v tlaku, stojina sloupu v tahu a panel sloupu ve smyku s ohledem na maximální sílu P_u, kterou je tlumič schopen přenášet.

Styčníky s tlumiči speciálně navrženými k zajištění dostatečné rotační kapacity a disipace energie jsou schopny zajistit stabilní hysterezní křivky (obrázek 1.8) s kapacitou pootočení

plastického kloubu nad normově požadovanou mezní hodnotu a zamezit plastickým deformacím v připojeném nosníku. Po silných zemětřeseních je nutná pouze výměna tlumiče s výřezy.

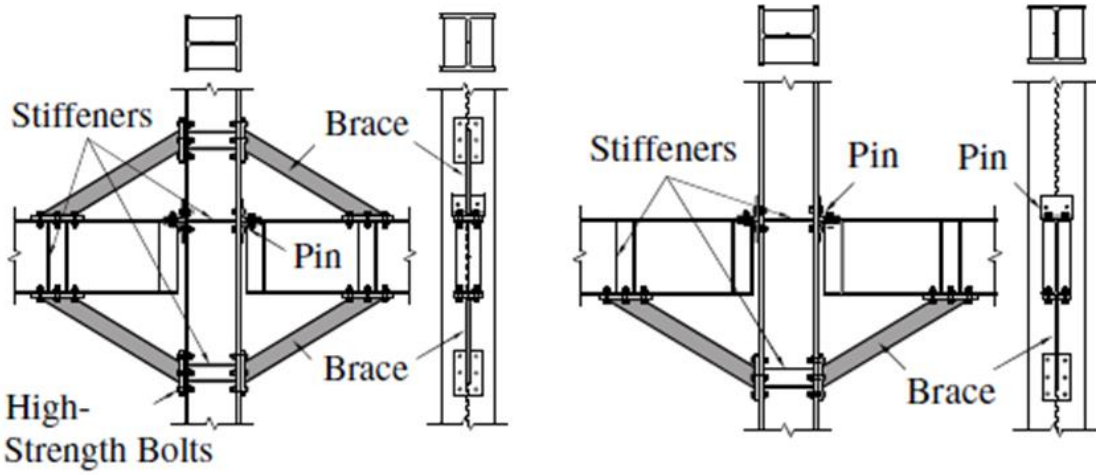


Obrázek 1.8: Experiment styčníku s tlumičem s výřezy

Výsledky zkoušek [28] naznačily, že správně navržené styčníky s tlumiči s výřezy vykazovaly velmi dobré hysterezní chování. Disipace energie a plastická deformace byly soustředěny pouze v tlumičích, zatímco nepružnému chování nosníků a sloupů je zabráněno vhodným návrhem na kapacitu.

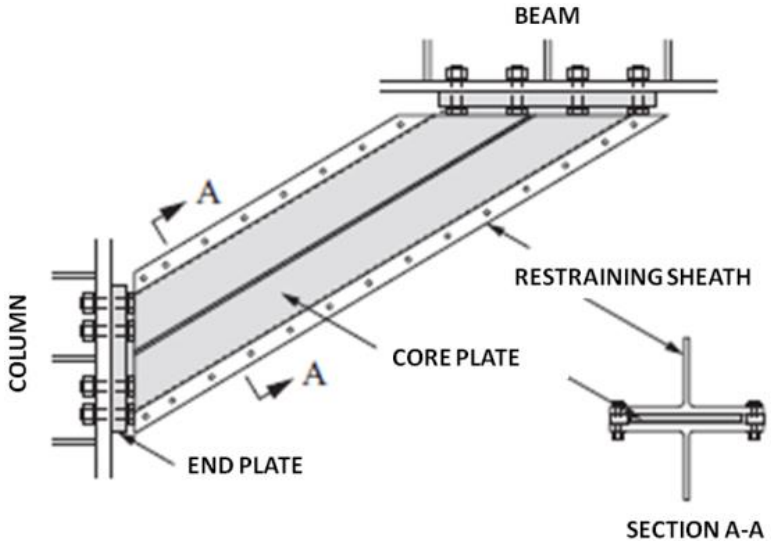
1.3.2 *Se ztužidly zajištěnými proti vybočení*

Ztužidla zajištěná proti vybočení (Buckling Restrained Braces – BRB) představují disipativní prvek v konstrukci a jsou tvořena centrálním jádrem namáhaným osovou silou. Vzpěru jádra je zabráněno pomocí vhodně navrženého vnějšího obalu. Proto lze ztužidla považovat za typ hysterezních tlumičů, které se obvykle používají jako ztužující prvky v prutových soustavách s centrickými ztužidly. Jakmile jsou však považovány za typ hysterezních tlumičů, je zřejmé, že jejich použití lze rozšířit na mnoho konstrukčních schémat. Zejména bylo navrženo jejich použití ve styčnících nosníku na sloup s hysterezními tlumiči v [29], obrázek 1.9, kde byly zkoumány dvě konfigurace.



Obrázek 1.9: Styčník nosníku na sloup se ztužidly zajištěnými proti vybočení [29]

První konfigurace odpovídá použití ztužidel spojujících jak horní pásnici, tak spodní pásnici. Ve druhé konfiguraci jsou ztužidla připojena pouze ke spodní pásnici. V obou případech je horní pásnice spojena se sloupem pomocí šroubovaného T-profilu, který určuje polohu středu otáčení.



Obrázek 1.10: Detail "celo ocelového" ztužidla, které je použito jako hysterezní tlumič [29]

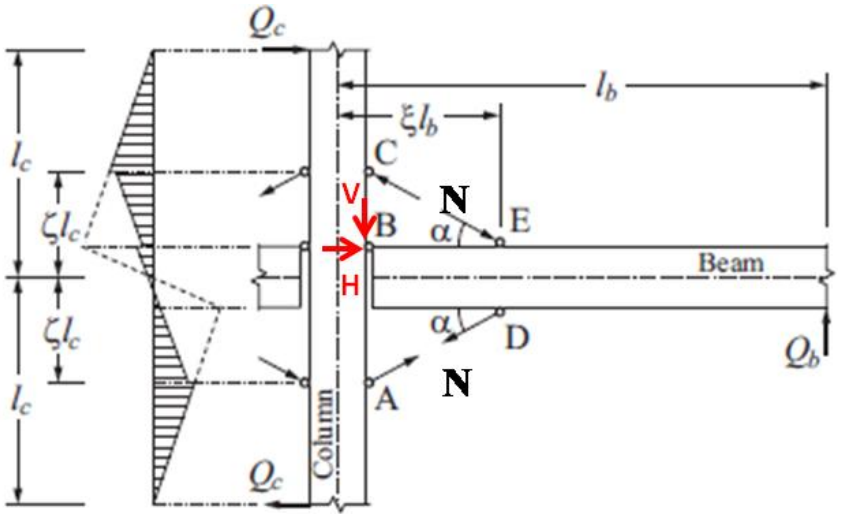
Hysterezní tlumič je tvořen jádrem, jemuž vnější obal tvořený dvěma šroubovými T-profily brání ve vybočení v tlaku. Proto je tlumič označen jako „celo ocelový", obrázek 1.10.

Hlavním cílem chytrých styčníků je prevence vzniku plastických deformací v nosníku a koncentrace disipace energie v seismických tlumičích. Proto i v tomto případě má být návrh konstrukčního detailu založen na principech návrhu na kapacitu. Návrh vychází z podmínky plastifikace jádra $N = N_y$, ze které je odvozena smyková síla v nosníku $Q_b = Q_{bp}$, obrázek 1.11. Svislá podmínka rovnováhy je potom dána:

$$V = Q_{bp} - 2N_y \sin\alpha \tag{1.6}$$

Vodorovná podmínka je dána jako $H = 0$ a momentová podmínka ke středu otáčení B je dána vztahem:

$$Q_{bp} = \frac{2N_y \cos\alpha}{2l_b - d_c}\left[d_b + tg\alpha\left(2\xi l_b - d_c\right)\right] \tag{1.7}$$



Obrázek 1.11: Rozdělení sil ve styčníku s horním a spodním ztužidlem zajištěným proti vybočení [29]

S přihlédnutím ke vztahu:

$$tg\alpha = \frac{\zeta l_c - \frac{d_b}{2}}{\xi l_b - \frac{d_c}{2}} \tag{1.8}$$

Smyková síla v jádru ztužidla je:

$$Q_{bp} = \frac{4\zeta l_c}{2l_b - d_c} N_y \cos\alpha \tag{1.9}$$

Maximální ohybový moment, ke kterému dochází v nosníku, když ztužidlo dosáhne meze kluzu, je dosažen v řezu ED. Podle návrhu na kapacitu je dán vztahem:

$$M_{b.Cd} = Q_{bp}(1-\xi)l_b = \frac{4\zeta l_c}{2l_b - d_c} N_y \cos\alpha (1-\xi) l_b \tag{1.10}$$

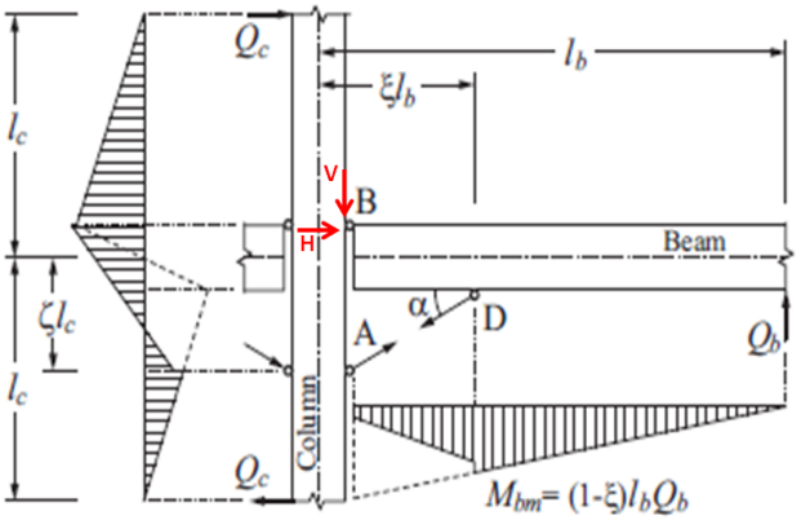
Aby bylo zabráněno plastickým deformacím v nosníku, má být splněna následující podmínka:

$$M_{b.Cd} \le M_{b.Rd} = \frac{Z_b f_y}{\gamma_{M0}} \tag{1.11}$$

Kombinací rovnic (1.10) a (1.11) je odvozen vztah pro návrh jádra ztužidla:

$$A_{core} \le \frac{1}{f_y} \frac{M_{b.Rd}\left(1 - \frac{d_c}{2l_b}\right)}{2\zeta l_c (1-\xi)\cos\alpha} \tag{1.12}$$

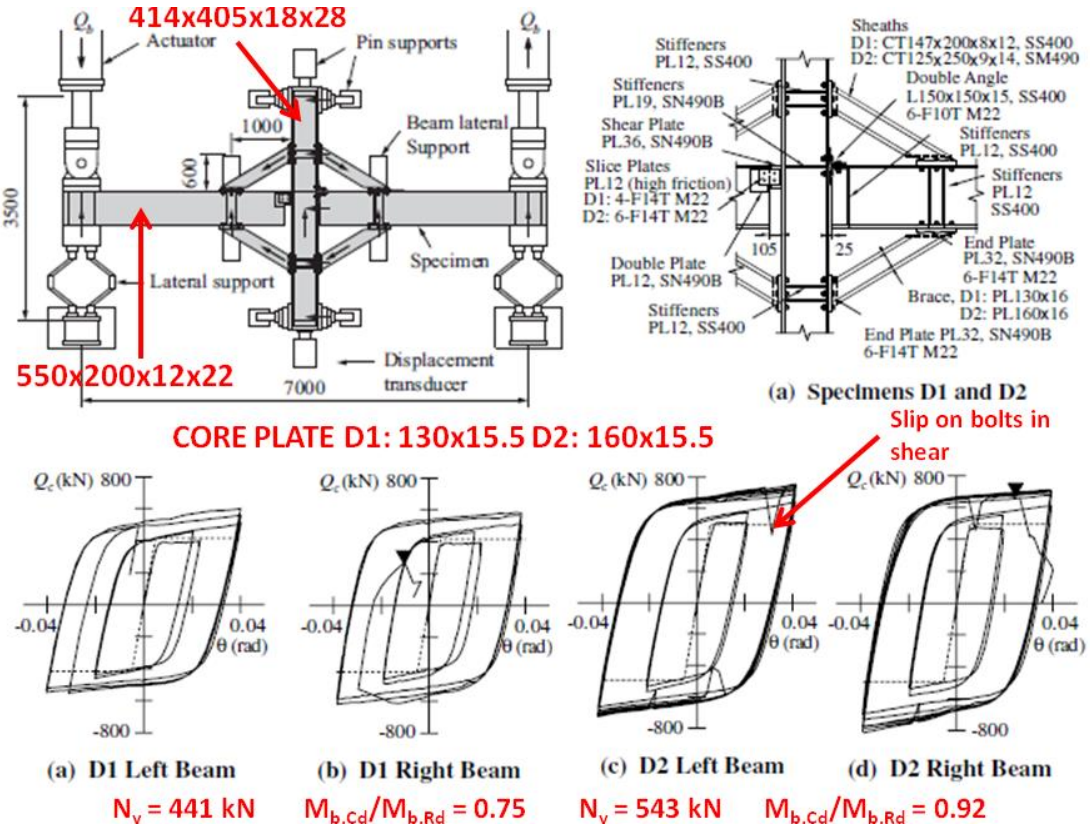
Jakmile je jádro ztužidla navrženo tak, aby bylo zabráněno plastifikaci nosníku, mají být všechny ostatní komponenty styčníku dimenzovány na maximální síly, které vzniknou, když zplastizuje jádro, tj. když nastane $N = N_y$.



Obrázek 1.12: Rozdělení sil ve styčníku se spodním ztužidlem zajištěným proti vybočení [29]

Stejným postup je aplikován v případě styčníků nosníku na sloup se ztužidlem umístěným pouze na spodní pásnici (obrázek 1.12). Pro návrh jádra ztužidla platí:

$$A_{core} \leq \frac{1}{f_y} \frac{M_{b.Rd}\left(1-\frac{d_c}{2l_b}\right)}{\zeta l_c (1-\xi)\left(1+\frac{d_b}{2\zeta l_c}\right)\cos\alpha} \tag{1.13}$$



Obrázek 1.13: Cyklická odezva styčníku nosníku na sloup se ztužidly zajištěnými proti vybočení [29]

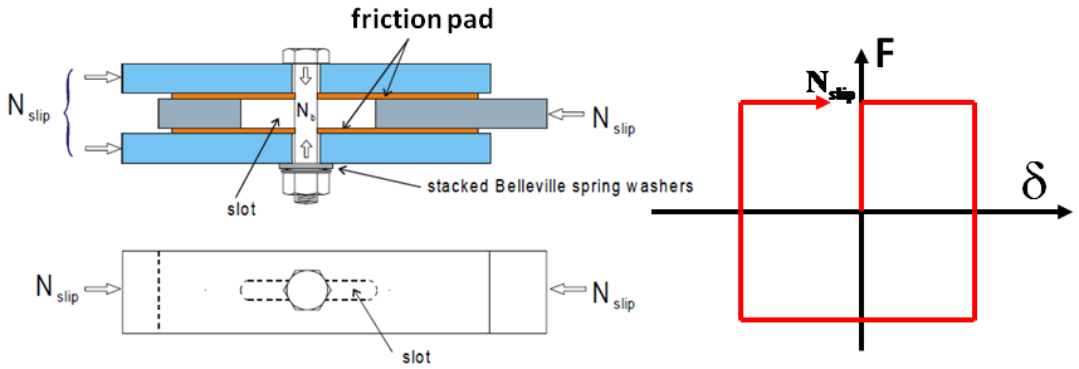
Výsledky zkoušek [29] ukázaly, že správně navržené styčníky se ztužidly zajištěnými proti vybočení, které byly použity jako hysterezní tlumiče, vykazovaly velmi dobré hysterezní chování (obrázek 1.13). Disipace energie a plastická deformace byly soustředěny pouze ve ztužidlech, zatímco nepružnému chování nosníků a sloupů bylo zabráněno vhodným návrhem na kapacitu.

1.3.3 *S třecími tlumiči*

Jako první navrhli styčníky nosníku na sloup s třecími tlumiči v roce 1995 Popov a Yang [30]. Výzkum se rozvinul na Novém Zélandu [31–35], kde byly tlumiče použity na skutečné budovy Te Puni [36] a v Itálii [9, 10, 37–39].

Třecí tlumiče, které jsou navrhovány pro styčníky nosníku na sloup, se dělí na dvě kategorie se třecími styčníky: 1) symetrickými (Symmetric Friction Connections, SFC) a 2) asymetrickými (Asymmetric Friction Connections, AFC).

Symetrické styčníky jsou tvořeny dvěma vnějšími plechy spojenými pomocí šroubů s běžnými otvory k vnitřnímu plechu s oválnými otvory ve směru působící síly. Mezi vnějšími plechy a vnitřním plechem jsou umístěny třecí podložky (obrázek 1.14). Třecí podložky jsou tvořeny plechem ze speciálního materiálu nebo ocelovými plechy s vhodnou povrchovou úpravou. V obou případech je třeba zvolit materiál třecí podložky nebo úpravu povrchu ocelových plechů tak, aby poskytly odpovídající hodnoty součinitele tření a snížily ztrátu předpětí šroubů opotřebením kontaktních ploch a zajistily stabilitu hysterezních křivek [40, 42]. Bežné podložky jsou často nahrazovány podložkami Belleville, tj. talířovými podložkami, aby se snížily ztráty předpětí šroubů.

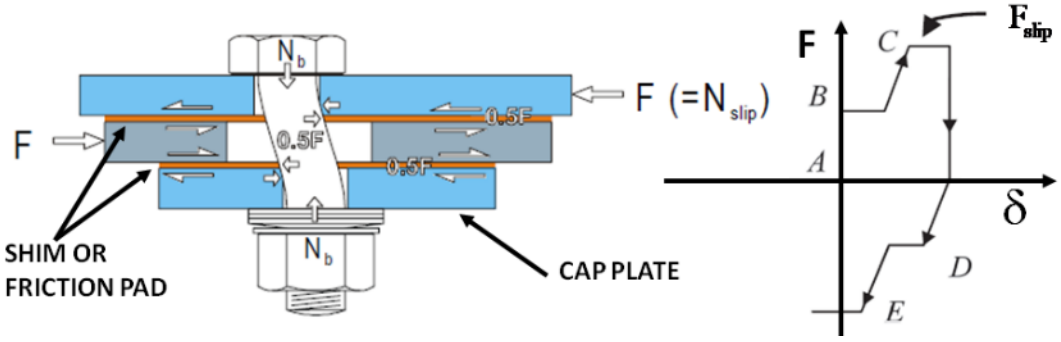


Obrázek 1.14: Koncepce a chování symetrického třecího spojení

Chování symetrického třecího spojení odpovídá ideálnímu tuhému a dokonale plastickému modelu, kde část tvoří únosnost spoje v prokluzu, kterou lze vypočítat jako:

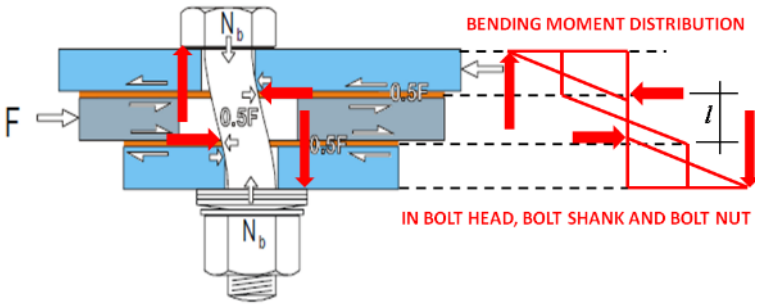
$$N_{\text{slip}} = n_{\text{b}} n_{\text{s}} \mu N_{\text{b}} \tag{1.14}$$

kde n_{b} je počet šroubů, n_{s}počet třecích ploch, μ součinitel tření and N_{b} předpínací síla ve šroubu. Asymetrická třecí spojení (obrázek 1.15) jsou tvořena dvěma vnějšími plechy přišroubovanými s normálními otvory k vnitřnímu plechu s dlouhými štěrbinovými otvory ve směru působící síly. Síla je na zařízení přenášena jednou vnějším plechem. Druhý vnější plech, krycí plech, je vystaven vnějším silám. Mezi vnějšími a vnitřními plechy jsou umístěny dvě třecí podložky.



Obrázek 1.15: Koncepce a chování asymetrického třecího spoje

V asymetrickém spoji jsou dva kluzné povrchy: 1) rozhraní mezi horní podložkou a vnějším plechem a 2) rozhraní mezi spodním a vnitřním plechem. Idealizované chování je charakterizováno dvěma třecími plochami. Seismické namáhání překračuje tření a v AFC nastává prokluz napřed na prvním rozhraní pro úroveň odpovídající bodu B. Další zvyšování namáhání umožní prokluz na druhém rozhraní, reprezentováno úrovní skluzu C. Přitom je šroub ve dvojitém zakřivení s rozložením ohybového momentu podle obrázku 1.16. Po obrácení namáhání dochází k posunutí na prvním rozhraní (D), následované druhým rozhraním (E).



Obrázek 1.16: Chování dříku šroubu ve dvojitém zakřivení

Maximální ohybový moment ve dříku šroubu je dán vztahem:

$$M = \frac{Vl}{2} = \frac{\mu N l}{2} \tag{1.15}$$

Ohybová únosnost dříku šroubu, snížená působící tahovou sílou N od předpětí šroubu, je dána vztahem:

$$M_{\mathrm{bolt.Rd}} = Z_b \left(1 - \frac{N}{N_{\mathrm{b.Rd}}}\right) f_{\mathrm{ub}} \cong 0.1655 \mathrm{d}_b^3 \left(1 - \frac{N}{0.56 \mathrm{d}_b^2 f_{\mathrm{ub}}}\right) f_{\mathrm{ub}} \tag{1.16}$$

Návrhová únosnost dříku šroubu je dána vztahem:

$$V_{\mathrm{bolt.Rd}} \cong 0.62 \mathrm{f}_{\mathrm{ub}} 0.56 \mathrm{d}_b^2 \tag{1.17}$$

Šroub je současně vystaven ohybovému momentu a smyku a interakce *M-V*. Interakce se zohlední jako:

$$\frac{M}{M_{\mathrm{bolt.Rd}}} + \frac{V}{V_{\mathrm{bolt.Rd}}} = 1 \tag{1.18}$$

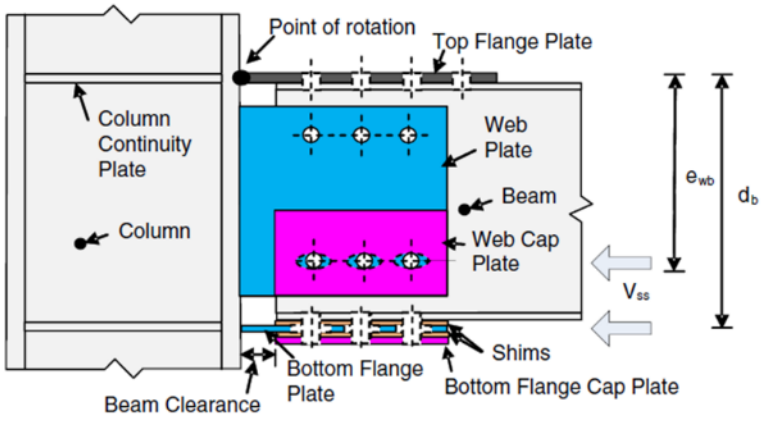
Kombinací rovnic (1.15-1.18) lze pro N je jeden šroub vyjádřit sílu v prokluzu jako

$$F_{\mathrm{slip}} = 2\mu N \tag{1.19}$$

Hlavní nevýhodou AFC ve srovnání s SFC je interakce M-N-V v dříku šroubu, která podle součinitele tření a průměru šroubu snižuje síly přenášené třením. Hodnota N uvolnění šroubu je

ale menší a AFC přenáší nižší sílu než SFC. AFC ovlivní tvar hysterezní smyčky zpětným centrováním při opakovaném namáhání.

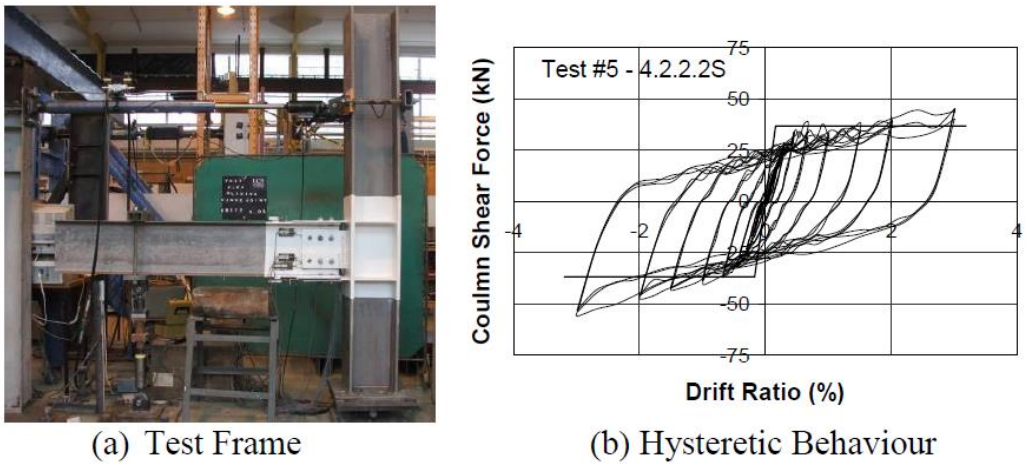
Spoje nosníku a sloupu s asymetrickými tlumiči tření se označují kluzné kloubové spoje (obrázek 1.17) [31-35]. Konec nosníku je umístěn tak, aby byla od čela sloupu ponechána vůle. Horní pásnice nosníku je spojena s pásnicí sloupu krycím plechem přivařeným ke sloupu a přišroubovaným k nosníku. Konec krycí plech určí polohu středu otáčení. Umístění je zaměřeno na minimalizaci poškození plechy. Smyková síla v nosníku je přenášena šrouby na stojině. Ve spodním plechu a ve spodních otvorech stojiny sloupu jsou navrženy vodorovné prodloužené otvory, které umožňují otáčení konce nosníku vzhledem k čelu sloupu. Mezi koncem spodní pásnice nosníku a čelem sloupu je vytvořena mezera. Tato mezera musí být dostatečně velká, aby vyhověla požadavkům na rotaci očekávaným při těžkých seismických událostech. Pod deskou spodní pásnice je krycí plech spodní pásnice. Jedná se o volný plech, protože je se zbytkem spoje pouze sešroubován. Plech u pásnici je umístěn na vnější straně plechy. Na všechny povrchy, kde by mohlo dojít k posunutí, jsou umístěny podložky. Tyto podložky mohou být vyrobeny z oceli, mosazi nebo jiných materiálů. Mají otvory standardní velikosti, takže dochází ke klouzání na podložkách v kontaktu se spodní pásnicí.



Obrázek 1.17: Kloubový styčník s asymetrickými třecími spoji [36, 43]

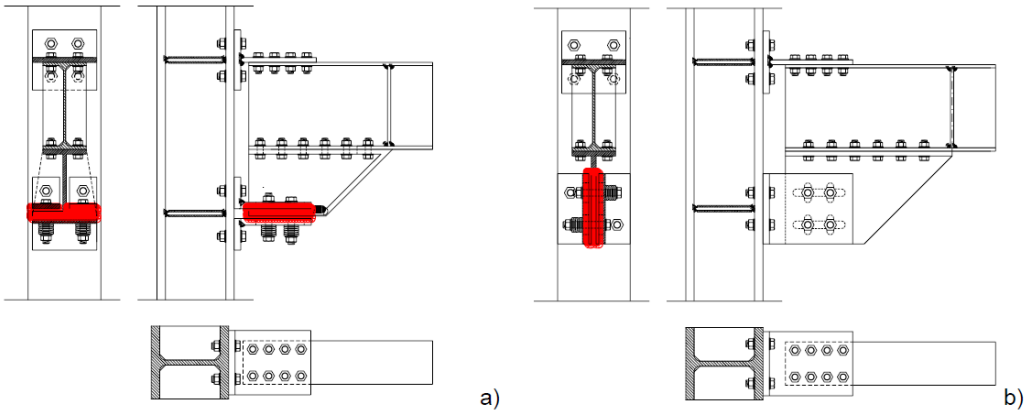
Cyklické chování kluzných kloubových spojů s asymetrickými třecími spoji je znázorněno na obrázku 1.18. Hysteretický tvar smyčky není tvarem tradičního třecího zařízení, tj. obdélníkového, ale je jako rozmazán.

Typologie připojení se nazývá spoj s nízkým poškozením. Poddajnost je omezena mezí kluzu v horním plechu na pásnici. Spodní plech je přivařen k pásnici sloupu, kvůli ohnutí plechů natočením připojení a uvolněním šroubů interakce M-N-V, která se v AFC projeví. Po seismické události se šrouby vymění.



Obrázek 1.18: Cyklické chování kloubových styčníků s asymetrickými třecími spoji [43]

Na univerzitě v Salernu byla v rámci projektu RFCS FREEDAM [44] provedena experimentální analýza spojů nosníku ke sloupu se spoji pro symetrické tření. Spojení je koncipováno tak, aby umožňovalo použití třecího tlumiče zcela prefabrikovaného a namontovaného v dílně. Šrouby byly utaženy na úroveň požadovaného předpětí na únosnost třecího tlumiče. Prefabrikovaný, předem sestavený, třecí tlumič se na místě přišroubuje k pásnici sloupu a k pásnici nosníku. Prefabrikovaný třecí tlumič zvyšuje rameno působení sil ve styčníku, a tím ohybový moment při prokluzu (obrázek 1.19). Experimenty pro vývoj třecího tlumiče jsou shrnuty v kapitole 2 a zkoušení sestav spojů v kapitole 3.



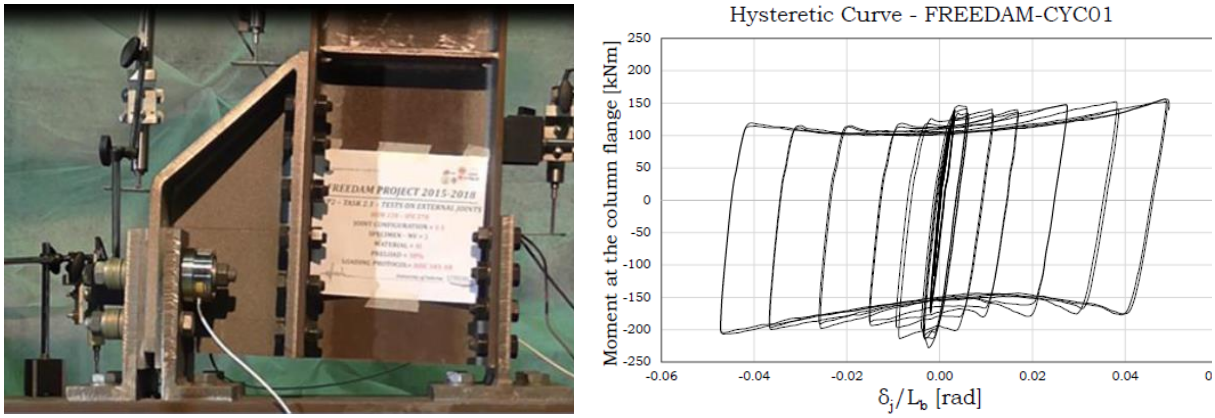
Obrázek 1.19: a) Styčník s vodorovným tlumičem; b) Konfigurace se svislým tlumičem

Bylo zkoušeno osm styčníků nosníku se sloupem. Hlavním cílem zkoušek byla validace návrhového postupu, ověření disipace energie a prevence poškození přípoje.

Zkoušely se přípoje ke dvěma nosníkům (IPE 270 a IPE 450) a se dvěma konfiguracemi třecího tlumiče, horizontální a vertikální), (obrázek 1.19). Pro každou konfiguraci byla zkouška provedena dvakrát, jednou s pomocí talířových podložek a podruhé s pomocí běžných plochých podložek pro šroubové sestavy [44, 45].

Vzorky byly navrženy podle Eurokódu 3 část 1-8. Pro novou součást, tj. třecí tlumič, vycházel návrh z experimentů projektu. Postup návrhu spojů nosníku na sloup s tlumiči FREEDAM je uveden v kapitole 7 v části II Příručka k návrhu.

Na obrázku 1.20 je ukázána zkouška přípoje nosníku na sloup s třecím tlumičem v horizontální konfiguraci. Je prezentováno cyklické chování přípoje, které ukazuje vztah mezi ohybovým momentem na pásnici sloupu a natočením. Tvar hysterezních smyček je způsoben ohýbáním dříku v důsledku otáčení přípoje, což diferencuje tlak na třecích podložkách (cockpit effect) oproti jednoduchým osovým zkouškám při zkoumání třecího tlumiče.



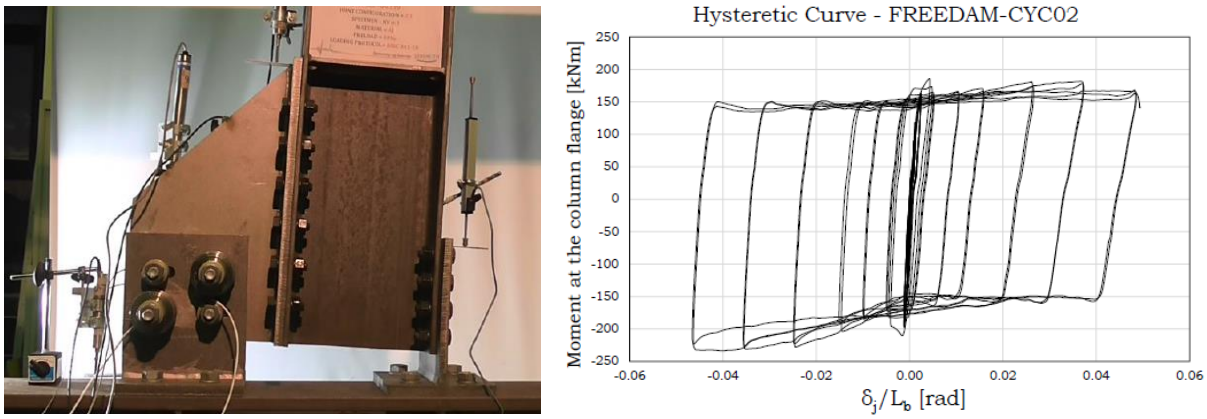
Obrázek 1.20: Zkouška přípoje s třecím tlumičem v horizontální poloze

Poddajnost je omezena tuhostí stojiny T profilu. Přípoj lze navrhnout na požadovanou hodnotu natočení návrhem zdvihu prodloužených otvorů třecích tlumičů.

Připojení nosníku na sloup s třecím tlumičem ve svislé konfiguraci lze na zlepšení tvaru hysterezních smyček. V tomto případě se třecí tlumič koncipuje tak, aby byl kompletně prefabrikován a sestaven v dílně a přišroubován k pásnicím sloupu a nosníku na staveništi.

Na obrázku 1.21 je vidět zkouška připojení nosníku na sloup s třecím tlumičem ve svislém směru. Na vztahu ohybového momentu a natočení na pásnici sloupu je ukázáno cyklické chování spoje. Tvar hysterezních smyček je blízký ideálnímu obdélníkovému tvaru. Stabilita smyček je vynikající. Je viděti malé zhoršení únosnosti v skluzu v důsledku opotřebení povrchů třecích podložek [44].

V tomto případě je poddajnost omezena dříkem pevného T profilu, který je vystaven ohybem ve středu otáčení. Střed otáčení je umístěn na horní pásnici pod betonovou desku. Cílem volby středu otáčení je zabránit poškození betonové plechy ve stavebních konstrukcích.

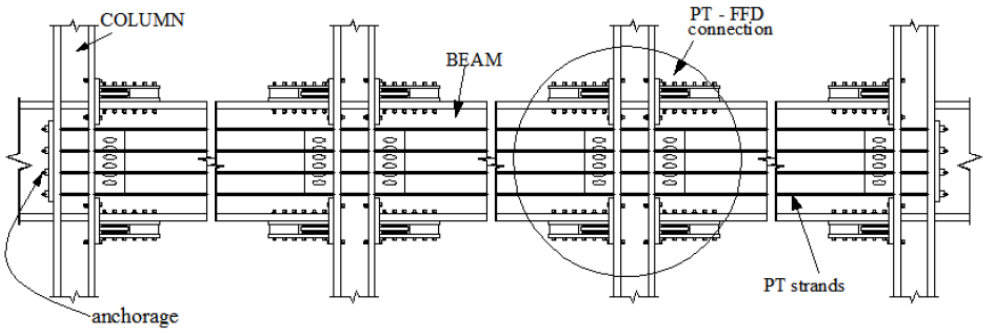


Obrázek 1.21: Zkouška spoje s třecím tlumičem ve svislé konfiguraci

1.4 SAMOCENTROVACÍ STYČNÍKY

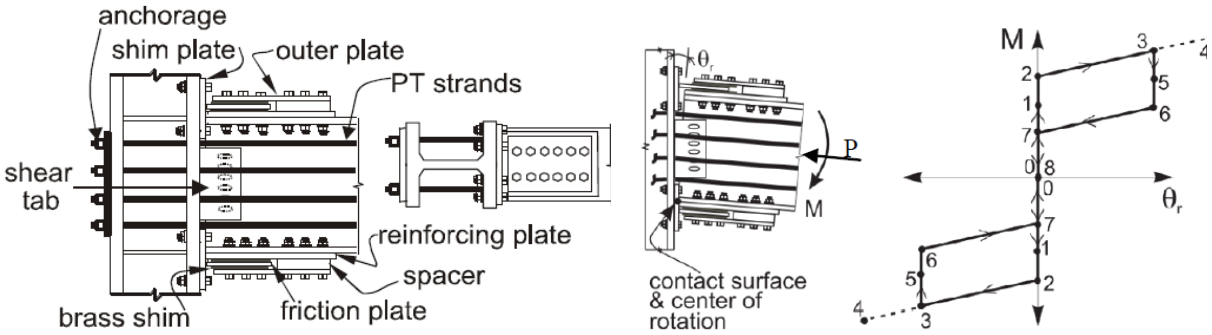
Samostředící disipativní spoje (Self-Centering Dissipative Connections, SC-DC) se navrhují pro momentově odolné prutové konstrukce [46-54]. Jsou tvořeny centrovacím systémem založeným na předpjatých (Post-Tensioned, PT) prvcích, který se kombinuje s disipativním spojením. Disipativní spoje v SC-DC lze navrhnout s jakoukoli typologií pasivních seismických tlumičů.

Na obrázku 1.22 je zobrazen samostředicí disipativní přípoj vybavený pasivními tlumiči tření. Samocentrovací systém je obvykle tvořen pruty PT, které jsou navrženy přes více polí. Takové pruty se kotví vně nosné konstrukce, viz obrázek 1.23. Po instalaci třecích zařízení jsou pruty z vysokopevnostní oceli dodatečně předepnuty. Pásnice nosníku jsou tlačeny na pásnice sloupu. Aby se zabránilo deformaci a vybočení pásnic nosníku při působení osové síly. Dododatečné předpětí a ohybu přenáší výztužné plechy. Výztužné plechy v tlaku jsou přivařeny na vnějších plochách pásnic nosníku. Mezi pásnicí sloupu a pásnicí nosníku jsou umístěny plechy, takže se sloupem dotýká pouze pásnice nosníku a výztužné plechy. To umožňuje udržovat kontakt mezi pásnicemi nosníku a čelem sloupu, přičemž je chráněn pás nosníku před poddajností ložiska.



Obrázek 1.22: Samostředící prvky s třecími tlumiči [48, 54]

Třecí zařízení jsou umístěna na pásnicích nosníku a jsou tvořena vnitřním plechem (třecí deskou) vloženou mezi dvě mosazné podložky tvořící třecí podložky. Třecí podložky jsou v kontaktu s takovou vnitřní deskou a výztužným plechem pásnice nosníku nebo vnějším plechem. Plechy jsou přišroubovány k pásnicím nosníku. Na vnitřním plechu jsou vyvrtány dlouhé prodloužené otvory pro přizpůsobení zdvihu třecího tlumiče během otevírání a zavírání spojů. Tření je generováno, když pásnice nosníku a vnější deska klouzají proti vnitřní desce, když se nosník otáčí kolem středu otáčení umístěného ve střední hloubce výztužných plechů. K přenášení smykových sil je přišroubováno k nosníku nosníková smyčka se štěrbinovými otvory a přivařena k pásnici sloupu.



Obrázek 1.23: Součásti samostředícího spoje s tlumiči tření (vlevo) a výsledná cyklická odezva (vpravo) [48, 54]

Natočení při zatížení ohybovým momentem při cyklickém zatížení je schematicky znázorněno na obrázku 1.23. Chování je charakterizováno otevíráním a zavíráním mezery na rozhraní nosníku a sloupu. Momentová únosnost spoje je zajištěna počátečním předpětím v táhlech, třecí sílou a dalšími sílami v důsledku protažení prutů. Třecí síly působí v horní a dolní třecí desce.

Při působení momentu se spoj chová jako tuhý a relativní rotace je rovna nule (kroky 0 až 2 na obrázku 1.23). Jakmile velikost momentu dosáhne momentu od počáteční napínací síly prutech, dojde ke snížení přepínací síly. Působící momentové namáhání se mezi kroky 1 a 2 zvyšuje, protože otáčení prutu je omezeno odporem třecích tlumičů. V kroku 1 je třecí síla minimální a postupně se zvyšuje až na maximální hodnotu v bodě 2, což je bod začínající rotace.

Po otevření mezery poskytuje pružná osová tuhost předepnutých prutů další tuhost spoje. V tomto kroku prodlužování prutů vytváří další sílu, která přispívá ke zvýšení momentové. K uvolnění dochází v kroku 4, dojde k prokluzu (krok 3) a relativní natočení zůstává konstantní. V kroku 5 se třecí síla rovná nule. Mezi krokem 5 a 6 mění třecí síla směr a postupně se zvyšuje, dokud nedosáhne maximální hodnoty v kroku 6. Mezi krokem 6 a 7 se prut otáčí a horní pásnice nosníku se dostává do kontaktu s podložkou. Mezi kroky 7 a 8 klesá hodnota třecí síly, ale prut je tlačen do podložek při nulové hodnotě momentu v kroku 8. Obrácení působícího momentu umožní podobné chování přípoje v opačném směru, než působí zatížení, jak je znázorněno na obrázku 23.

Pro dosažení samocentrovacího působení je důležité, aby pruty zůstaly v pružném stavu a pásnice prutu se nedeformovaly. V tomto případě se síla od předpětí zachována a spoje samo vystředí. Relativní natočení se po odstranění vnějšího momentu vrátí na nulu a konstrukce se vrátí do své polohy před zemětřesením. Předpokládá se při tom, že se neporuší. Závislost momentu na natočení je charakterizována hysterezní smyčkou ve tvaru vlajky. Disipace energie odpovídá síle, která působí mezi třecími plochami.

1.5 LITERATURA

[1] Mazzolani F.M., Piluso V.: “Theory and Design of Seismic Resistant Steel Frames”, E & FN Spon, An imprint of Chapman & Hall, First Edition, 1996. ISBN 0-419-18760-X.

[2] Mazzolani F.M., (Editor): “Moment Resistant Connections of Steel Frames in Seismic Areas, Design and Reliability”, E&FN Spoon, 2000.

[3] Elghazouli A.Y.: "Seismic Design of Steel Frames with Bolted Beam-to-Column Connections", Elnashai, A. S. and Dowling, P. J. (Editors.), ICP (pubs.), (2000).

[4] Bruneau M., Uang C., Wittaker A. W.: "Ductile Design of Steel Structures", McGraw Hill, 1998.

[5] Faella C., Piluso V., Rizzano G.: "Structural Steel Semirigid Connections", CRC Press, Boca Raton, Ann Arbor, London, Tokyo, 1999. ISBN 0-8493-7433-2.

[6] Piluso V., G. Rizzano G.: "Random Material Variability Effects on Full-Strength End-Plate Connections", Journal of Constructional Steel Research, Volume 63, Issue 5, pp. 658-666, 2007.

[7] Piluso V., G. Rizzano, M. Latour M., Francavilla A.B.: "Progettazione Sismica dei Collegamenti Flangiati Trave-Colonna a Completo Ripristino di Resistenza e Duttilità", Centro Stampa Università di Salerno, ISBN: 978-88-940089-2-0, Ottobre 2015.

[8] Piluso V., Montuori R., Troisi M.: "Innovative structural details in MR-frames for free from damage structures", Mechanics Research Communications, Vol. 58 (2014), pp. 146–156.

[9] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads", Engineering Structures, Vol. 85, pp. 219-233, 2015

[10] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental analysis of beam-to-column joints equipped with sprayed aluminium friction dampers", Engineering Structures, Vol. 146, pp. 33-48, 2018.

[11] Aiken I.D., Clark P.W., Kelly J.M.: "Design and Ultimate-Level Earthquake Tests of a 1/2.5 Scale Base-Isolated Reinforced-Concrete Building." Proceedings of ATC-17-1 Seminar on seismic Isolation, Passive Energy Dissipation and Active Control. San Francisco. California. 1993

[12] Constantinou M.C., Soong T.T., Dargush G.F.: "Passive Energy Dissipation Systems for Structural Design and Retrofit." Multidisciplinary Center for Earthquake Engineering Research, University at Buffalo, State of New York, 1998.

[13] Christopoulos C., Filiatrault A.: "Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation", IUSS PRESS, 2000, Pavia. Italy

[14] Yang T-S., Popov E.P.: "Experimental and Analytical Studies of Steel Connections and Energy Dissipators", Report No. UCB/EERC-95/13, University of California, Berkeley, 1995.

[15] Kelly J.M.: "Aseismic Base Isolation: A review. Proceedings, 2nd U.S. National Conference on Earthquake Engineering, Stanford, CA, 823-837, 1979

[16] Pall A.S., Marsh C.: "Response of Friction Damped Braced Frames", Journal of Structural Division, ASCE, Vol. 108, No. ST6, June, pp. 1313-1323, 1982

[17] Marsh C., Pall A.S.: "Friction Devices to Control Seismic Response", Proceedings Second ASCF,/EMD Specialty Conference on Dynamic Response of Structures, Atlanta, U.S.A., January, pp. 809-818, 1981.

[18] Pall A.S., Marsh C., Fazio P.: "Limited Slip Bolted Joints for Large Panel Structures", Proceedings, Symposium on Behavior of Building Systems and Building Components, Nashville, U.S.A., March, pp. 385-494, 1979.

[19] Mualla I., Belev B.: "Seismic Response of Steel Frames Equiped with a New Friction Damper Device Under Earthquake Excitation", Engineering Structures, 24(3), pp.365-71, 2002.

[20] Kelly J., Skinner R., Heine A.: "Mechanisms of Energy Absorption in Special Devices for Use in Earthquake Resistant Structures", Bullettin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 5(3), pp.63-88, 1972.

[21] Calado L., De Matteis G., Landolfo R.: "Experimental response of top and seat angle semi-rigid steel frame connections". Material and Structures, Vol.33, 2000, pp.499-510.

[22] De Matteis G., Landolfo R., Calado L.: "Cyclic Behaviour of Semi-Rigid Angle Connections: a Comparative Study of Tests and Modelling". Proc. of Third International Conference "Behaviour of Steel Structures in Seismic Areas", Montreal (Canada), August, 2000, Balkema pp.165-174.

[23] Elnashai A.S., Elghazouli A.Y.: "Seismic Behaviour of Semi-Rigid Steel Frames: Experimental and Analytical Investigations", Journal of Constructional Steel Research, 29, pp. 149-174, 1994.

[24] Elnashai A.S., Elghazouli A.Y, Danish-Ashtiani F.A.: "Response of Semi-Rigid Steel Frames to Cyclic and Earthquake Loads", Journal of Structural Engineering, ASCE, 124(8), pp. 857-867, 1998.

[25] Iannone F., Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental Analysis of Bolted Steel Beam-to-Column Connections: Component Identification". Journal of Earthquake Engineering, 15(2), pp. 214-44, 2011.

[26] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Cyclic Modeling of Bolted Beam-to-Column Connections: Component Approach", Journal of Earthquake Engineering, 15(4), pp.537-63, 2011.

[27] Latour M., Rizzano G.: "Experimental Behavior and Mechanical Modeling of Dissipative T-Stub Connections", Journal of Structural Engineering, 138(2), pp.170-82, 2012.

[28] Oh S.H., Kim Y.J., Ryu H.S.: "Seismic performance of steel structures with slit dampers", Engineering Structures, vol. 31, pp. 1997-2008, 2009.

[29] Inoue K., Suita K., Takeuchi I., Chusilp P., Nakashima M., Zhou F.: "Seismic-Resistant Weld-Free Steel Frame Buildings with Mechanical Joints and Hysteretic Dampers", Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 132, No. 6, June 1, pp. 864-872, 2006

[30] Yang T.S., Popov E.P.: "Experimental and analytical studies of steel connections and energy dissipators", Berkeley: Earthquake Engineering Research Center, UCB/EERC-95/13, 1995.

[31] Khoo H., Clifton G.C., MacRae G., Ramhormozian S.: "Proposed design models for the asymmetric friction connection", Earthquake Engineering and Structural Dynamics. December 2014;44(8):1309-1324.

[32] Borzouie J., MacRae G., Chase J.: "Cyclic Performance of Asymmetric Friction Connections with Grade 10.9 Bolts. The Bridge and Structural Engineer. March 2015; 45(1).

[33] Yeung S., Zhou H., Khoo H., Clifton G.C., MacRae G.: "Sliding shear capacities of the Asymmetric Friction Connection", 2013 NZSEE Conference, April 26-28, Wellington, 2013. Paper n. 27

[34] Butterworth J.W., Clifton G.C.: "Performance of Hierarchical Friction Dissipating Joints in Moment Resisting Steel Frames", 12 World Conference on Earthquake Engineering, Paper N. 718, 2000

[35] Golondrino J.C., MacRae G., Chase J., Rodgers G., Clifton G.C.: "Velocity effects on the behavior of asymmetrical friction connections (AFC)", 8th STESSA Conference, Shanghai, China, July 1-3, 2015

[36] MacRae G., Clifton G.C.: "Low Damage Design of Steel Structures", Steel Innovations 2013, Workshop, 21-22 February 2013, Christchurch.

[37] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental Analysis of Innovative Dissipative Bolted Double Split Tee Beam-to-column Connections", DOI: 10.1002 /stco.201110009, Steel Construction, Volume 4, Issue 2, pages 53–64, June, 2011.

[38] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental Behaviour of Friction T-stub Joints under Cyclic Loads", Steel Construction, Volume 6, Issue 1, pages 11–18, 2013.

[39] D'Aniello M., Zimbru M., Latour M., Francavilla A. B., Landolfo R., Piluso V., Rizzano G.: "Development and Validation of Design Criteria for Free from Damage Steel Joints", EUROSTEEL 2017, September 13–15, 2017, Copenhagen, Denmark.

[40] Ferrante Cavallaro G., Latour M., Francavilla A.B., Piluso V., Rizzano G.: "Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability", Journal of Constructional Steel Research, 141, pp. 145-155, 2018.

[41] Ferrante Cavallaro G., Francavilla A.B., Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental behaviour of innovative thermal spray coating materials for FREEDAM joints", Composites Part B: Engineering 115, pp. 289-299, 2017.

[42] Latour M., Piluso V., Rizzano G.: "Experimental analysis on friction materials for supplemental damping devices", Construction and Building Materials 65, pp. 159-176, 2014.

[43] MacRae G., Clifton G.C.: "New Technology Applications, Recent Developments and Research Directions for Seismic Steel Structures in New Zealand", Asian Conference on Earthquake Engineering, Bangkok, Thailand, December, 2010.

[44] Piluso V., Rizzano G., Latour M., Francavilla A.B., Ferrante Cavallaro G., Nastri, da Silva L.S., Santiago A., Santos A.F., Castellano M.G., Di Fusco D., Jaspart J.P., Demonceau J.F., D'Antimo M., Landolfo R., D'Aniello M., Zimbru M., Silva J.M., Guerra I.: "FREEDAM - FREE from DAMage Steel Connections", Grant Agreement RFSR-CT-2015-00022, Mid-term Report: 1st July 2015 – 31st December 2016 (Coordinator: V. Piluso).

[45] Piluso V., Latour M., Francavilla A.B., Rizzano G.: "Experimental tests on FREEDAM connections subjected to cyclic loading conditions: Test Report", FREEDAM - FREE from DAMage Steel Connections, Grant Agreement RFSR-CT-2015-00022, Deliverable D5-WP2T2.1 "Test Report", Task 2.1 – Tests on external beam-to-column joints, 31 March 2016.

[46] Ricles J.M., Sause R., Garlock M., Zhao C.: "Posttensioned Seismic-Resistant Connections for Steel Frames", Journal of Structural Engineering, Vol. 127, No. 2, February, pp. 113-121, 2001.

[47] Christopoulos C., Filiatrault A., Uang C-M., Folz B.: "Posttensioned Energy Dissipating Connections for Moment-Resisting Steel Frames", Journal of Structural Engineering, Vol. 128, No. 9, September 1, pp. 1111-1120, 2002.
[48] Rojas P., Ricles J.M., Sause R.: "Seismic Response and Design of Post-Tensioned Steel Moment Resisting Frames with Friction Components", 13th World Conference on Earthquake Engineering,Vancouver, B.C., Canada, August 1-6, Paper No. 1603, 2004.
[49] Garlock M., Ricles J.M., Sause R.: "Experimental Studies of Full-Scale Posttensioned Steel Connections", Journal of Structural Engineering, Vol. 131, No. 3, March 1, pp. 438-448, 2005.
[50] Chou C-C., Chen J-H., Chen Y-C, Tsai K-C: "Evaluating performance of post-tensioned steel connections with strands and reduced flange plates", Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 35, pp. 1167–1185, 2006.
[51] Garlock M., Sause R., Ricles J.M.: "Behavior and Design of Posttensioned Steel Frame Systems", Journal of Structural Engineering, Vol. 133, No. 3, March 1, pp. 389-399, 2007.
[52] Garlock M, Li J.: "Steel self-centering moment frames with collector beam floor diaphragms", Journal of Constructional Steel Research, 64, pp. 526–538, 2008.
[53] Wolski M., Ricles J.M., Sause R.: "Experimental Study of a Self-Centering Beam–Column Connection with Bottom Flange Friction Device", Journal of Structural Engineering, Vol. 135, No. 5, May 1, pp. 479-488, 2009.
[54] Rojas P., Suárez D.C., Ricles J.M., Sause R.: "Seismic evaluation of an eight story building with self- centering steel moment resisting frames and flange friction devices", 15th World Conference on Earthquake Engineering, Lisboa, Paper No. 3002, 2012

2.1 ÚVOD

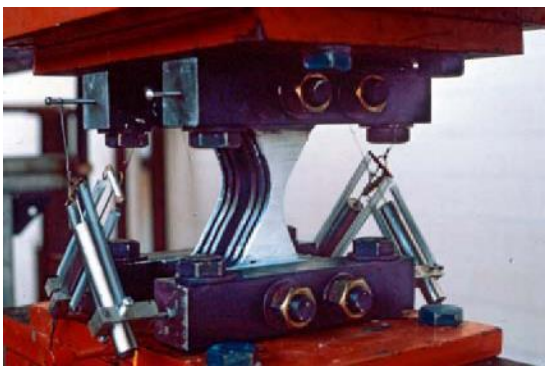
2.1.1 *Systémy s třecími tlumiči*

Přídavné tlumící systémy byly poprvé instalovány před 50 lety na Novém Zélandu. K návrhu se využila energetická bilance odezvy konstrukce na zemětřesení [1] až [4]. Seizmická energie se transformuje na kinetickou energii, viskózní a hysteretické tlumení a energii pružného přetvoření. Přidáním pasivních prvků, které ve vhodných místech disipují energii, se změní vlastnosti konstrukce. Upraví se energetická bilance během zemětřesení a sníží se posuny a vodorovná deformace konstrukce. Koncentrace disipace energie do vybraných prvků umožňuje snadnou opravu konstrukce. V případě závažných zemětřesení lze poškozené systémy vyměnit. V posledních desetiletích se věnovala vývoji přídavných tlumicích systémů velká pozornost. Byla vyvinuta řada disipativních systémů [5] až [10]. V budovách a na mostech bylo po celém světě instalováno při rekonstrukcích a v nových konstrukcích mnoho systémů (obrázky 2.1 až 2.4).

Figure 2.1 - Viskózní tlumiče na mostě Rion-Antirion (Řecko) - (se svolením: FIPMEC srl)

Obrázek 2.24 – Diagonály s tlumiči v prefabrikovaném betonové konstrukci v Anconě (Itálie) - (se svolením: FIPMEC srl)

Tlumiče pro pasivní disipaci energie lze obecně rozdělit na tlumiče, které využívají omezení i), posunutí ii) rychlosti a iii) pohybu. První kategorie zařízení rozptyluje energii pomocí relativního posunutí, ke kterému dochází mezi dvěma body konstrukce. Účinnost tlumiče nezávisí na frekvenci pohybu. Vnitřní síly jsou ve stejné fázi s odezvou v konstrukci. Typickými příklady tlumičů této kategorie jsou kovové tlumiče různých typologií. Do druhé kategorie se řadí tlumiče, které rozptylují seizmickou energii omezením relativní rychlosti mezi styčníky konstrukce. Požadované vlastnosti tlumičů závisí na frekvenci zemětřesení a největší síle generované v tlumičích. Obvykle nejsou namáhány ve fázi s odezvou konstrukce. To znamená, že největší účinek, který přináší tlumiče aktivované rychlostí, není současný s odezvou konstrukce po posuny a vnitřní síly. Typickými příklady systémů navržených na omezení rychlosti jsou viskózní a viskopružné tlumiče.

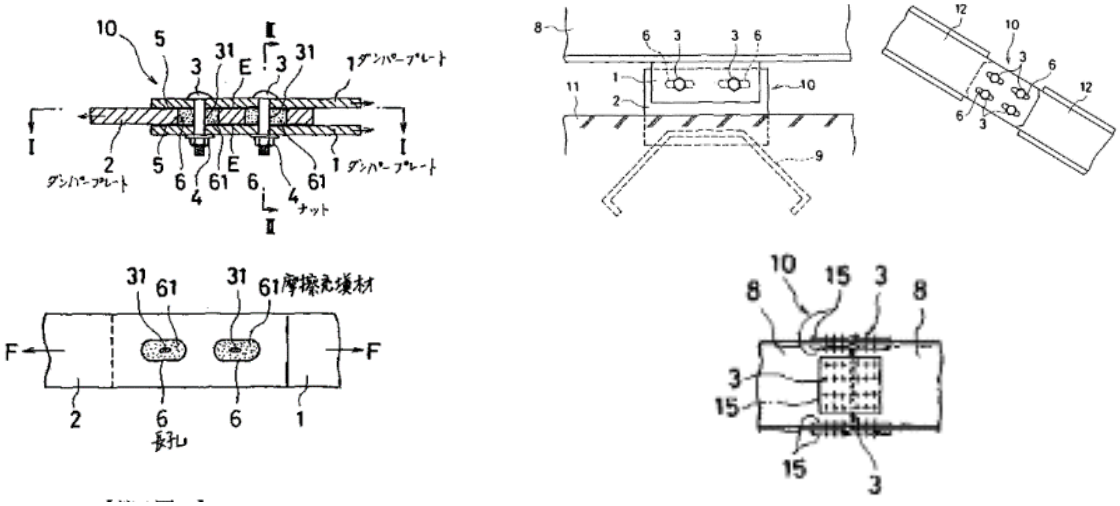


Obrázek 2.325 - Tlumič ADAS po zkoušce

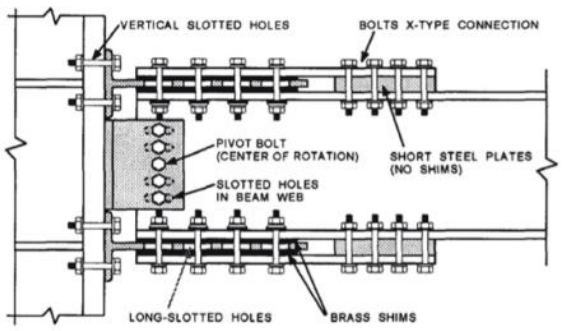
Obrázek 2.26 - Tlumič Pall instalovaný na diagonální výztuze v Boeing Commercial Airplane Factory Everrett, USA
(s laskavým svolením Dr Pall)

Tlumiče aktivované pohybem mění odezvu konstrukce vloženým prvkem. Typickým příkladem tlumiče aktivovaného pohybem je tlumič hmotnosti. Skládá se ze systému, který snižuje odezvu konstrukce, hmota-pružina-styčníkový plech. Řada tlumičů využívá pro rozptýlení vstupní energie zemětřesení tření. V těchto tlumičích je energie rozptýlena prokluzem mezi dvěma kontaktními povrchy, které jsou sevřeny hydraulicky, elektromagneticky a v nejjednodušším

případě í vysokopevnostními šrouby. Sevření šrouby je jednoduché a ve stavební praxi nejpoužívanější. Vysokopevnostními šrouby lze měnit sílu v kontaktu na jeden nebo více povrchů změnou hodnoty předpínací síly a počtu a průměru šroubů. Třecí tlumiče jsou tlumiče aktivované posunutím, protože jejich třecí síla na rychlosti a frekvenčním obsahu buzení pímo nezávisí. Opotřebení a degradace tření na rychlosti závisí. Cyklické chování třecích tlumičů lze popsat jako tuho-plastické.



Obrázek 2.5 - První japonský patent na tlumič s využitím tření [11]

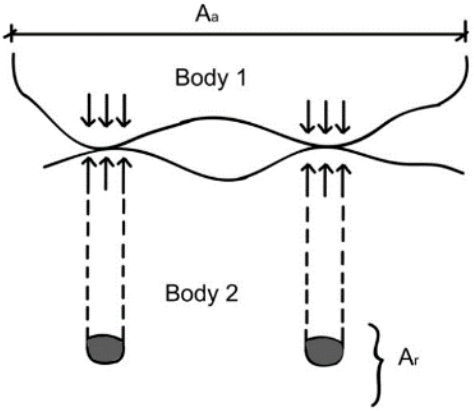


Obrázek 2.6 - Princip kluzného kloubu se symetrickými třecími zařízeními [12]

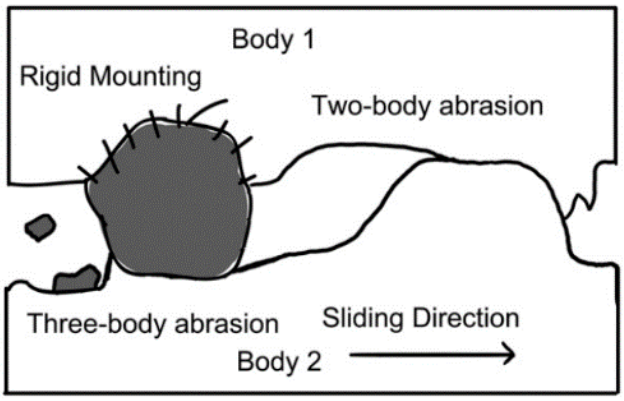
Obrázek 2.7 - Klouzavý kloub s asymetrickými třecími tlumiči [13]

Síla prokluzu závisí na hodnotě namáhání kolmo na povrchy, které se dotýkají, a na součiniteli tření, který je vnitřní charakteristikou kluzného povrchu. Výhodou třecích systémů je, že je lze použít jako nosné prvky za provozních podmínek a při silných seismických akcích mohou disipovat vstupní energii zemětřesení.

Koeficient tření závisí na různých jevech, jako je adheze, drsnost a přítomnost nečistot. Modelování těchto jevů se zabývá tribologie. Pro předpověď smykových sil při statickém a dynamickém zatížení se studuje topografie povrchů, tvrdost materiálů, mechanické vlastnosti a účinky vrstev povrchů (obrázky 2.8 až 2.9). Ve stavebním praxi se vlastnosti třecích materiálů studují experimentálně, což se pro seismický návrh považuje dostatečné.

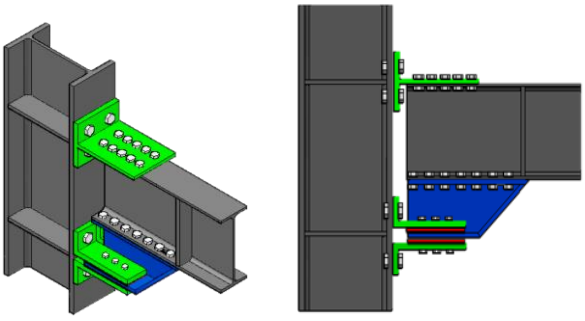


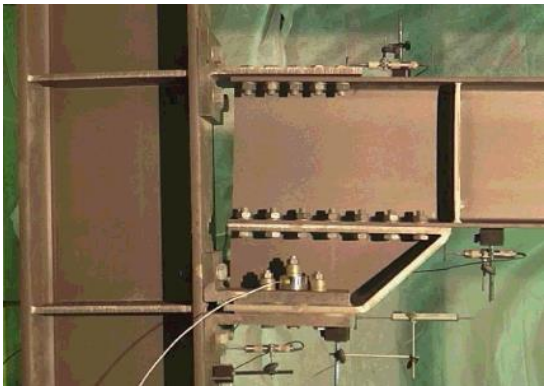
Obrázek 2.8 - Rozdíl mezi skutečnými a zjevnými oblastmi kontaktu [14]



Obrázek 2.9 - Abrazivní opotřebení [14]

V odborné literatuře hysteretické chování kluzných kovových povrchů s různými povrchovými úpravami sevřenými vysokopevnostními třecími šrouby studuje několik prací. Pro praxi jsou tyto poznatky zásadní. Největší část třecích tlumičů vyvinutých od 70. let využívá tento přístup. První systém [15] využily mezi kluzné plochy pro třecí tlumiče v diagonálách brzdové obložení z azbestu. Jednu z nejjednodušších forem třecího tlumiče navrhl [16]. Navrhl na konci běžné diagonály ztužidla šroubované plechy s prodlouženými otvory. Spoj výztuh byl navržen tak, aby před porušením nebo vybočením vzpěry proklouzl. Další třecí tlumič pro ševronové výztuhy navrhl [17]. Aplikace třecích tlumičů souvisí s koncepcí systémů nízkého poškození, které mohou rozptýlit vstupní energii a utrpět jen zanedbatelné poškození. Nedávno byla zkoumána polotuhá spojení mezi průvlakem a sloupem. Šroubové spoje s prodlouženými otvory jsou alternativou k tradičním spojům. Šroubové spoje s prodlouženými otvory byly zkoumány Grigorianem a kol. [12]. Na základě studií vyvinula společnost Clifton [18 [21] (obrázky 2.6 a 2.7) styčníky (SHJ) s asymetrickými třecími spoji (AFC) umístěnými na spodní přírubě nosníku. Po počátečních studiích byla v posledních letech navržena podobná řešení. V [23] a [24] byl třecí tlumič na náběhu přišroubován ke spodní přírubě nosníku a ke sloupu. Hlavní výhody soustavy jsou možnosti prefabrikace tlumiče, zajištění kontroly třecího materiálu a správného postupu utahování šroubů. Hlavním rozdílem oproti řešení navrženému společností Clifton je využití symetrických třecích spojů (SFC) namísto asymetrických (AFC). U obou řešení jsou spoje u spodní pásnice nosníku a poškození se omezí na zařízení (obrázky 2.10 a 2.11) Styčník zůstává nepoškozený.





Obrázek 2.10 – Koncepce styčníku FREEDAM *Obrázek 2.11 - Styčník FREEDAM při zkoušce*

U všech dříve uváděných aplikací je zřejmé, že má zásadní význam má návrh spolehlivého třecího tlumiče schopného poskytovat široké a stabilní hysterezní smyčky. V rámci projektu FREEDAM byla tato problematika zkoumána. Byla navržena se řešení s nízkými náklady a snadnou aplikací v praxi. Pro návrh a modelování šroubových třecích tlumičů s oválnými otvory jsou připraveny softwarové nástroje. Síla při prokluzu třecího tlumiče se získá součinitelem tření vynásobeným počtem třecích povrchů, počtem šroubů a předpínací silou šroubu. Síla v prokluzu třecího tlumiče lze řídit předpínací sílou ve šroubech a navrhneme součinitele tření materiálu na třecím povrchu. Předpínací sílu lze měnit metodami ve výrobní normě v EN 1090-2 [27]. Při utahování lze dosáhnout 95 % spolehlivosti, kterou požaduje norma EN 1990 [26]. Hodnotu součinitele tření, která se určí experimentálně, závisí na více faktorech. Součinitel tření povrchů ovlivní materiály v třecím systému. Na jeho tribologických vlastnostech, jako je povrchová úprava, mikro a makro tvrdost, smyková odolnost materiálu a drsnost. Problematice se věnují kapitoly monografie FREEDAM. Je uvedena odezva tlumičů při cyklickém namáhání při nízké i vysoké rychlosti. Je řešena dlouhodobá odezva třecích tlumičů a podklady jsou shrnuty podklady pro návrh třecích tlumičů spoje FREEDAM.

2.2 MATERIÁLY

2.2.1 *Základy teorie tření*

Historicky se základy tribologických studií (z řeckého τρίβω – třít) věnovaly zkoumání tření kovů. Při vzájemném pohybu dvou nebo více materiálů, popřípadě při interakci materiálu s prostředím dochází ke ztrátě materiálu z povrchu, což je proces známý jako opotřebení. Hlavní typy opotřebení jsou odírání, tření (přilnavost a soudržnost), eroze a koroze. Opotřebení lze minimalizovat povrchovou úpravou pevných látek nebo pomocí maziv (pro kluzné nebo valivé opotřebení). Nejjednodušší teorie pro matematický popis je v [28]. Lze předpokládat, že přilnavost se rovná $A = N/\sigma_0$, kde A je kontaktní plocha, σ_0 je tvrdost průniku materiálu a N je síla kolmá k povrchům. Celkovou třecí sílu způsobenou přilnavostí F_A lze vyjádřit jako

$$F_A = As = \frac{N}{\sigma_0} s \tag{2.1}$$

kde s je síla na jednotku plochy potřebná k usmyknutí svařením za studena. Soudržnost je část třecí síly způsobená drsností tvrdého kovu pronikajícího do měkčího kovu. Podle teorie Bowdena a Tabora lze tento příspěvek odhadnout takto:

$$F_P = nrh\sigma_0 \tag{2.2}$$

kde n je počet výčnělků, r poloviční šířka a h výška. Celková třecí síla F vlivem přilnavosti a soudržnosti je tedy dána vztahem:

$$F = F_A + F_P = \frac{N}{\sigma_0} s + nrh\sigma_0 \tag{2.3}$$

Soudržná složka je během procesu obrušování důležitá. U kovů se prokázalo, že příspěvek je ve srovnání s přilnavostí zanedbatelný. Rovnice (2.1) je pro kovy rozhodující. Uvádí, že poměr mezi třecí silou a působící silou je konstantní hodnota, která nezávisí na kontaktní ploše. Teorie Bowdena a Tabora vysvětluje dva ze tří postulátů klasické teorie suchého tření. Uvádí, že:

- celková třecí síla nezávisí na ploše dotyku;
- celková třecí síla je úměrná normálně působící akci;
- v případě malých rychlostí nezávisí třecí síla na třecí rychlosti.

První dva jsou známý jako Amontonsovy zákony, podle francouzského inženýra, který je představil v roce 1699, zatímco třetí je popsán Coulombem [29] - [30]. K výpočtu se využívá, že tangenciální síly působící na kluzném povrchu ve směru proti pohybu jsou známy jako Coulombova třecí rovnice $F = \mu N$, kde F je kluzná síla, N normálová akce a μ součinitel tření. Síla tření je vždy proti pohybu (v případě kinetického tření) nebo potenciálního pohybu (v případě statického tření). Rovnici (2.1) lze upravit na

$$\mu = \frac{s_0}{\sigma_0} \tag{2.4}$$

kde s_0 je kritické smykové napětí poddajnějšího a σ_0 je jeho tvrdost. Rovnice (2.4) poskytuje dobrý odhad součinitele tření pro kovy. Obecně součinitel tření závisí na dalších třech účincích: kontaktní tlak P, třecí rychlosti v a teplotě T. Obecně by proto měl být součinitel tření povrchů vyjádřen jako $\mu = \mu (P, v, T)$.

U materiálů na bázi kaučuku ovlivňuje struktura materiálu jeho třecí vlastnosti. Ve skutečnosti má guma nízký modul pružnosti a její skutečná kontaktní plocha je ovlivněna velikostí normálního zatížení, protože materiál se přizpůsobuje tvaru povrchových nerovností nejtvrdšího materiálu [31]. Chování polymerních materiálů se liší od klasické teorie tření. Tribologie polymerů je ovlivněna adhezivními spoji, smykovou odolností třecího materiálu v kontaktu a skutečnou kontaktní oblastí [32]. Koeficient tření polymerů, v závislosti na uvažovaném rozsahu aplikovaného normálního zatížení a na typu polymeru, může být reprezentován pomocí konstantních nebo klesajících vztahů [33] až [35]. Zejména bylo navrženo několik matematických vztahů pro modelování součinitele tření povrchů ocel-guma vyjádřením μ pomocí funkce kontaktního tlaku P a modulu pružnosti materiálu E. Některé z nich jsou:

$$\text{[36]: } \frac{1}{\mu} = a + b\left(\frac{P}{E}\right) \tag{2.5}$$

kde a a b jsou empirické konstanty, které lze zjistit experimentálně;

$$\text{[32]: } \mu = K\left(\frac{P}{E}\right)^{-1/n} \tag{2.6}$$

kde hodnota K se určí experimentálně;

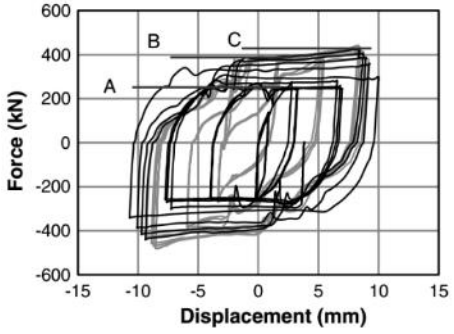
$$[37]: \mu = \mu_\infty + a(P)^{-h} \tag{2.7}$$

kde μ_∞ je hodnota součinitele tření, když je tlak nekonečný, a experimentální konstanta a h je Shoreova tvrdost dělena 100. V případě gumy a polymerních materiálů může být třecí síla významně závislá na třecí rychlosti. Toto je způsobeno viskoelastickým chováním polymerů. Obvykle je ale u mnoha polymerních materiálů vliv rychlosti v omezeném rozsahu rychlostí (0,01 - 1 cm/s) malý.

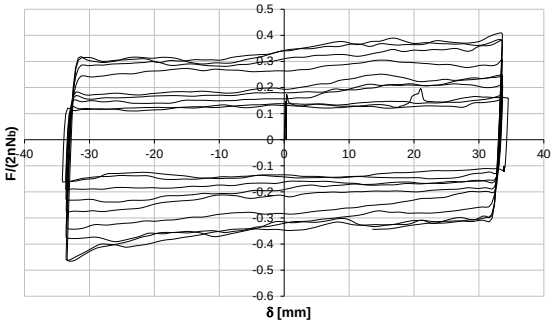
2.2.2 *Materiály pro třecí povrchy v projektu FREEDAM*

Analýze materiálů pro třecí povrchy pro seismické systémy a třecí spoje se již věnovalo několik studií. Studie se zaměřily na analýzu třecích materiálů pro aplikaci na přídavné systémy pro disipaci energie [38] až [40] a v poslední době na aplikaci pro třecí tlumiče ve styčnících, nebo pro vývoj konkrétních typů třecích příložkových spojů pro ocelové věže. Významné práce zabývající se charakterizací třecích povrchů byly nedávno připraveny v rámci projektu HISTWIN v [41] až [42]. Na University of Auckland [18] až [21] byly studovány statické třecí spoje pro použití v ocelových věžích větrných turbín. Cyklické zkoušky byly připraveny na základních spojích a na spojích vybavených asymetrickými tlumiči tření. V [43] byly řešeny další otázky charakterizace součinitele tření. V rámci výzkumného projektu FREEDAM byly práce využity jako reference k výběru materiálů ve spojích projektu FREEDAM.

Kromě toho byl dán výběr povrchů, které mají být použity pro třecí tlumiče, na základě principů klasických teoretických studií pro posouzení odezvy tlumicích systémů pro aplikace seismického inženýrství. Z rovnice (2.4) lze rozpoznat, že v případě povrchů kovů lze vysokých hodnot součinitele tření dosáhnout spojovacími materiály s velkým rozdílem povrchové tvrdosti. Existuje několik možností, jak tento rozdíl získat. Materiály pro třecí povrchy v kombinaci s ocelí jsou obvykle kovy, gumy nebo slitiny karbidů. Některé z těchto kategorií materiálů již byly zkoumány několika autory, například vysokopevnostní popouštěné oceli, mosaz nebo fenolické kaučuky. Příklady experimentálních prací jsou [14], pro normální a otěruvzdorné oceli a v [43] pro měkké oceli, mosazi, stříkaný hliník a různé typy pryží. Analýzy prokázaly, že povrchy tvořené měkkou ocelí mohou vyvinout pouze nízké hodnoty součinitele tření (0,1 až 0,25). Pokud jsou vystavena cyklickému zatížení nastává kalení a zvýšení soudržnostní složky součinitele tření (obrázky 2.12 a 2.13).

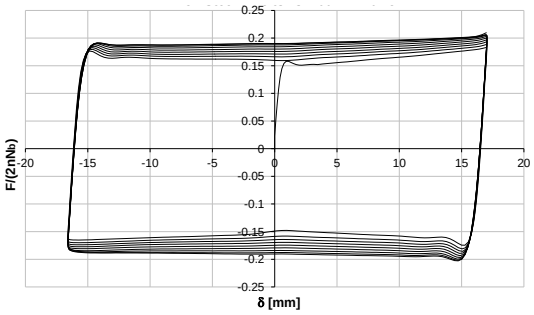


Obrázek 2.12 - Zkouška měkké oceli [14] čtyři šrouby – předpětí každého šroubu 210 kN, - jedna kontaktní plocha

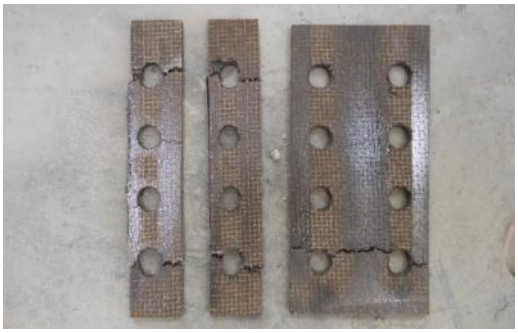


Obrázek 2.13 - Zkouška měkké oceli [43] čtyři šrouby – předpětí každého šroubu 50 kN, dvě kontaktní plochy

Nízká hodnota počátečního součinitele tření představuje omezení pro vývoj třecích spojů s nízkými náklady, protože použití materiálu takového typu by vyžadovalo použití mnoha šroubů v tlumiči a velikosti spojů a vysokých nákladů. Deformační vytvrzování není pro aplikaci výhodné. Pokud jsou třecí plochy vystaveny deformačnímu kalení, je třeba, aby byly všechny ostatní prvky spojů a sloupů s ohledem na zvýšené hodnoty sil zesíleny. Pro tyto důvody nejsou povrchy s měkkou ocelí považovány za vhodné pro seizmické tlumiče. Z podobných důvodů mají omezené využití vysokopevnostní oceli a oceli odolné proti otěru, které byly navrženy v [14]. Třecí vložky vyrobené z otěruvzdorné oceli, přestože mohou vyvinout vyšší hodnotu součinitele tření (asi 0,4), se stále vyznačují zpevněním. Dalšími materiály v minulých experimentálních pracích jsou mosaz, stříkaný hliník a různé druhy gumy [43]. Z minulých zkušeností prokázaly gumy používané v brzdových systémech (které jsou převážně tvořeny fenolovými pryskyřicemi), stabilní odezvu. Mají ale nízkou hodnotu součinitele tření (v rozmezí od 0,15 do 0,25). Navíc [43] se materiály vyznačují nízkou únosností v tahu, což je činí nevhodnými pro použití v třecích spojích, pokud nejsou přilepeny k ocelovým plechům. Mohou v děrovaných úsecích křehnout (obrázky 2.14 a 2.15). Kvůli výše popsaným nevýhodám nebyly v rámci projektu FREEDAM materiály na bázi gumy uvažovány.

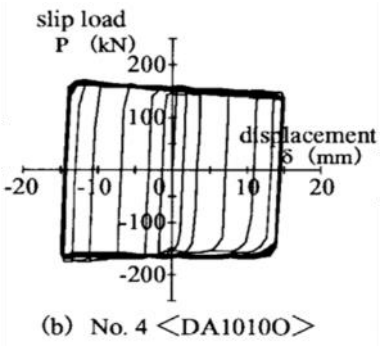


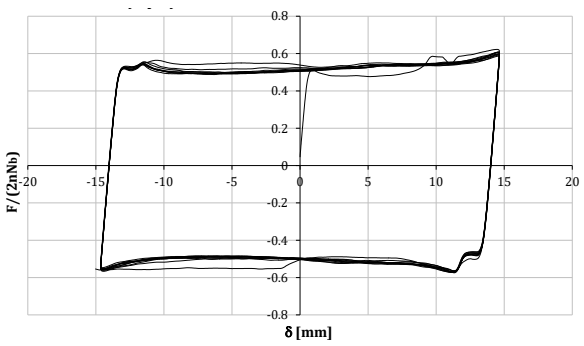
Obrázek 2.14 - Zkouška pryže vzorek M2 [43], čtyři šrouby – předpětí každého šroubu 50 kN, dvě kontaktní plochy



Obrázek 2.15 – Křehké porušení pryžových třecích podložek [43]

Mosaz byl předmětem několika studií věnovaných tření [38], [39], [43] a aplikace ve třecích zařízeních. Zejména při práci Voiculescu a Dalban [39] bylo pomocí zkoušek na smykových spojích ověřeno, že součinitel tření mosazi je přibližně roven 0,3. V [43] byla také mosaz studována ve spojích. Také v tomto případě bylo zdůrazněno, že počáteční hodnota součinitele tření je nízká (asi 0,1).



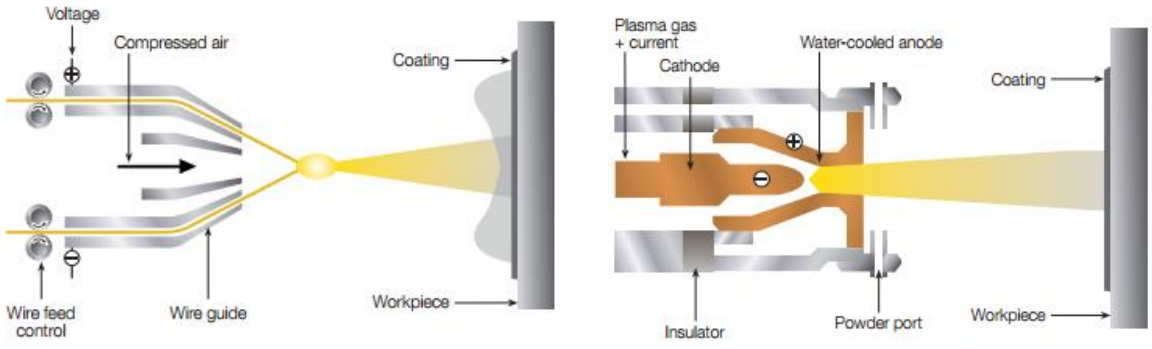


Obrázek 2.16 - Zkouška s tepelným nástřikem hliníku [40], 1 šroub –2 kontaktní plochy, koeficient tření 0,71

Obrázek 2.17 - Chování při tepelném nástřiku hliníku [43], šrouby – předpětí každého šroubu 50 kN, 2 kontaktní plochy

Zkoušky s nástřikem hliníku [40] a [43] poukázaly na to, že tribologická odezva stříkaného hliníku umožní součinitele tření nad 0,4 a stabilní odezvou při cyklickém zatížení (obrázky 2.16 a 2.17). Kromě specifické aplikace studie ukázaly, že obecně mají tepelné nástřiky díky nízké ceně pro průmyslové použití potenciál. V průběhu výzkumného projektu FREEDAM byly vybrány materiály, které lze aplikovat pomocí technik tepelného stříkání, pro vývoj třecích tlumičů. Tepelný nástřik je průmyslový postup nanášení povlaků pomocí speciálních zařízení, kterými jsou roztavené kovy hnány vysokou rychlostí na vyčištěné a připravené povrchy součástí. Při tomto postupu se potahový materiál roztaví zdrojem tepla a poté je pomocí plynů hnán proti základnímu materiálu, kde ztuhne a vytvoří pevnou vrstvu (obrázky 2.18 a 2.19).

Rozdíl mezi povrchovou tvrdostí desek, které jsou v kontaktu, zásadně rozhoduje o tření, protože je řízen poměrem mezi smykovou odolností nejslabšího materiálu s_0 a povrchovou tvrdostí nejměkčí materiál σ_0 [28]. Na základě předchozího pozorování je zřejmé, že k získání vysoké hodnoty součinitele tření jsou tyto požadavky: i) velký rozdíl povrchové tvrdosti materiálů ve styku; ii) vysoká hodnota smykové odolnosti nejslabšího materiálu; iii) nízká hodnota povrchové tvrdosti nejměkčího materiálu. Aby se zabránilo korozním jevům, jsou třecí tlumiče FREEDAM vyrobeny z vnitřní nerezové oceli pokovené z oceli třídy 1.4301 (ekvivalent AISI 304), která se vyznačuje povrchovou tvrdostí kolem 130 HV. Materiál třecích podložek, který má být spojen s deskami z nerezové oceli, byl vybrán tak, aby se vyznačoval mnohem nižší nebo mnohem vyšší hodnotou povrchové tvrdosti. Pro dosažení rozsahu bylo vybíráno mezi komerčně dostupnými materiály nebo slitinami, které se vyznačují hodnotami povrchové tvrdosti daleko od 130 HV. Byly prověřeny dvě třídy materiálů: tvrdé materiály a měkké materiály. Pro měkké materiály byly testovány čisté kovy nanášené pomocí tepelného postřiku, charakterizované HV v rozmezí od 5 do 30 (v následujících odstavcích označeny jako vzorky M1 až M5). Pro tvrfé materiály byly karbidové slitiny vyráběné ve formě práškových směsí a bezproudové niklové třecí vložky společností 3M Deutschland GmbH vybrány jako potahové materiály s vysokými hodnotami povrchové tvrdosti vhodné pro třecí povrchy podložek tlumičů (označené v následujících odstavcích vzorky M6 až M8). Povrchová tvrdost vybraných slitin karbidů se pohybuje od 550 do 1200 HV. Naopak třecí vložky vyráběné společností 3M jsou Electroless Nickel s přídavkem diamantového prášku pro získání vysoké hodnoty povrchové tvrdosti (600/900 HV).



Obrázek 2.18 - Schéma procesu stříkání elektrickým obloukem (www.metco.com)

Obrázek 2.19 - Schéma procesu plazmového postřiku (www.metco.com)

Pokud se nerezová ocel kombinuje s tvrdšími materiály, zvyšuje se spotřeba ocelového plechu. Součinitel tření se řídí poměrem mezi smykovou odolností a povrchovou tvrdostí ocelového plechu. Pokud se ocel kombinuje s měkčím materiálem, je opotřebení povrchů způsobeno spotřebou třecích podložek a součinitel tření závisí na poměru mezi smykovou odolností a povrchovou tvrdostí materiálu, kterým je potažena třecí podložka.

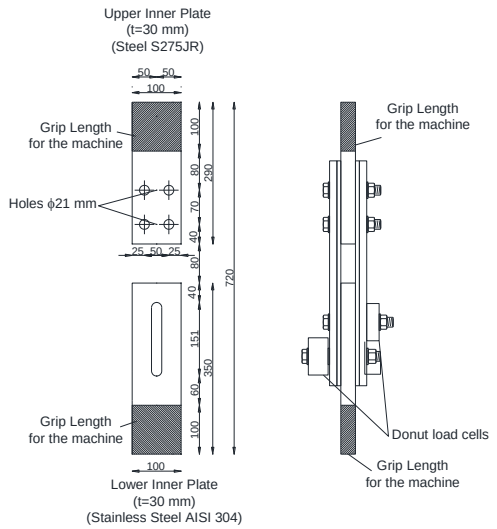
2.3 CHOVÁNÍ PŘI CYKLICKÉM NAMÁHÁNÍ

2.3.1 *Zkoušky*

Pro popis součinitele tření tlumičů ve spojích FREEDAM, byla na univerzitě v Salernu a v laboratořích FIP Industriale SpA připravena studie základních tlumičů tření. Experimentální práce zvažovala řadu proměnných, jako i) typ použitého třecího materiálu; ii) účinek předpínací síly; iii) účinek typologie sestavy šroubu; iv) náhodná variabilita materiálu hodnocená z hlediska součinitele tření a v) rychlost zatěžování. Dále jsou shrnuty výsledky zkoušek a hlavní výsledky.

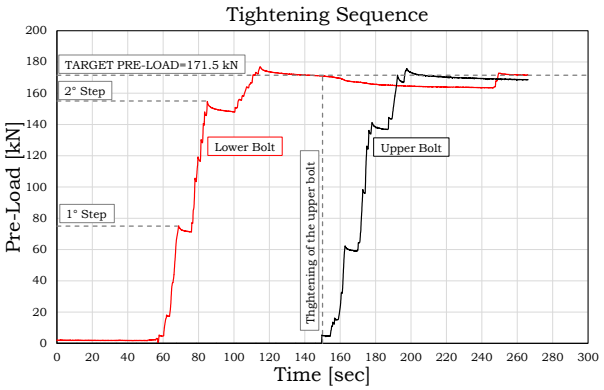
2.3.2 *Zkoušky při malých rychlostech*

Typický vzorek k určení součinitele tření povrchů v projektu FREEDAM je tvořen systémem ocelových desek sestavených pro jednoosé chování třecích povrchů. Testovaná podsestava vychází z uspořádáním vzorků pro zkoušky prokluzu podle EN1090-2 [27]. Jedná se zejména o ocelovou desku z nerezové oceli 1.4301 [45] ekvivalentní oceli AISI 304, ocelovou desku s běžnými otvory pro připojení vzorku ke zkušebnímu stroji a vnější ocelové plechy a třecí vložky se šrouby vzorek M20 třídy 10.9 VN [46] (obrázky 2.20 a 2.21). Testovaný vzorek simuluje podmínky, jaké se očekávají u třecího tlumiče FREEDAM pro spojení nosníku se sloupem. Nerezová ocelová deska s prodlouženými otvory simuluje vnitřní desku náběhu, kterou lze prefabrikovat a připevnit k dolní přírubě nosníku na staveništi. Vnější ocelové plechy umožní připevnění třecího tlumiče k čelu sloupu.

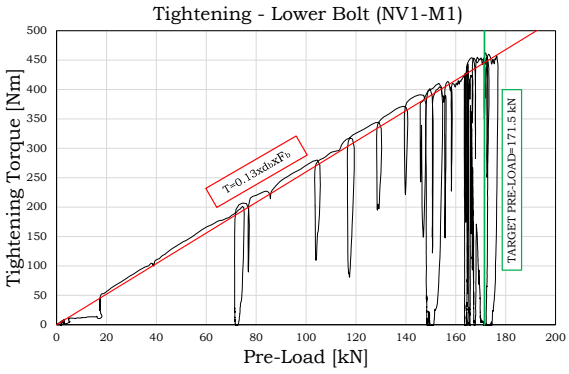


Obrázek 2.20 - Typická geometrie vzorku *Obrázek 2.21 Vzorek ve stroji*

Pro stanovení počáteční síly prokluzu a její degradaci byly všechny vzorky testovány za podmínek cyklického zatížení podle protokolu zatížení v EN15129 (2009) [47], která je jediná dostupná normy pro zkoušení disipativních systémů závislých na posunu. Norma navrhuje zvýšování amplitudy při 25 %, 50 % a 100 % maximálního konstrukčního posunutí navrhovaného zařízení. Maximální amplituda byla definována odhadem požadavku na posun vznikajícího na úrovni třecí tlumiče v reálných aplikacích. Pro vzdálenost mezi horním T-čepem připojení FREEDAM a středem třecíhotlumiče 600 mm a maximálním natočení 40 mrad (v EC8 rovna 35 mrad pro DCH rámy) byl požadavek na návrhový posun na úrovni tlumiče vypočítán jako 0,04 x 600 = 24 mm, zaokrouhleno 25 mm. Rychlost cyklu se pohybovala od 1 mm/s pro prvních 10 cyklů do 5 mm/s pro cykly s maximální amplitudou. V každé zkoušce byly horní a spodní šrouby vzorek M20 s vysokou pevností utaženy momentovým klíčem, aby bylo dosaženo zkušebního předpětí, přičemž je sledováno prostřednictvím snímačů (obrázky 2.22 a 2.23).



Obrázek 2.22 - Sekvence utahování

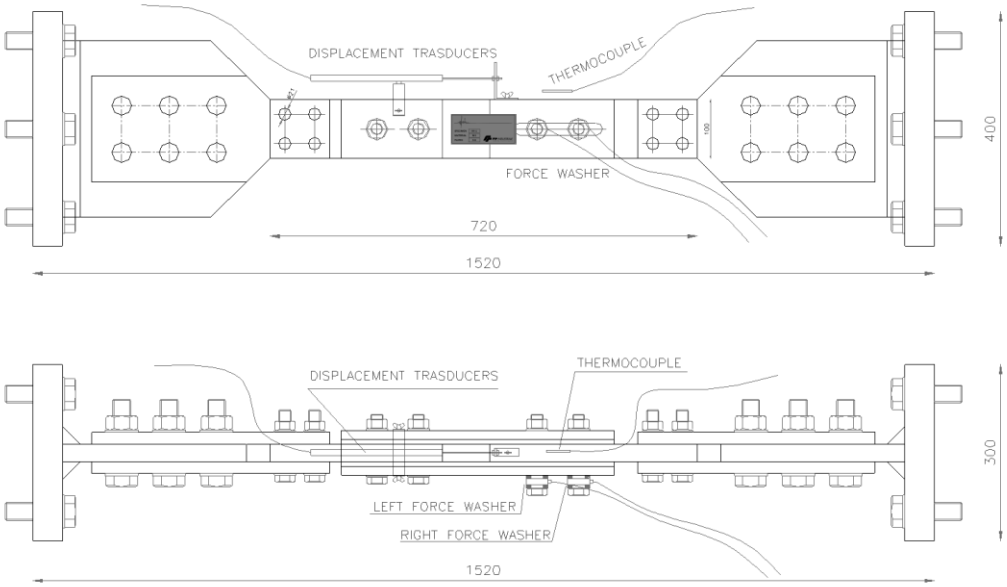


Obrázek 2.23 Typický diagram točivého momentu vs předpětí

Nízkou rychlostí se zkoušelo na univerzálním zkušebním stroji Schenck Hydropuls S56 (obrázek 2.21). Takový stroj je tvořen hydraulickým pístem s nosností +/- 630 kN, maximálním zdvihem +/- 125 mm a samovyváženým ocelovým rámem k vyrovnání axiálního zatížení. Před a během zkoušky senzory ovládaly síly šroubu, kluzného zatížení, utahovacího momentu a posuvu. Axiální posunutí systémů byla čtena z měniče zkušebního stroje. Stejným způsobem byla řízena síla prokluzu pomocí snímače zatížení na zkušebním stroji. Před zkouškou byl utahovací moment vyvozen ručním momentovým klíčem a monitorován pomocí snímače točivého momentu Futek TAT430 s maximálním momentem 680 Nm. Před a během zkoušky bylo monitorováno předpětí šroubů pomocí koblihových siloměrů Futek LTH500 s maximální silou 222 kN. Zvolené šrouby měly průměrnou hodnotu k-faktoru rovnou 0,13. Hodnota utahovacího momentu aplikovaného na šrouby v každé zkoušce se pohybovala od největšího 0,13 x 171,5 x20 = 446 Nm (100 %) po nejmenší 0,40 x0,13 x 171,5 x 20 = 178 Nm počáteční předpětí, (40 %.

2.3.3 *Zkoušky při velkých rychlostech*

Chování třecích materiálů při vysokých rychlostech byla v zařízeních společnosti FIP Industriale S.p.a. se zkoušelo na podsestavách vybavených třecími podložkami.



Obrázek 2.24 - Rozvržení vzorků pro zkoušky s vysokou rychlostí

Vzorky (obrázek 2.24) jsou identické se vzorky pro zkoušky při nízké rychlosti, kromě systému připevnění ke zkušebnímu zařízení. Vzorky jsou tvořeny dvěma třecími podložkami, které se posouvají po desce AISI 304. Šrouby, které vnášejí předpětí na třecí podložky, jsou dva vzorek M20 HV 10.9; síla na ně se měřila dvěma silovými podložkami. Obrázek 2.25 ukazuje zkušební stroj. Skládá se z tuhého příčníku a ovladače s maximální osobou silou 2 000 kN, zdvihem pístu ± 300 mm a maximální rychlostí při maximální síle rovnou 300 mm/s. Zkoušky byly řízeny posunem. Pro zkoušky první etapy byl použit sinusový vstup s frekvencí 1,27 Hz, proměnnou amplitudou (až ± 25 mm) a maximální rychlostí 200 mm/s.

Obrázek 2.25 - Zkušební stroj

Kromě tvaru vstupního signálu je postup stejný jako u zkoušek s nízkou rychlostí. Rychlost zatěžování se měnila, aby se ověřil vliv, kterou hraje na součinitel tření.

2.3.4 *Výsledky zkoušek*

Ve zkouškách s nízkou rychlostí se zatěžovalo podle EN15129 [47] a pro zkoušky byly využity sekvence cyklů s následujícími rychlostmi:

- 5 cyklů při 6,25 mm při 1 mm / s;
- 5 cyklů při 12,5 mm při 4/5 mm / s;
- 40 cyklů při 25 mm při 4/5 mm / s.

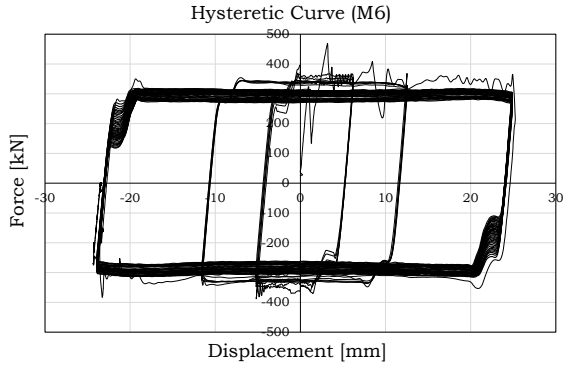
Pro každou zkoušku byla odezva vyhodnocena počáteční hodnotou součinitele tření a její degradací během historie cyklického zatížení. Bylo popsáno:

- Závislost posunutí na síle jako síla prokluzu $F_{slip,i}$ a posunutí d_i ze snímače zatížení a LVDT;
- Efektivní (nebo návrhová) hodnota součinitele tření $\mu_{effective}$ a posunutí d_{total}. Efektivní hodnota součinitele tření byla vypočtena jako poměr mezi silou prokluzu získanou ze zkušebního stroje a součtem počátečních sil předpětí působících šrouby na třecí povrchů $4N_0$;
- Skutečná hodnota součinitele tření μ_{actual} a celkové posunutí d_{total}. Skutečná hodnota součinitele tření byla vypočtena jako poměr mezi kluznou silou získanou ze zkušebního stroje a součtem skutečných hodnot předpínacích sil šroubů ze stroje $2N_{cell,1}+2N_{cell,2}$.

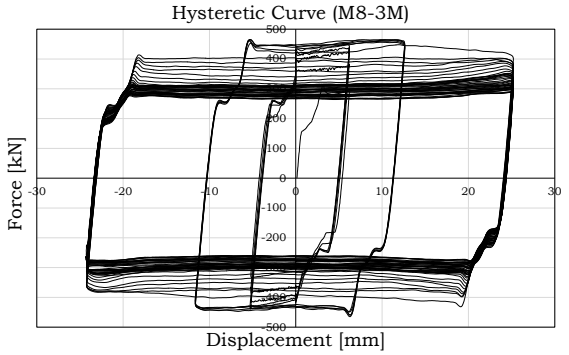
Dále bylo popsáno chování třecího systémů pomocí degradace tlumení podle EN 15129 [47]. Uvažuje se ztráta energie ke ztrátě energie ve 3. cyklu.

2.3.4.1 Povlaky z tvrdého materiálu

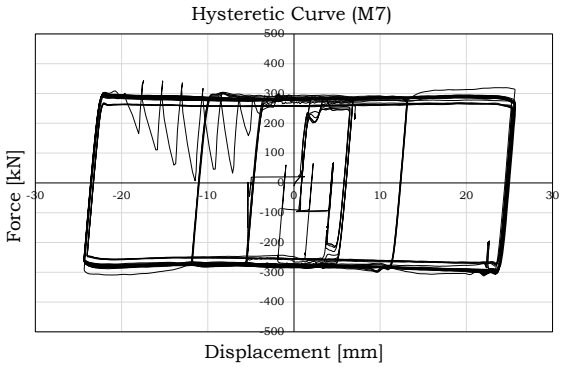
Výsledky zkoušek spojujících nerezovou ocel s třecími podložkami potaženými tvrdými povlaky jsou shrnuty na obr. 2.26 až 2.28. Jsou zde uvedeny hysteretické křivky jednoho ze zkoušených materiálů.



Obrázek 2.26 - Hysteretické chování podložek vzorek M6

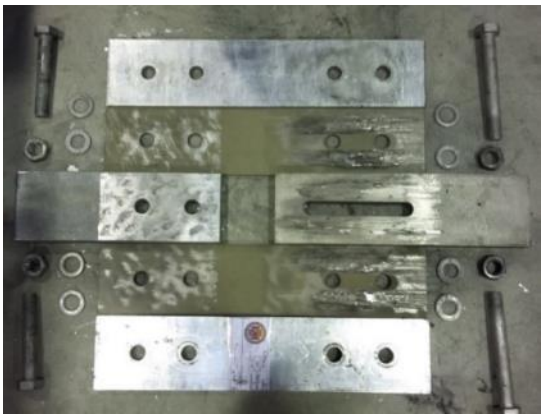


Obrázek 2.27 - Hysteretické chování podložek vzorek M3

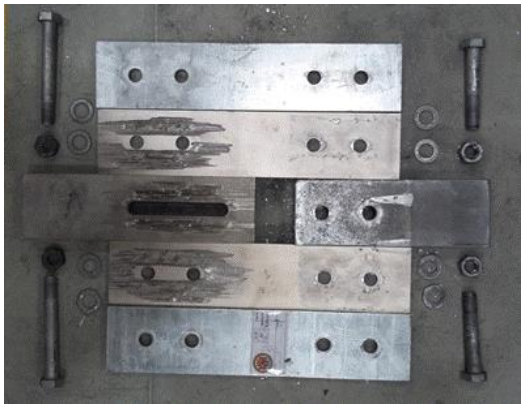


Obrázek 2.28 - Hysteretické chování podložek M7

U povlaku z karbidu vzorek M6 byla cyklická odezva charakterizována vývojem počáteční hodnoty prokluzovací síly rovnající se přibližně 350 kN. Degradace na konci zkoušky činila přibližně 20 %. Na obrázku 2.26 je vidět, že hysteretická křivka byla ovlivněna počáteční fází prokluzu s vývojem prvního nestabilního cyklu charakterizovaného skoky síly a náhlými uvolněními energie. Po tomto prvním cyklu, který pravděpodobně umožňuje rozbít počáteční interatomovou přitažlivost mezi povrchy, které jsou v kontaktu (adhezní složka tření), však pravidelně docházelo k prokluzu. To vedlo k stabilní odezvě až do konce zkoušky. V případě povlaku z karbidu M7 byla počáteční sila prokluzu rovna přibližně 250 kN, po několika cyklech mírně zvýšila a stabilizovala se na hodnotě přibližně 300 kN. Po dosažení této hodnoty byly všechny cykly charakterizovány stejnou třecí silou, která získala stabilní a disipativní chování. I když se hysteretické chování na obrázku 2.28 jeví podobné chování pozorovanému u materiálu vzorek M6, ve skutečnosti bylo pro provedení zkoušky třeba snížit rychlost v důsledku uvolňování energie a vibracemi. Třecí vložky 3M byly charakterizovány odezvou, která, byla pozorována u jiných materiálů, jako je mosaz nebo fenolických kaučuků [43]. Je charakterizována dvěma různými fázemi odezvy. První fáze s povrchům při zpevnění mělo odolnost proti prokluzu přibližně 60 %. Druhá fáze je charakterizovaná snížením síly, která se na konci degradace vrátila na původní hodnotu. V tomto případě nebyla pozorována žádná reakce na prokluz a všechny cykly byly charakterizovány stabilní hodnotou síly při prokluzu. Počáteční hodnota síly při prokluzu byla asi 400 kN (obrázek 2.27).

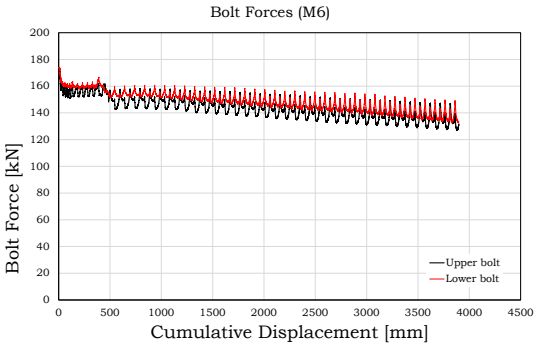


Obrázek 2.29 - Poškození vložek vzorek M6

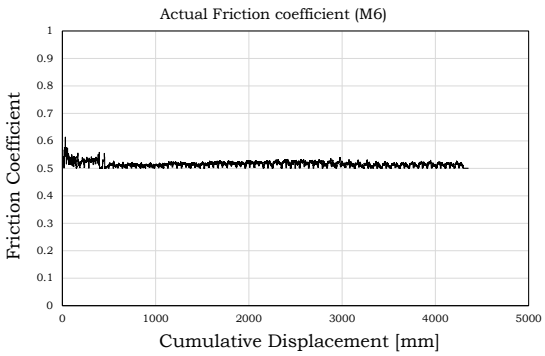


Obrázek 2.30 – Poškození vložek 3M

Po zkouškách byly vzorky rozebrány, aby šlo vyhodnotit poškození povrchů. Na obrázcích 2.29 a 2.30 je stav poškození povrchů znázorněn u vzorků s třecími vložkami vzorek M6 a 3M. U těchto materiálů byla kvůli vyšší tvrdosti potahové vrstvy vzhledem k nerezové oceli největší část poškození soustředěna na desku z nerezové oceli, která na konci zkoušky měla mnoho škrábanců v oblasti pod hlavou šroubu. Na obrázcích 2.31 a 2.32 je uveden diagram sil šroubů (sledovaných pomocí siloměrů) a součinitel tření vzhledem k pohybu tlumiče pro vzorek s třecími podložkami vzorek M6. Je vidět, že oba šrouby, které byly původně utaženy, aby se dosáhlo zkušebního zatížení 171,5 kN, po prvním cyklu ztratily asi 7 % počátečního předpětí. Během zkoušky se rovnoměrně uvolnily a na konci dosáhly celkové ztráty asi 20%. Naopak „skutečný“ součinitel tření zůstává konstantní, což ukazuje stabilní chování třecích podložek.



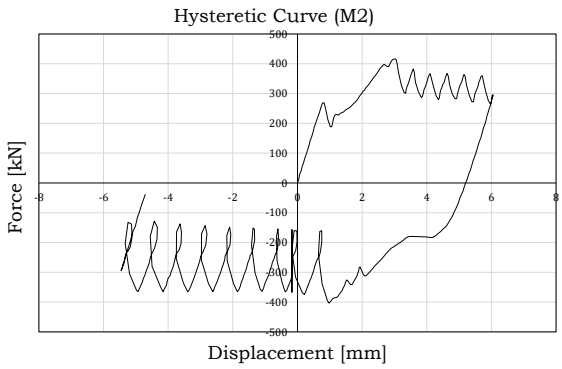
Obrázek 2.31 - Typická schémata sil šroubů

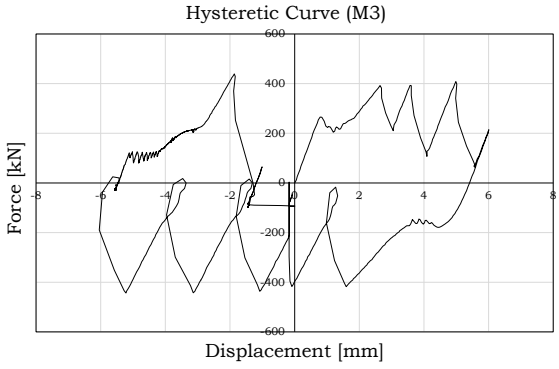


Obrázek 2.32 - „Skutečný“ součinitel tření vs. kumulativní pojezd: vzorek M6

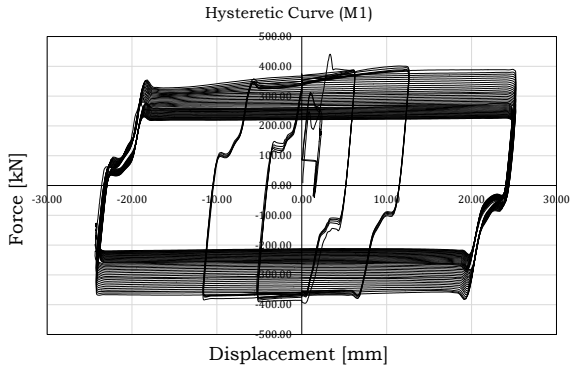
2.3.4.2 *Povlaky z měkkého materiálu*

Podobně jako tomu bylo v případě karbidu M7, také některé měkké materiály vykazovaly chování charakterizované fenoménem stick-slip. To je případ tří vybraných neželezných kovů, konkrétně vzorek M2, vzorek M3 a vzorek M5, jejichž odezva byla charakterizována střídavými zastaveními a rozběhy pohybu se silným a náhlým uvolněním energie (obrázek 2.33, obrázek 2.34). Proto také ve všech těchto případech byly zkoušky předčasně zastaveny, aby se zabránilo poškození testovacího zařízení. U těchto materiálů bylo po prvním posunutí charakterizováno hysteretické chování střídavým a kontinuálním skokem síly ze statické na dynamickou hodnotu. Z výsledků získaných v této experimentální analýze se zdá, že materiály mohou být vzhledem k vysoké hodnotě součinitele tření slibné pro použití ve třecích spojích pro statická zatížení.

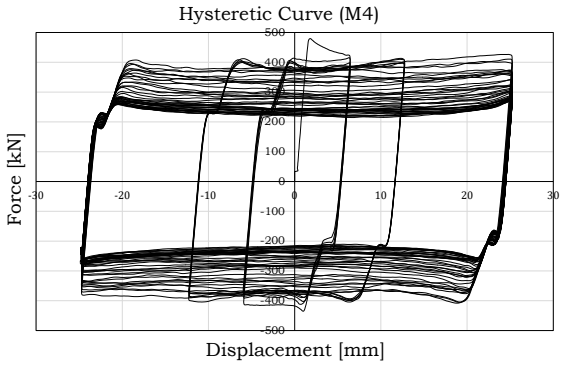




Obrázek 2.33 - Hysteretické chování podložek vzorek M2



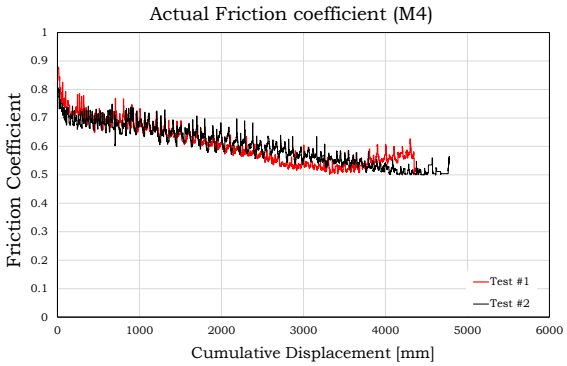
Obrázek 2.34 - Hysteretické chování podložek vzorek M3



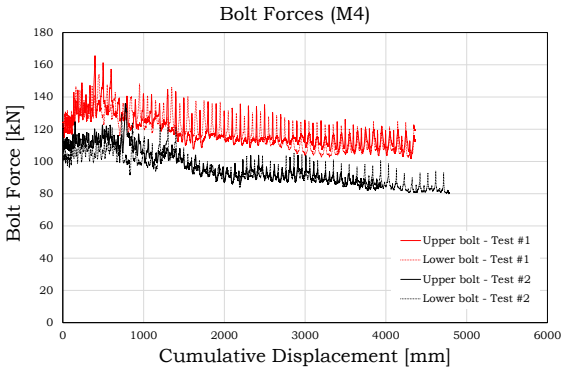
Obrázek 2.35 - Hysteretické chování podložek vzorek M1

Obrázek 2.35 - Hysteretické chování podložek vzorek M3

Kovy na vzorcích M1 a M4 vykazovaly podobné chování (obrázky 2.37 a 2.38). Zejména jejich hysteretická odezva byla charakterizována hodnotou síly při prokluzu vyšší než odpovídající dosažená u tvrdých materiálů, ale na druhé straně také měly významnější degradaci v důsledku uvolnění šroubu a poškození třecími podložkami. U obou materiálů bylo chování ve dvou identických zkouškách významně odlišné, což ukazuje variabilitu chování těchto materiálů. Variabilita je způsobena odlišným chováním šroubů v testech. Jako příklad jsou na obrázcích 2.37 a 2.38 uvedeny výsledky vyjádřené součinitelem tření a síly ve šroubech a posunu pro dvě zkoušky na vzorcích s třecími podložkami vzorek M4. Z grafů je zřejmé, že i když se hodnota součinitele tření ve dvou zkouškách nemění, šrouby poskytují výrazně odlišné chování vedoucí k odlišné hysteretické odezvě. V jedné zkoušce po prvním sklouznutí byla pozorována náhlá ztráta předpětí šroubů 15 %, což vedlo k proporcionální ztrátě třecí síly. Odlišná odezva vzorků je způsobena nedokonalostmi povlaku, který je nanášen u měkkých povlaků manuálně a vede k nerovnoměrnému rozložení povlakového kovu. V případě materiálu na vzorku M1 byla degradace počáteční kluzné síly na konci zkoušek 45 % a v případě vzorku M4 pak 50 %. Oba materiály poskytovaly vysoké hodnoty součinitele tření. Počáteční součinitel tření materiálů vzorků M1 a v M4 byl roven 0,55 až 0,65, respektive 0,7 až 0,9.



Obrázek 2.37 - Skutečný součinitel tření – vzorek M4



Obrázek 2.38 - Síly šroubů – vzorek M4

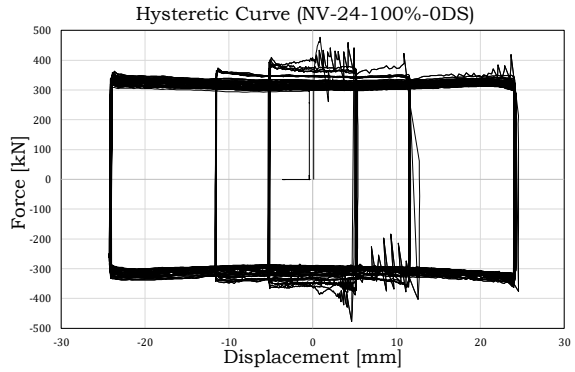
Aby bylo možno vyhodnotit poškození povrchů, byly po zkoušce rozebrány také vzorky s měkkými materiály. V těchto případech se poškození soustředilo na třecí podložky, zatímco plechy z nerezové oceli po zkoušce byly prakticky nepoškozené, jak je vidět na obrázcích 2.39 a 2.40.

Obrázek 2.39 - Poškození podložek vzorek M1

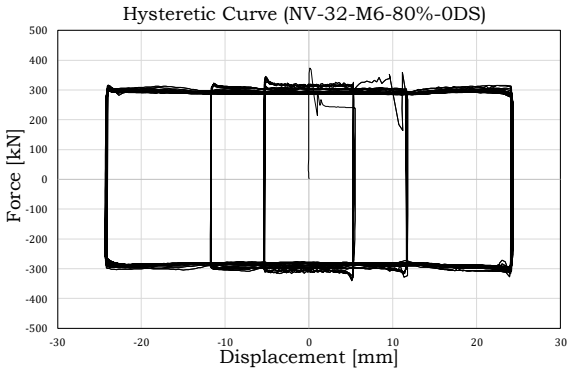
Obrázek 2.39 - Poškození podložek vzorek M1

2.3.4.3 Vliv svěrné síly

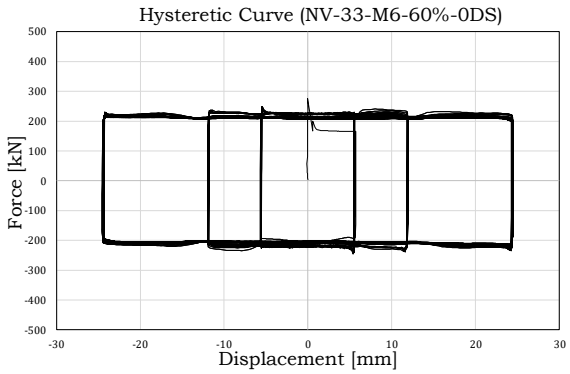
Vzorky M1, M4 a M6 byly připraveny pro studii parametrů odezvy základních třecích tlumičů. Byl zkoumán vliv předpínací síly, konfigurací talířových podložek a pravděpodobnost odezvy. V této části je diskutován vliv předpínací síly na hysteretickou odezvu třecích tlumičů. Závislost síly na posunu u zkoušek s proměnnou předpětím je uvedena obrázcích 2.40 a 2.44 pro jeden ze tří zkoumaných materiálů (vzorek M6). Výsledky ostatních materiálů z hlediska globálního chování jsou podobné. Hysteretická odezva byla podle očekávání charakterizována vysokou počáteční tuhostí až do dosažení hodnoty statické smykové síly, která byla ve všech analyzovaných případech vyšší než dynamický třecí odpor. Materiály vykazovaly téměř obdélníkové hysterezní smyčky. Pokud jde o odezvu síla-posun, jediným materiálem poskytujícím méně stabilní chování byl materiál vzorku M6. Jedná se o tvrdý povlak, jehož chování je charakterizováno prvním cyklem s mírnou odezvu vlivem adheze.



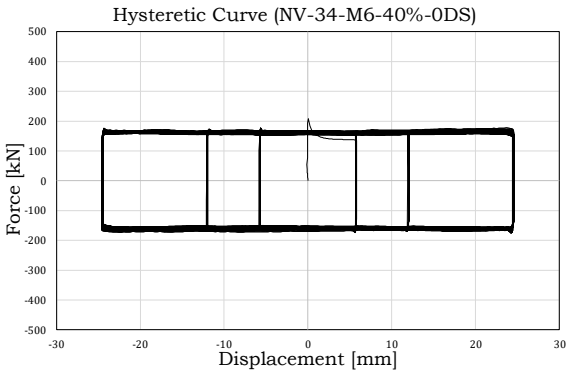
Obrázek 2.41 - Vložky vzorek M6, 100 % předpětí



Obrázek 2.41 - Vložky vzorek M6, 80 % předpětí

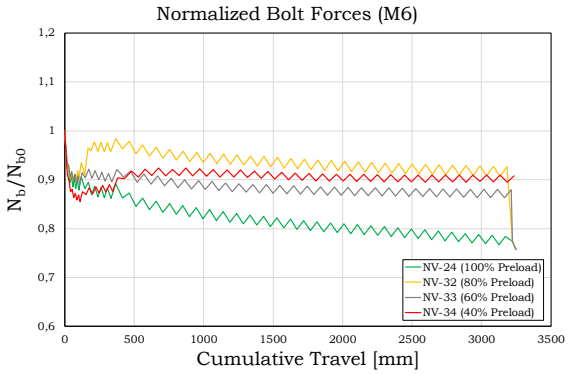


Obrázek 2.43 - Vložky vzorek M6, 60% předpětí

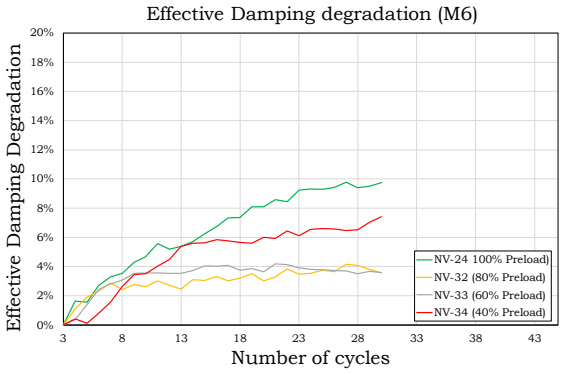


Obrázek 2.43 - Vložky vzorek M6, 40% předpětí

Jedním z nejdůležitějších aspektů pozorovaných v této sadě zkoušek je, že u tohoto potahového materiálu zmizí odezva na posun, která snižuje předpětí šroubů. Odezva závisí výrazně na kontaktním tlaku na povrchy. Na obrázcích 2.45 a 2.46 je znázorněn vývoj sil ve šroubech během zkoušek a degradace tlumení. Síla ve šroubu N_b je normalizována s ohledem na počáteční hodnotu na začátku zkoušky N_{b0}. Degradace tlumení se vypočítá podle postupu v [47].

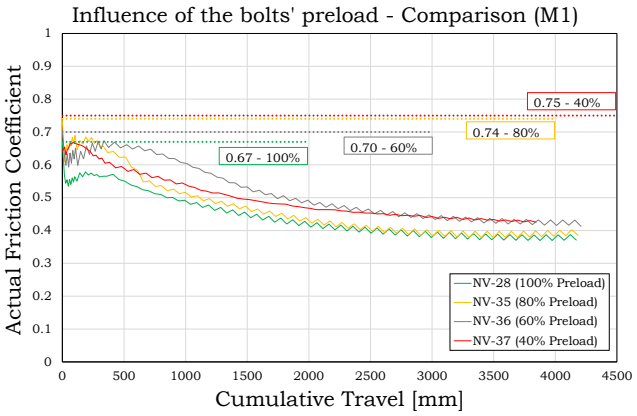


Obrázek 2.45 - Degradace sil šroubů (předpětí 100% až 40%)

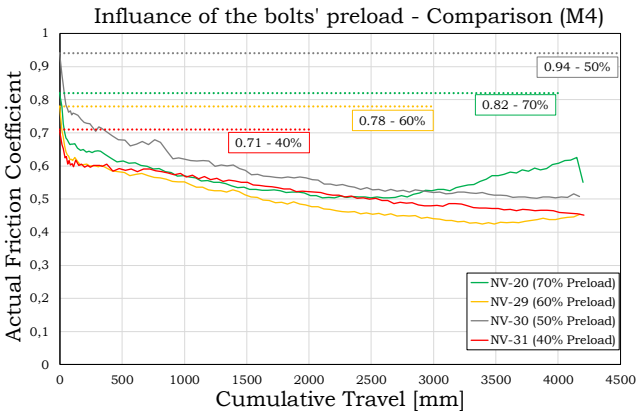


Obrázek 2.46 - Degradace ztrát energie (předpětí 100% až 40%)

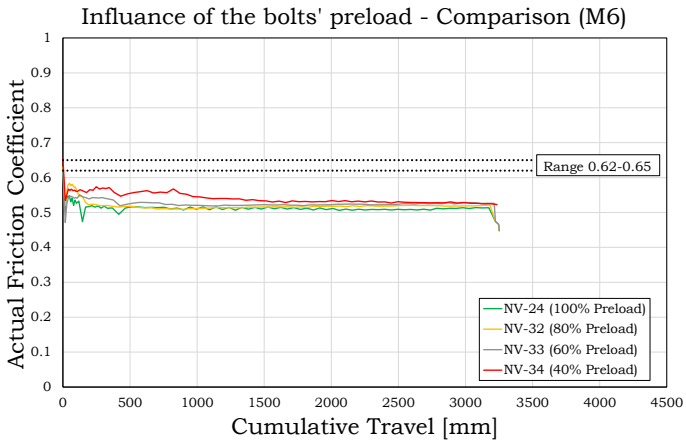
Z grafů pozorovat, že snížení počáteční síly předpětí vede ke zlepšení degradace tlumení. Parametr vyjadřuje degradaci rozptylu energii třecího spojení. Pokud jde o počáteční hodnotu součinitele tření, viz obrázky 2.47 a 2.49, tři analyzované materiály nevykazovaly výraznou závislost na předpětí. Pokud byla snížena počáteční předpínací síla, degradace poklesla. Změna počáteční hodnoty součinitele tření pozorovaná při těchto zkouškách odpovídala normálním statistickém rozdělení pro změnu součinitele tření. Počáteční hodnota součinitele tření pro materiál vzorek M1 se pohybovala od 0,67 do 0,75, pro materiál vzorek M4 od 0,71 do 0,94 a pro materiál vzorek M6 od 0,62 do 0,65. Hodnoty 0,62 až 0,81 byly naměřeny pro materiál vzorku M1, 0,69 až 0,84 pro materiál vzorek M4 a 0,52 až 0,68 pro materiál vzorek M6.



Obrázek 2.47 - Vliv předpětí na součinitel tření, vložky vzorek M1



Obrázek 2.48 - Vliv předpětí na součinitel tření, vložky vzorek M4

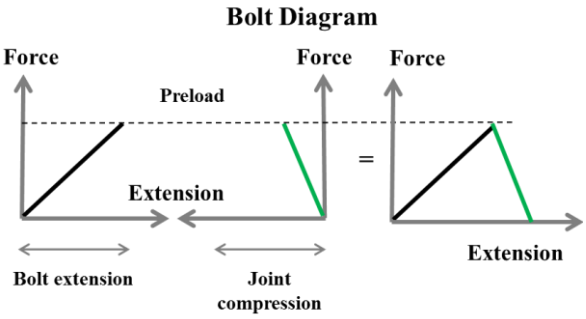


Obrázek 2.49 - Vliv předpětí na součinitel tření, vložky vzorek M6

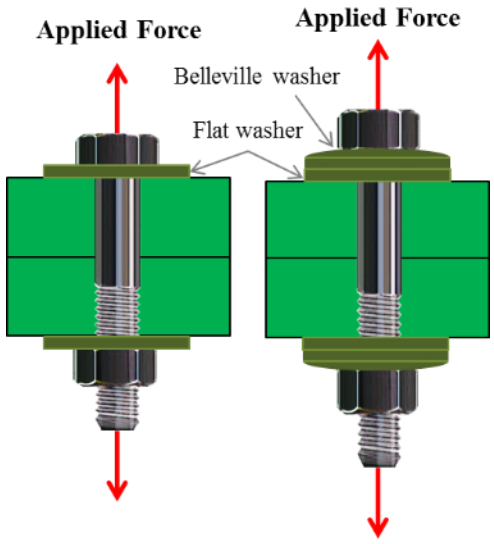
Zkoušky při proměnných hodnotách síly předpětí nepoukázaly na jasnou korelaci mezi součinitelem statického tření a předpětím šroubů. Snížení předpínací síly, má za následek nižší ztrátu předpětí šroubů a nižší degradaci energie. Analýza dat navíc odhalila, že u materiálu na vzorku M6 byla účinná degradace tlumení v 10. cyklu vždy nižší než 10 %, jak požaduje EN15129 [47]. Naopak u materiálů na vzorcích M1 a M3 (měkké materiály) výsledky ukázaly, že požadavek lze splnit, pouze pokud je tlak omezen na 60 %.

2.3.4.4 Soustava pružin

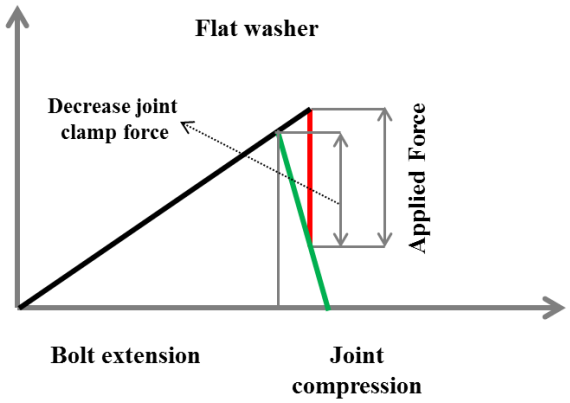
Talířové pružiny jsou kuželovité prstencové podložky, označované Belleville. Za předpokladu, že jsou správně přednastaveny [48], pokud nedosáhnou prahové hodnoty, nad kterou vykazují výrazné zvýšení tuhosti až do úplného zploštění, mohou se pružně stlačovat. Mohou být uspořádány paralelně, pro zdvojnásobení účinku, nebo sériově, obráceně ke zdvojnásobení deformovatelnosti. Při kombinaci sérového a paralelního zapojení podložek lze dosáhnout požadovaných hodnot tuhosti a únosnosti. V literatuře se doporučují pro udržení konstantního předpětí šroubů po celou dobu životnosti spoje zejména v případech, kdy lze očekávat vibrace, dotvarování nebo interakce mezi šrouby.



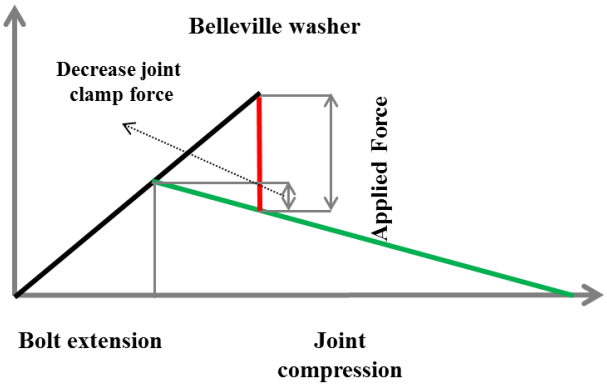
Obrázek 2.50 - Typické schéma šroubů



Obrázek 2.51 - Spoj s podložkami nebo talířovými pružinami

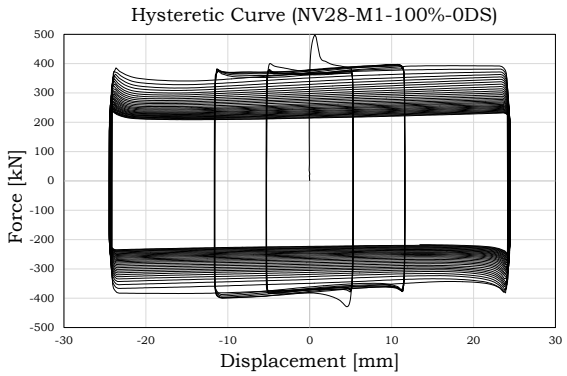


Obrázek 2.52 - Schéma šroubů s plochými podložkami

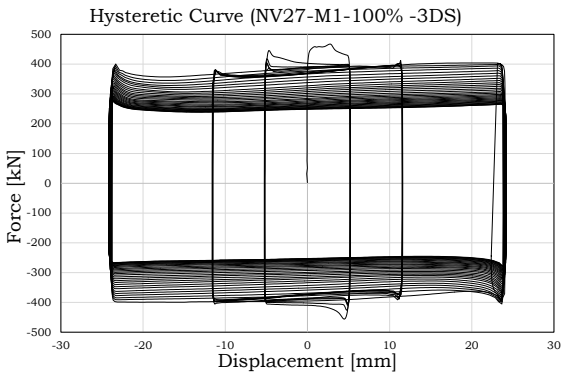


Obrázek 2.53 - Schéma šroubů s talířovými pružinami

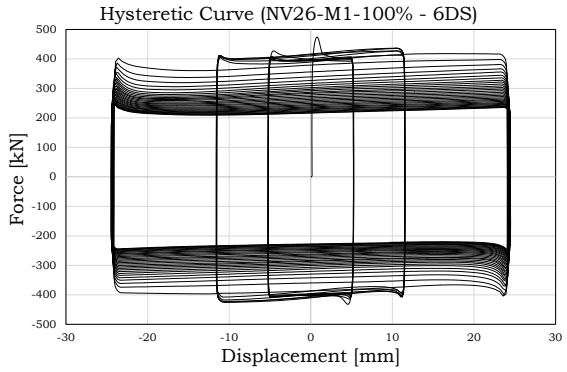
Jev je vysvětlen na obrázcích 2.50 a 2.54 [48], kde je srovnáváno chování soustavy s běžnými plochými podložkami a talířovými pružinami. Hlavní rozdíl, spočívá v tom, že tuhost sestavy pomáhá kompenzovat zmenšení tloušťky, které může být způsobeno opotřebením třecího materiálu nebo obroušením povlaků a nerovností. Talířové vložky ve působí jako pružiny, které tlačí dřík šroubu a částečně obnovují uvolnění. Účinek soustava talířových podložek byl studován během projektu FREEDAM na cyklických testech, pro čtyři konfigurace, bez talířové pružiny, 3 paralelně, 3 paralelně – 2krát za sebou (6 talířových pružin), 3 paralelně – 3x v sérii (9 talířových pružin). Výsledky zkoušky jsou shrnuty pro materiál vzorek M1. U ostatních vzorků byly pozorovány zanedbatelné rozdíly v chování. Z obrázků 2.54 až 2.57 lze pozorovat nevýrazný vliv talířových podložek na hysteretickou odezvu. Všechny zkoušky začaly počáteční kluznou silou asi 400 kN a skončily silou asi 200 kN. V případě vyššího počtu talířových podložek byla pozorována vyšší degradace.



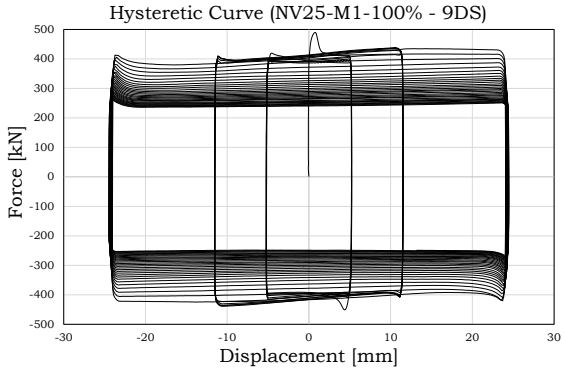
Obrázek 2.54 - Vložky vzorek M1 s plochými podložkami



Obrázek 2.55 - Vložky vzorek M1 s 3DS



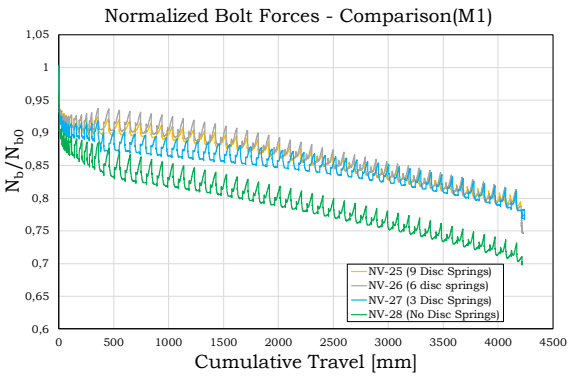
Obrázek 2.56 - Vložky vzorek M1 s 6DS



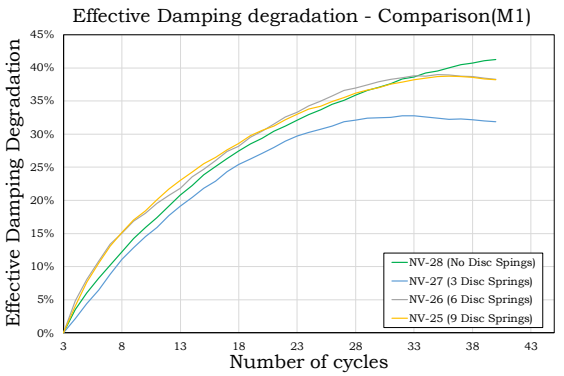
Obrázek 2.57 - Vložky vzorek M1 s 9DS

Výsledek, z hlediska celkové hysteretické odezvy, poukazuje na omezenou účinnost evropských standardizovaných talířových podložek na celkovou odezvu tlumiče. To dokládají síly ve šroubech během zkoušky při degradaci tlumení (obrázky 2.58 a 2.59).

Obrázek 2.58 uvádí síly šroubů během zkoušek. Vyšší deformovatelnosti sestavy šroubu vykazuje nižší ztrátu počátečního předpětí. Výhoda nevede k celkovému zlepšení hysteretické odezvy spoje díky vyššímu opotřebení třecího materiálu. To je zvýrazněno v diagramech degradace tlumení (obrázek 2.59), které ukazují, že pro jiné rozložení talířových podložek nepřináší významné zlepšení odezvy.



Obrázek 2.58 - Síly šroubů s různými konfiguracemi podložek

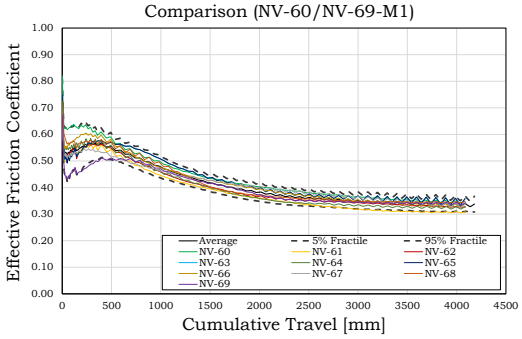


Obrázek 2.59 - Efektivní degradace tlumení s různými konfiguracemi podložek

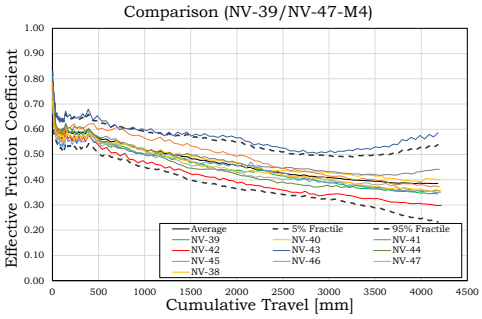
Závěrem lze říci, že výsledky této sady zkoušek ukázaly, že evropské standardizované talířové pružiny mohou pomoci udržet konstantní předpětí šroubu, ale celkově nejsou schopny zajistit výrazné zlepšení cyklické odezvy. Přestože jejich role může být významná pro omezení dalších účinků, jako jsou účinky související s dlouhodobou ztrátou počátečního předpětí, vibrací nebo tepelných účinků, zdá se, že jejich použití má omezený vliv na cyklické chování.

2.3.4.5 Spolehlivost

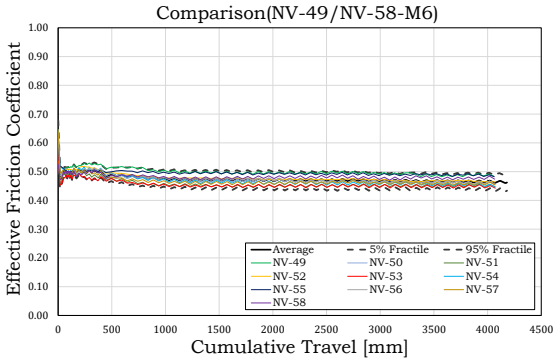
Experimenty v projektu FREEDAM byly zaměřeny na stanovení variačního součinitele a návrhové hodnoty tření, které mají být využity při návrhu podle mezního stavu únosnosti (MSÚ) a mezního stavu použitelnosti MSP. Z předchozích výsledků je vidět, že zkoumané povlaky jsou ovlivněny náhodným chováním, které je třeba zohlednit v návrhu, zejména pro únosnost. Pro MSP se uvažuje charakteristická hodnota součinitele statického tření. Pro kontrolu MSÚ se zejména pro únosnost uvažuje minimální hodnota dynamického součinitele tření pro stabilizovaný zatěžovací cyklus a horní mezní hodnota statického součinitele tření. Poměr mezi těmito dvěma hodnotami ovlivňuje součinitel zpevnění, který je třeba uvažovat pro návrh nedisipativních částí konstrukce. Tato série zkoušek byla provedena pro každý potahový materiál na deseti stejných vzorcích s předpětím rovným 60 %. Šest talířových podložek se zkoušelo v sestavě dvě paralelní a tři v sérii. V diagramech na obrázcích 2.60 až 2.62 jsou shrnuty hodnoty součinitelů tření získané ve všech zkouškách pro posunutí. Střední hodnota (spojitá křivka) a 5 % a 9 5% kvantil (dolní a horní přerušované křivky) jsou vyhodnoceny pro každou hodnotu kumulativního posunu a variační součinitel *k*. Pro omezený počet vzorků (10 vzorků pro každý materiál), je hodnota *k* stanovena podle kapitoly D7.2 v EN1990 [26]. Z předpokladu normálního rozdělení byla hodnota uvažována jako 1,92.



Obrázek 2.60 - Náhodnost součinitele tření – vložky vzorek M1



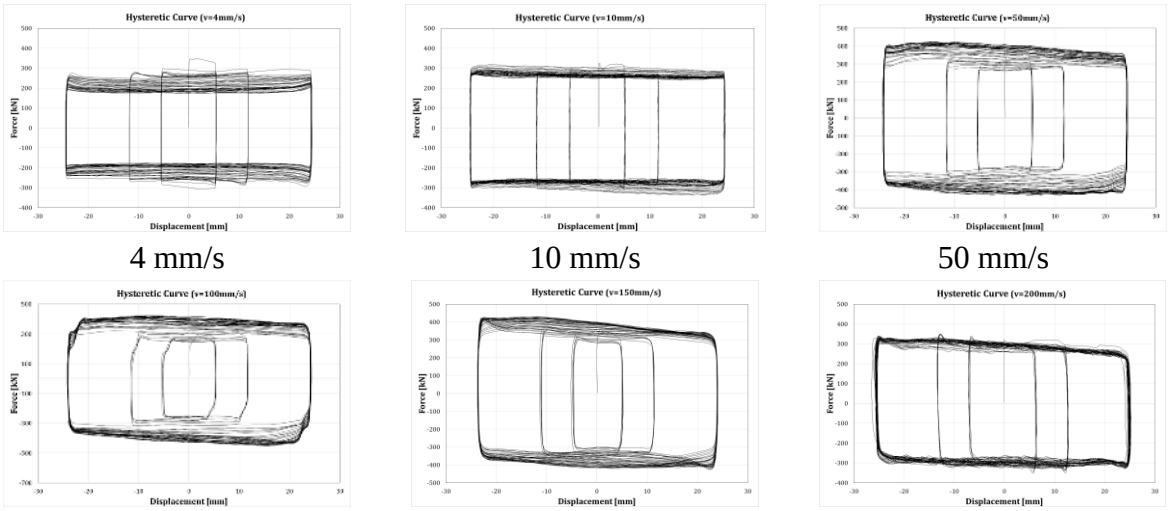
Obrázek 2.61 - Náhodnost součinitele tření – vložky vzorek M4



Obrázek 2.62 - Náhodnost součinitele tření – vložky vzorek M6

2.3.4.6 Vliv rychlosti

Podobně jako zkoušky s nízkou rychlostí byly také zkoušky s vysokou rychlostí navrženy ve dvou samostatných krocích. V prvním byl připraven omezený počet testů, které rozšířily analýzu na osm materiálů. Následně se zkoušely materiály ve vzorcích M1, M4, M6.

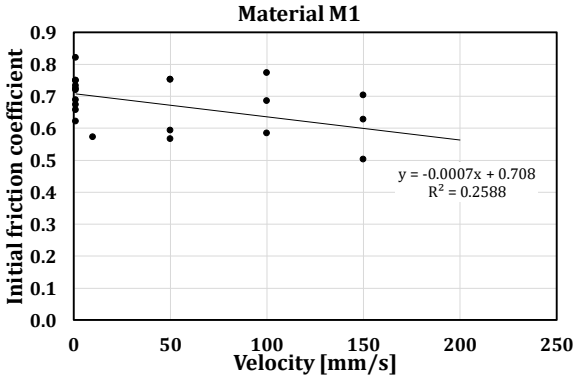


4 mm/s 10 mm/s 50 mm/s

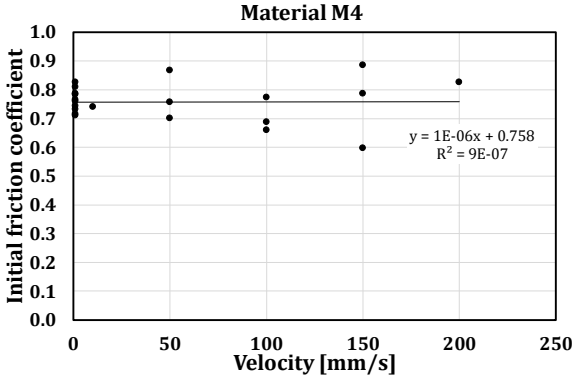
100 mm/s 150 mm/s 200 mm/s

Obrázek 2.63 - Vliv rychlosti – vložky vzorek M4

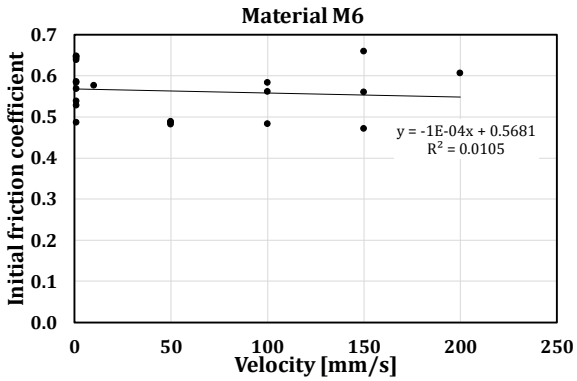
První fáze testování zahrnovala 15 vysokorychlostních zkoušek s třecími podložkami potaženými jak výše zmíněnými pěti měkkými, tak třemi tvrdými materiály. Naopak druhá fáze zvažovala 45 zkoušek vysoké rychlosti pouze na třech materiálech (vzorek M1, vzorek M4 a vzorek M6).



Obrázek 2.64 - Vliv rychlosti - vložky vzorek M1



Obrázek 2.65 - Vliv rychlosti - vložky vzorek M4

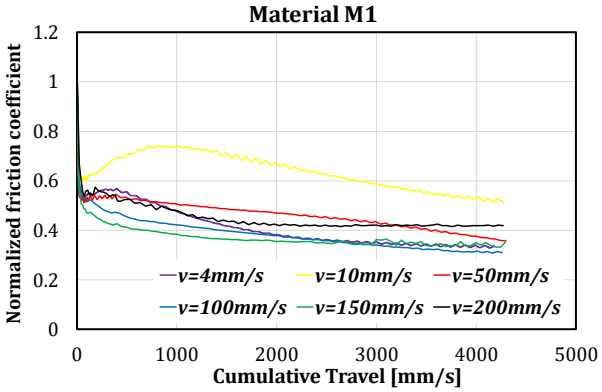


Obrázek 2.66 - Vliv rychlosti na počáteční vložky FC - vzorek M6

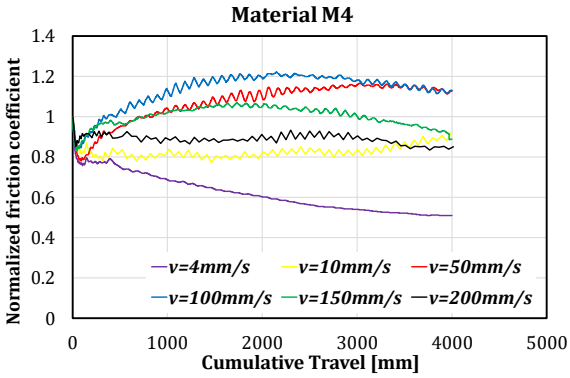
Zkoušky s vysokou rychlostí ukázaly významnou závislost součinitele tření na rychlosti. To je vidět z výsledků zkoušek, které jsou zde uvedeny pro materiál vzorek M4 (obrázek 2.63). U ostatních materiálů byly získány podobné výsledky. U materiálu vzorek M1 byla pro nejvyšší uvažovanou rychlost (200 mm/s) pozorována nestabilita hysteretických smyček. Změna rychlosti mění tvar hysteretických smyček, ale nezmění hodnotu počáteční třecí síly. Počáteční hodnota součinitele tření pozorovaná na zkouškách s vysokou rychlostí, obrázky 2.64 až 2.66, se pohybovala v minimálních/maximálních hodnotách, které spadají do normálního statistického rozsahu variačního součinitele tření pro tři uvažované materiály. Byla pozorována slabá korelace mezi materiály, viz regresní křivka počátečního součinitele tření μ_s rychlost s téměř vodorovnou regresí.

Zkoušky zdůraznily, že i když rychlost významně neovlivňuje hodnoty počátečního součinitele tření, má vliv na opotřebení materiálu a během zkoušek na kolísání sil ve šroubech. Téměř ve všech cyklických zkouškách bylo pozorováno, že cyklická degradace součinitele tření je významně vyšší pro nízkou rychlost prokluzu (kvazi-statická). Pro nízké rychlosti s jednodušším uspořádáním lze zkouškami získat konzervativní odhad vývoje degradace součinitele tření. Cyklická degradace součinitele tření se nemění rovnoměrně s klouzavou rychlostí. U tří materiálů byly pozorovány různé rychlosti degradace v závislosti na testovací rychlosti. U vzorku M4 se rychlost degradace součinitele tření snižuje s rostoucí rychlostí v rozmezí 4 až 100 mm/s, zatímco se znovu zvyšuje v rozmezí rychlostí 100 až 200 mm/s. Materiál na vzorku

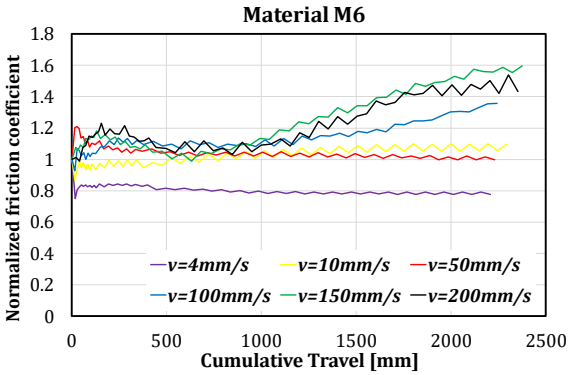
M1 vykazoval mírnou degradaci součinitele tření v závislosti na rychlosti. Naopak vzorek M6 vykazoval v závislosti na rychlosti prokluzu proměnnou odezvu.



Obrázek 2.67 - Závislost degradace FC na rychlosti - vložky vzorek M1

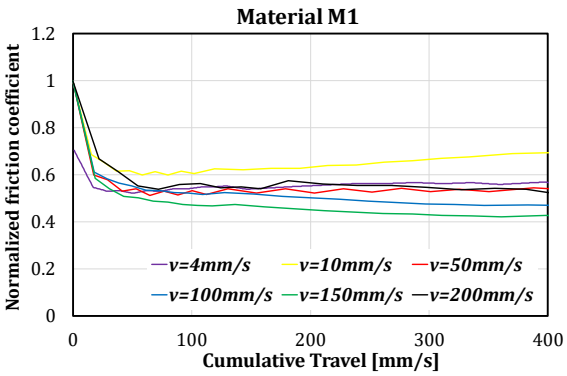


Obrázek 2.68 - Závislost degradace FC na rychlosti - vložky vzorek M4

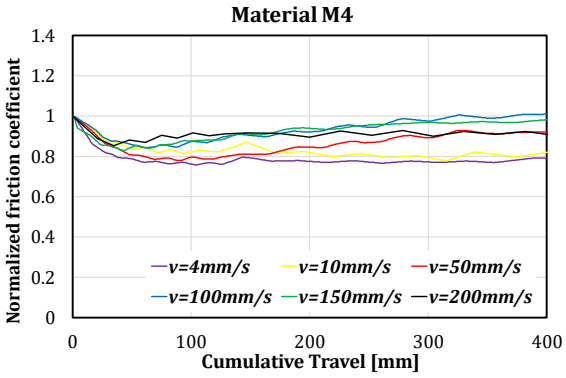


Obrázek 2.69 - Závislost degradace FC na rychlosti - vložky vzorek M6

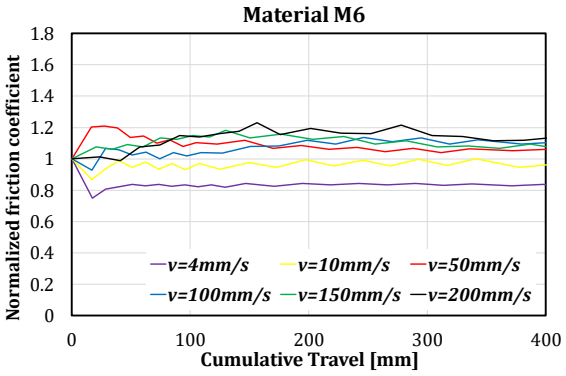
Vzorky M4 a M6 ukázaly zvýšení součinitele tření nad počáteční statickou hodnotu, v závislosti na kumulativním posunu a třecí rychlosti. Vzorek M4 vykazoval zvýšení součinitele tření ve srovnání se statickou hodnotou přibližně o 20 %. Naopak vzorek M6 dosáhl u vysokých hodnot posunu nárůst o 60 %. Z konstrukčního hlediska může pro únosnost být tento účinek pro návrh nedisipativních prvků konstrukce nepříznivý. Zkoušky při vysoké rychlosti byly uskutečněny při velkých posunech, které jsou nad hodnotami pro skutečné seismické namáhání. V praxi lze odhadnout maximální kumulativního posun s ohledem na požadavky pro normové zatěžovací protokoly, které se považují za měřítka chování. Pro zatěžovací protokol AISC 358 pro seismickou předem kvalifikované styčníky, pro rameno přípoje je 600 mm a požadované natočení ve styčníků 40 mrad je potřeba posun přibližně 400 mm. Na obrázcích 2.70 až 2.72 jsou závislosti zobrazeny pro posun 400 mm. V tomto rozsahu je dynamické zvýšení únosnosti ve srovnání s počáteční statickou hodnotou rovno přibližně 1,0 pro vzorek M1 a M4 (měkká) a přibližně 1,2 pro vzorek M6.



Obrázek 2.70 - Závislost degradace FC na rychlosti do 400 mm - vložky vzorek M1



Obrázek 2.71 - Závislost degradace FC na rychlosti do 400 mm - vložky vzorek M4

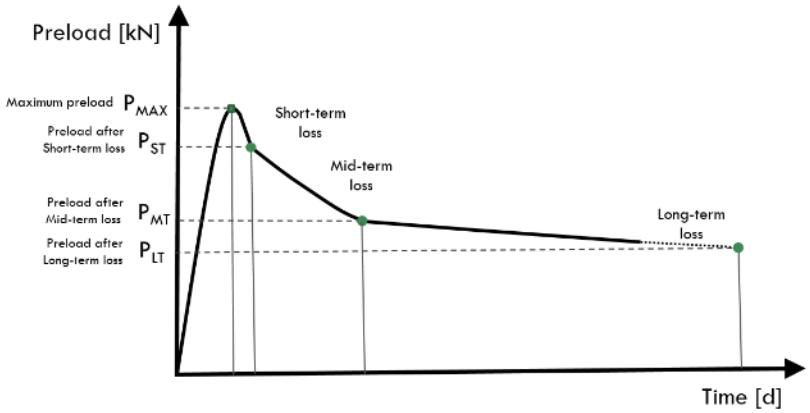


Obrázek 2.72 - Závislost degradace FC na rychlosti do 400 mm - vložky vzorek M6

2.4 ZTRÁTA PŘEDPĚTÍ

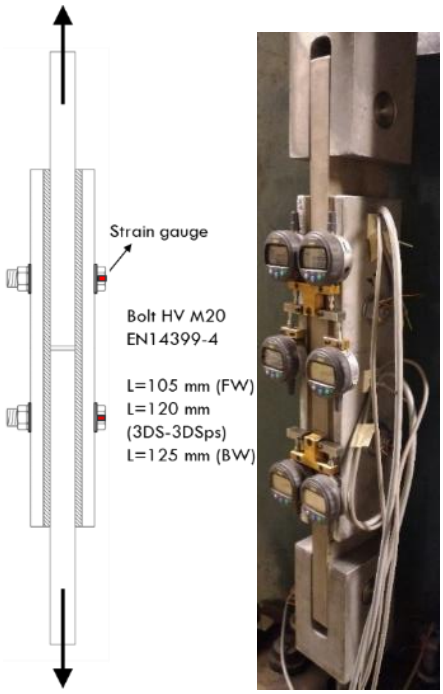
2.4.1 *Úvod*

Předpínání, relaxačními jevy, tečení povlaků, vibrací a samovolným uvolňováním se věnuje řada prací, protože v předepnutých šroubech dochází ke ztrátě počátečního předpětí, [49] až [51]. Ztráta předpětí je významná v prvních 12 hod po utažení. Silný vliv na celkovou ztrátu má velikost vnějšího zatížení působícího na spoj [52]. Dlouhodobé zkoušky ukazují, že po skončení počátečního poklesu ztráty předpětí pokračuje podle zákona logaritmické evoluce [50]. Ztráta počátečního napětí šroubů souvisí s jevy, mezi které patří nedostatečné počáteční předpětí šroubů, samovolné uvolnění, uvolnění, dotvarování, použití nevhodného materiálu a působení vnějšího zatížení v čase. Vývoje předpětí šroubu v čase je znázorněno na obrázku 2.73, na kterém lze rozlišit tři fáze. Ihned po utažení dojde k počáteční ztrátě šroubu, která je spojena s instalací. K počáteční ztrátě dochází těsně po utažení a zvyšuje se s velikostí použitého předpětí. Nastává zejména pokud je šroub utažen nad mez kluzu [53]. Po instalaci se objeví střednědobá ztráta. Na její výši mají vliv kolísání teploty, instalace a kolísání vnějšího namáhání. Dlouhodobá ztráta nastává nepřetržitě během života konstrukce. Po určité době se ztráta stabilizuje.

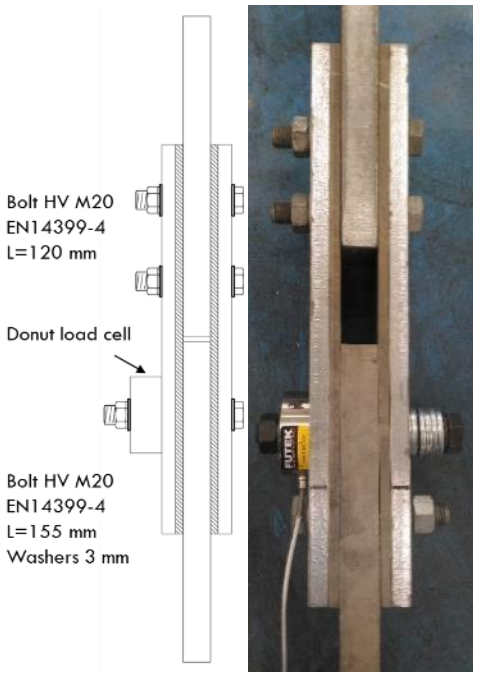


Obrázek 2.73 - Vývoj předpětí v čase

Aby bylo možno charakterizovat odezvu předepnutých šroubů ve třecích spojích, byly v projektu FREEDAM uskutečněny experiment na univerzitě v Salernu a na univerzitě v Liege (obrázky 2.74 a 2.75). Byly zkoumány čtyři typologie šroubových sestav vybavených různými konfiguracemi běžných a talířových podložek. Pro posouzení krátkodobé, střednědobé a dlouhodobé ztráty byly pro každou konfiguraci zkoušeny s různou časovou prodlevou. Pro posouzení krátkodobé a střednědobé relaxace bylo provedeno 20 krátkodobých zkoušek (zkoušeno po 18 hod) a čtyři střednědobé zkoušky (po 30 dnech). Kromě toho bylo pro čtyři různé soustava podložek pět sestav šroubů bylo zkoušeno po dobu 5 měsíců.



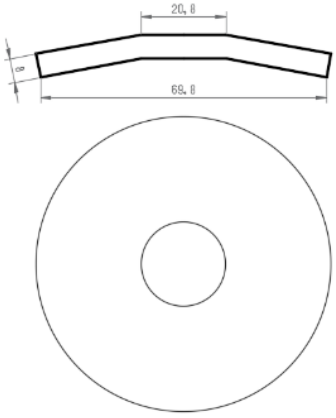
Obrázek 2.74 – Dlouhodobé zkoušky



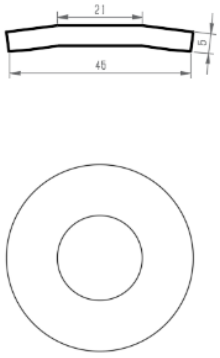
Obrázek 2.75 - Středně a krátkodobé zkoušky

Zkoušelo se na symetrických třecích spojích (SFC) složených z podložek (8 mm) potažených třecím materiálem (materiál vzorku M4), dvou vnějších žárově pozinkovaných plechů (15 mm) z oceli S275JR a vnitřních plechů s oválnými otvory z nerezové oceli AISI 304. Plechy byly upevněny šrouby M20 10,9 HV. Předběžné předpětí šroubu bylo 120 kN, protože předchozí

zkoušky ukázaly příznivý účinek poskytnutý napětí ve šroubu na rozsah 30 až 70 % zkušebního předpětí. U všech zkoušek byly šrouby vybaveny zařízeními pro měření síly. V krátkodobých a střednědobých zkouškách byl vývoj předpětí ve šroubech detekován pomocí snímače zatížení FUTEK LYH500 o únosnosti 222,4 kN. Pro dlouhodobé zkoušky byly využity tenzometry zabudované do dříku šroubu.



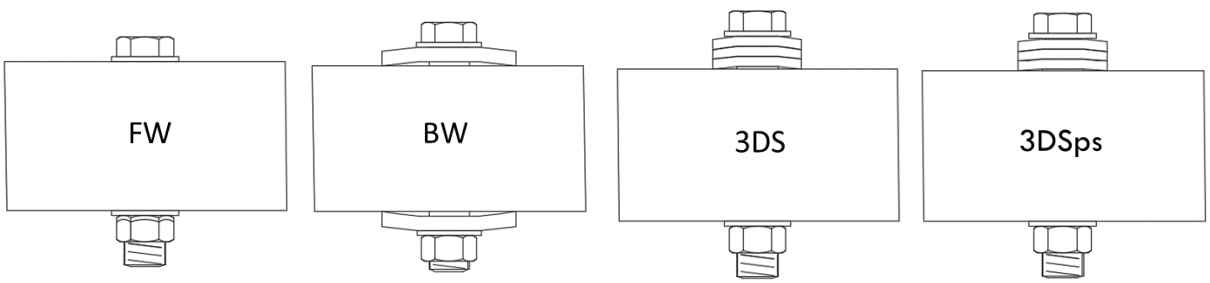
Obrázek 2.76 - Nahrazená podložka (BW)



Obrázek 2.77 - Talířové podložky DIN 6796 vzorek M20 (DS)

U části zkoušek byly pro snížení ztráty předpětí využity podložky Belleville, které mají tvar kužele (obrázky 2.76 a 2.77). Pro posouzení účinnosti podložek při snižování ztráty předpětí byly v práci zkoumány dva různé typy talířových podložek kuželovitého tvaru: standardizované evropské talířové pružiny pro šrouby M20 (DIN 6796 [54]) a přizpůsobený typ Belleville (Big Washer, BW). Upravené talířové podložky jsou ve výrobním závodě zploštěny, aby materiál zajistily pružné chování. Naopak evropská typologie standardizovaných diskových podložek se obvykle vyrábí bez úpravy. Proto byly zkoušeny ve stavu při dodání a upravené pomocí univerzálního zkušebního stroje.

Upravené pružiny mají únosnost 120 kN. Naopak evropské talířové pružiny podle DIN6796 mají únosnost při zploštění asi 70 kN. V rámci studie byly testovány čtyři různé soustava podložek, viz obrázek 2.78: i) soustava s plochou podložkou (FW) podle EN14399-6 [55]; ii) soustava s přizpůsobenými podložkami Belleville (BW) instalovanými pod hlavou šroubu a pod maticí; iii) soustava tří diskových podložek (3DS) paralelně v souladu s DIN6796; iv) soustava tří talířových podložek paralelně podle DIN6796, předem nastavených v laboratoři (3DSps).



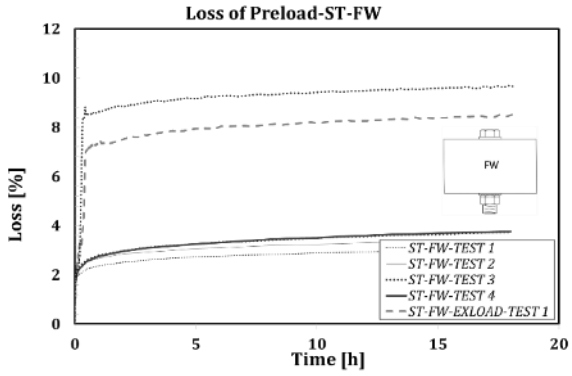
a) k_{FW}= 993.7 kN/mm *b) k_{BW}= 111.6 kN/mm* *c) k_{3DS}= 186.9 kN/mm* *d) k_{3DSps}=186.9 kN/mm*

Obrázek 2.78 - Zkoumané soustava podložek

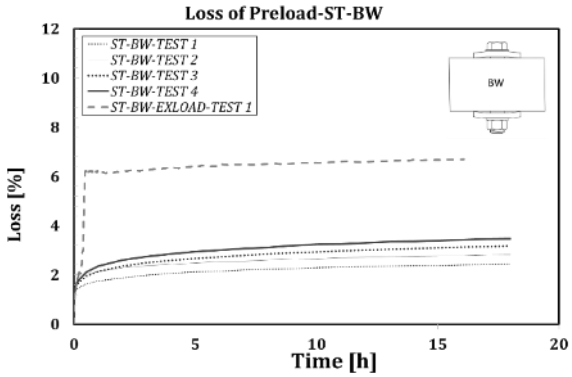
Zkoušky byly pojmenovány řetězci zkratek ST-FW-TEST #; kde první dvě písmena označují typ testu, ST = krátkodobý, MT = střednědobý a LT = dlouhodobý; druhá dvojice písmen určuje soustava šroubů, FW = plochá podložka, BW = velká podložka, 3DS = tři talířové pružiny a 3DSps = tři přednastavené talířové pružiny a poslední číslo označuje číslo testu (1, 2, 3…) . Stejný řetězec byl použit pro zkoušku s aplikovaným externím zatížením přidáním řetězce EXLOAD (EXternal LOAD) po konfiguraci šroubu. Například štítek ST-BW-EXLOAD-TEST1 označuje krátkodobý (ST) první zkouška (TEST1) na konfiguraci Big Washer (BW) s nejvyšším zatížením (EXLOAD). Zatížení na spoje je stanoveno podle EN1090-2 pro prodloužené zkoušky tečením a rovná se 120 kN.

2.4.2 *Krátkodobá ztráta předpětí*

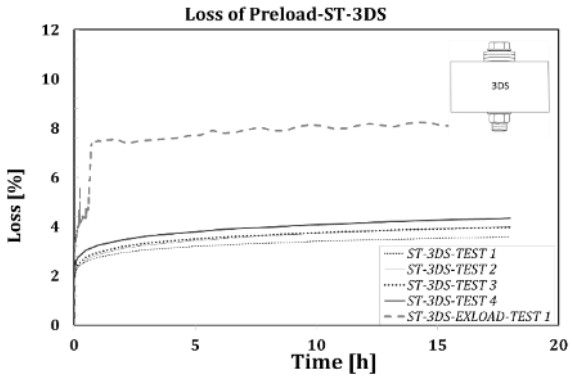
Aby bylo možno posoudit krátkodobou relaxaci v navrhovaném šroubovém spojení, bylo realizováno 20 zkoušek (prodloužených až na 18 h) (obrázek 2.75). Pro každou konfiguraci bylo provedeno pět zkoušek. Zkoumané soustava podložek jsou následující: a) běžné podložky EN14399-6 bez talířových podložek; b) náhradní disková podložka (BS); c) podložky podle DIN 6796 bez přednastavení (3DS); d) podložky podle DIN 6796 s přednastavením (3DSps). Čtyři z pěti zkoušek byly provedeny bez externího zatížení v připojení (ST - ## - TEST #) a pátý test byl proveden s použitím externího zatížení rovného 120 kN (ST - ## - EXLOAD-TEST #) k tlumiči elementárního tření. To slouží k samostatnému odhadu vlivu vnějšího tahového zatížení na ztrátu předpětí. Všechny výsledky testu jsou shrnuty na obrázku 2.79.



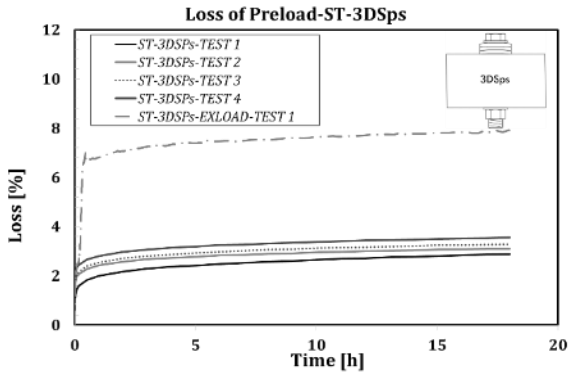
a) ST-FW



b) ST-BW



c) ST-3DS



d) ST-3DSps

Obrázek 2.79 - Výsledky krátkodobých zkoušek.

Když se na tlumič aplikuje tahové zatížení (ST - ## - EXLOAD-TEST #), dojde k okamžité ztrátě předpětí. To je způsobeno usazením povlaků mezi hlavou šroubu a maticí a závity šroubu. Externě aplikované zatížení většinou vede ke koncentrované ztrátě na konci procesu načítání. Všechny testy ve skutečnosti ukazují posun křivek ztrátových časů úměrný aplikovanému zatížení. V tabulce 2.1 - tabulce 2.4 je ztráta předpětí, ke které dochází u šroubových sestav, hlášena z hlediska statistických parametrů (střední hodnota 5% a 95% zlomků) pro časový krok 1h, 6h, 12h a 18h. Ztráta se odhaduje jako procento počáteční maximální hodnoty (120 kN). Navíc se v každém časovém kroku počítá očekávaná ztráta za 50 let s logaritmickou extrapolací dat až do tohoto časového kroku podle postupu uvedeného v EN 1090-2. Poslední dva sloupce každé tabulky uvádějí ztrátu předpětí a odhad ztráty po 50. letech v tahu. V tomto případě nebylo kvůli omezenému testovanému vzorku možné statistické vyhodnocení.

Tabulka 2.1: Soustava krátkodobé relaxace FW

ST-FW TEST 1-4									ST-FW-EXLOAD-TEST1-2	
Čas	μ [%]	σ [%]	CV	Kvantil 5% [kN]	Kvantil 95% [kN]	Ztráta za 50 let				
						Kvantil 5%	μ [%]	Kvantil 95%	Ztráta [%]	Ztráta za 50 let [%]
1h	2.65%	0.17%	6.39%	2.29%	3.01%	5.24%	6.93%	6.90%	8.15%	12.80%
6h	3.12%	0.15%	4.71%	2.81%	3.44%	5.46%	6.57%	6.68%	8.71%	13.16%
12h	3.34%	0.26%	7.91%	2.78%	3.91%	5.05%	6.45%	7.10%	8.97%	13.13%
18h	3.49%	0.29%	8.40%	2.86%	4.11%	4.98%	6.42%	7.16%	9.16%	13.23%

Tabulka 2.2: Soustava krátkodobé relaxace BW

ST-BW TEST 1-4									ST-BW-EXLOAD-TEST 1	
Čas	μ [%]	σ [%]	CV	Kvantil 5% [kN]	Kvantil 95% [kN]	Ztráta za 50 let				
						Kvantil 5%	μ [%]	Kvantil 95%	Ztráta [%]	Ztráta za 50 let [%]
1h	2.10%	0.22%	10.35%	1.64%	2.56%	4.28%	5.49%	6.70%	6.17%	6.31%
6h	2.61%	0.31%	12.06%	1.94%	3.28%	4.08%	5.49%	6.90%	6.48%	7.07%
12h	2.84%	0.36%	12.55%	2.08%	3.60%	4.02%	5.49%	6.96%	6.60%	9.91%
18h	2.98%	0.39%	12.96%	2.16%	3.80%	3.97%	5.49%	7.00%	6.76%	9.22%

Tabulka 2.3: Soustava krátkodobé relaxace 3DS

ST-BW TEST 1-4									ST-BW-EXLOAD-TEST 1	
Čas	μ [%]	σ [%]	CV	Kvantil 5% [kN]	Kvantil 95% [kN]	Ztráta za 50 let				
						Kvantil 5%	μ [%]	Kvantil 95%	Ztráta [%]	Ztráta za 50 let [%]
1h	2.96%	0.18%	6.08%	2.57%	3.34%	6.05%	6.95%	7.85%	7.55%	15.23%
6h	3.54%	0.22%	6.30%	3.07%	4.02%	6.01%	6.94%	7.88%	7.95%	13.38%
12h	3.81%	0.24%	6.39%	3.29%	4.33%	6.00%	6.95%	7.89%	8.12%	12.83%
18h	3.97%	0.27%	6.69%	3.40%	4.54%	5.96%	6.95%	7.94%	8.29%	12.59%

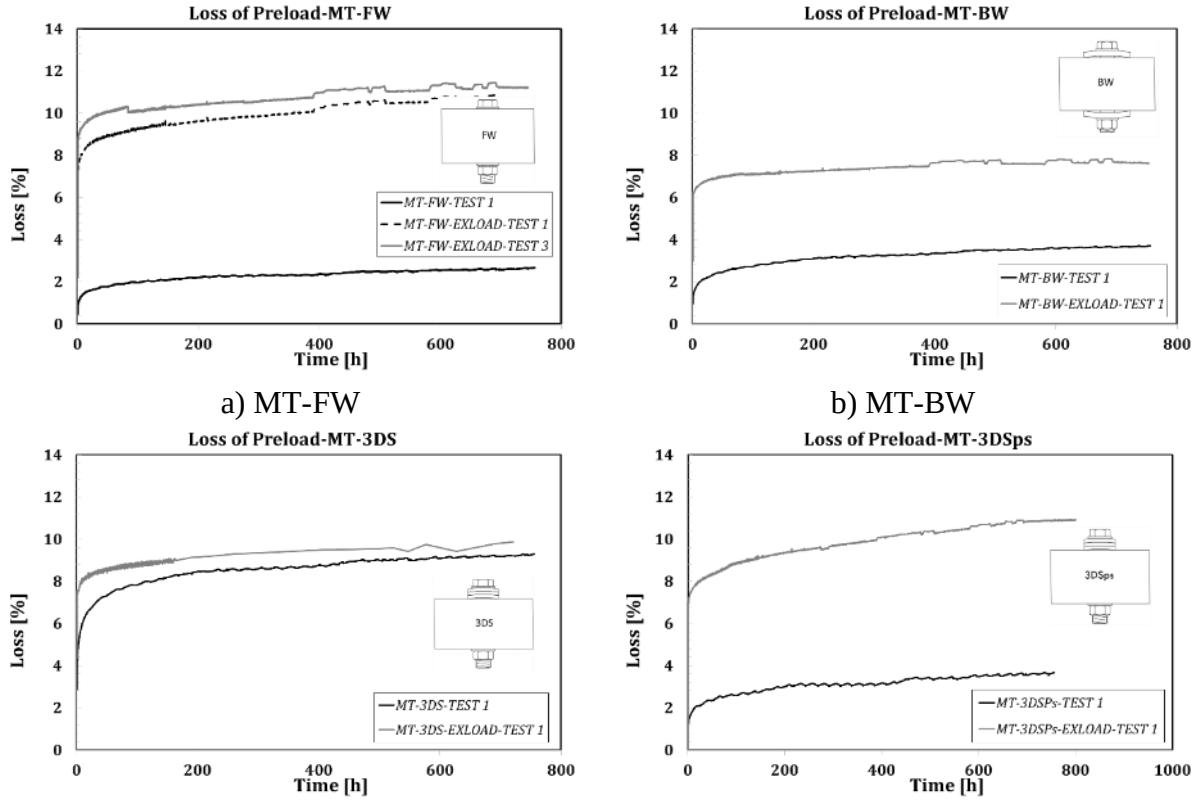
Tabulka 2.4: Soustava krátkodobé relaxace 3DSps

ST-3DSps TEST 1-4									ST-3DSps-EXLOAD-TEST 1	
Čas	μ [%]	σ [%]	CV	Kvantil 5% [kN]	Kvantil 95% [kN]	Ztráta za 50 let				
						Kvantil 5%	μ [%]	Kvantil 95%	Ztráta [%]	Ztráta za 50 let [%]
1h	2.44%	0.29%	11.98%	1.82%	3.07%	4.13%	5.55%	6.97%	6.87%	12.28%
6h	2.88%	0.28%	9.56%	2.30%	3.47%	2.22%	5.52%	6.65%	7.47%	11.16%
12h	3.07%	0.26%	8.49%	2.52%	3.63%	4.51%	5.51%	6.51%	7.72%	11.18%
18h	3.20%	0.25%	7.76%	2.67%	3.73%	4.59%	5.50%	6.41%	7.85%	11.21%

Zdá se, že krátkodobá ztráta má podobnou velikost pro každou studovanou konfiguraci, když na sestavu není aplikováno vnější zatížení (v průměru 3,4%). Když vezmeme v úvahu externí zatížení, soustava FW, 3DS a 3DSps vykazují srovnatelnou úroveň ztráty (9,16%, 8,29% a 7,85%), zatímco soustava BW vykazuje mírně menší ztrátu 6,76%.

2.4.3 *Střednědobá ztráta předpětí*

Podle postupu a uspořádání pro krátkodobé zkoušky byly připraveny čtyři střednědobé zkoušky, které sledovaly vývoj síly šroubu, a to až 30 dní (720 hodin). Cílem střednědobých zkoušek je popsat ztrátu, která se objeví v prvních hodinách/dnech po zpřísnění. Zkoušky byly prodlouženy, aby přinesly představu o stabilizace ztráty. Výsledky na obrázku 2.80 jsou vždy porovnány s případem, kdy je na vzorek aplikováno externí tahové zatížení (MT - ## - EXLOAD-TEST #).



a) MT-FW b) MT-BW

c) MT-3DS d) MT-3DSps

Obrázek 2.80 - Výsledky střednědobých zkoušek.

V tabulce 2.5 jsou uvedeny výsledky zkoušek s externím zatížením a bez něj. U sestavy s FW s externě působícím zatížením jsou k dispozici dva testy. Hodnoty tedy odkazují na průměr pomocí regresní studie poskytující očekávané ztráty za 50 let na základě 30denních relaxačních zkoušek. Tabulka uvádí oba případy, jeden s externím zatížením (MT - ## - EXLOAD-TEST #) a jeden bez (MT - ## -TEST #).

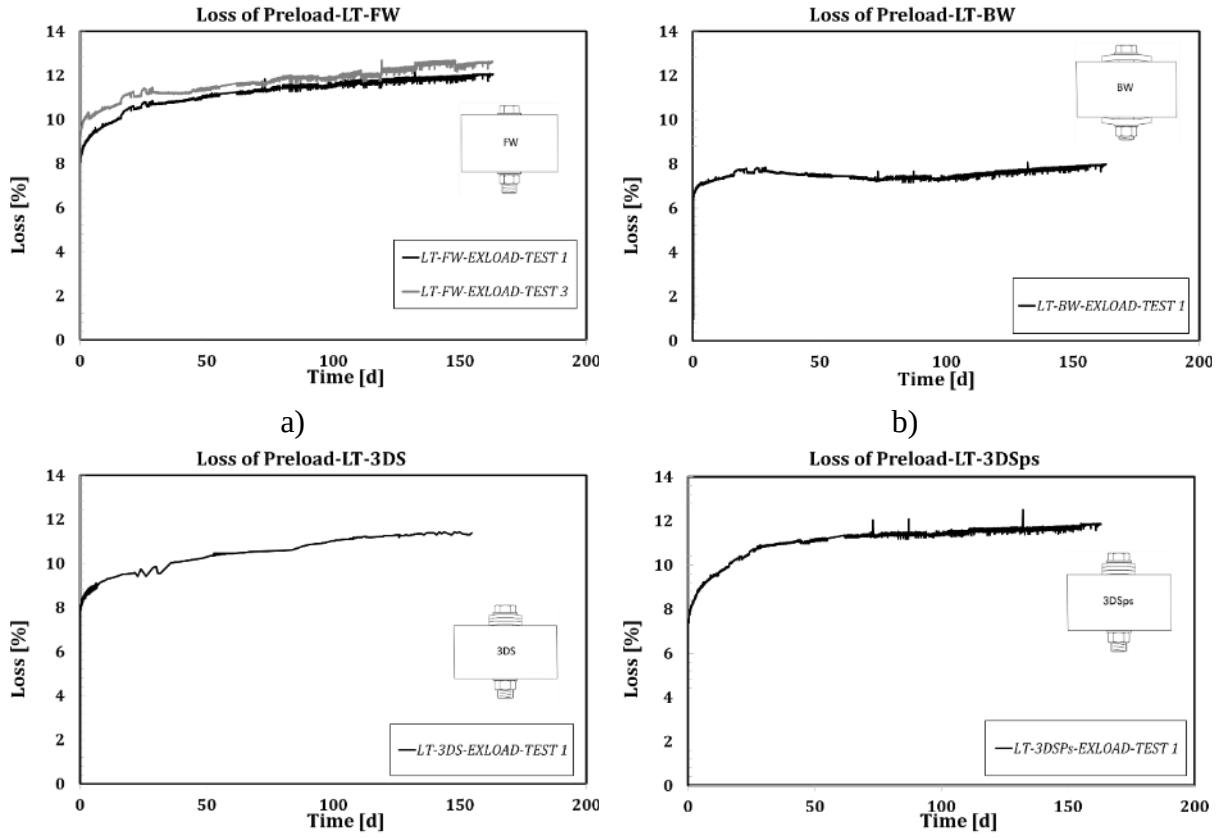
Tabulka 2.5: Souhrn zkoušek v polovině období

	MT-FW		MT-FW-EXLOAD		MT-BW		MT-BW-EXLOAD		MT-3DS		MT-3DS-EXLOAD		MT-3DSPs		MT-3DSps-EXLOAD	
Čas	**Ztráta [%]**	**50 l. Ztráta [%]**	**Ztráta [%]**	**50 l. Ztráta [%]**	**Ztráta [%]**	**50 l. Ztráta [%]**	**Ztráta [%]**	**50 l. Ztráta [%]**	**Ztráta [%]**	**50 l. Ztráta [%]**	**Ztráta [%]**	**50 l. Ztráta [%]**	**Ztráta [%]**	**50 l. Ztráta [%]**	**Ztráta [%]**	**50 l. Ztráta [%]**
1h	0.89	0.9	8.62	12.54	1.22	4.18	6.17	6.31	3.8	13.99	7.55	16.23	1.17	4.12	6.82	12.28
6h	1.31	2.77	9.27	12.82	1.76	4.75	6.48	7.07	5.54	15.81	7.95	13.38	1.69	4.68	7.48	11.17
12h	1.48	3.17	9.49	12.85	1.99	5.00	6.60	9.19	6.17	15.94	8.12	12.84	1.92	4.94	7.73	11.17
18h	1.56	3.43	9.64	12.93	2.13	5.13	6.76	9.22	6.72	15.94	8.29	12.59	2.08	5.18	7.85	11.22
24h	1.6	4.18	9.77	13.00	2.2	5.13	6.81	7.75	6.72	15.82	8.41	12.19	2.10	5.18	8.00	11.48
7d	2.15	4.01	10.31	12.93	2.45	5.78	7.21	8.61	8.27	14.84	9.00	11.73	2.44	5.49	9.22	12.44
15d	2.32	4.19	10.70	12.97	3.29	6.06	7.47	9.11	8.65	14.28	9.35	11.78	3.10	5.87	9.90	15.92
30d	2.59	4.35	11.22	13.61	3.67	6.33	7.65	9.08	9.21	13.92	9.87	11.88	3.60	6.12	10.84	15.97

Nebyl nalezen významný rozdíl mezi ztrátami předpětí u sestav FW, BW a 3DSps. Vyšší ztráty se objeví u sestavy 3DS (9,21 %), pro vnější zatížení pak (9,87%). Vzhledem k omezenému počtu testů je střednědobou odezvu různých sestav obtížné zobecnit.

2.4.4 *Dlouhodobá ztráta předpětí*

Byly uskutečněny dlouhodobé zkoušky sledující ztrátu předpětí po dobu pěti měsíců. Zkoušky byly uskutečněny podle protokolu pro rozšířené zkoušky podle EN 1090-2. Cílem kodifikovaného přístupu je individualizovat sklon křivky posunu a logu času a definovat pomocí extrapolace ztrátu v cílovém čase. U zkoušek uvedených v této práci došlo ke stabilizaci přibližně po 2–3 měsících. Tento výsledek je v souladu se závěry jiných autorů, kteří na podobných detailech zjistili, že ke stabilizaci obvykle dochází před 4 měsíci [49]. Zkoušky byly prováděny v místnosti s řízenou teplotou s konstantní teplotou 20 ° C po celou dobu trvání testu. Cílem bylo měřit změnu namáhání šroubů pro kvantifikace výše ztráty v dlouhodobém časovém období, která zohledňuje vliv provozního zatížení definovaného podle EN 1090-2. Měření měřidel byla zaznamenávána nepřetržitě po dobu pěti měsíců před a po aplikaci tahového zatížení. Aby bylo možné sledovat posunutí plechy v důsledku tečení, bylo na vzorky umístěno šest indikátorů (Digimatic indikátor ID-C112X / 1012X) s přesností 0,0025 mm. Zařízení měří relativní posuny mezi vnitřní deskou a třecí podložkou a relativní posuny mezi vnější deskou a třecími podložkami, které jsou značně pod omezením stanoveným v EN1090-2. Bylo přijato šest systémů pro řízení relativního i celkového posunutí. Ihned po utažení šroubů byly sestavy umístěny do stroje a bylo aplikováno axiální zatížení v tahu. Ztráty předpětí během pěti měsíců, vyjádřené jako procento počátečního předpětí šroubu, jsou uvedeny na obrázku 2.81.



Obrázek 2.81 - Výsledky dlouhodobých testů

Mezi výsledky pro FW, 3DS a 3DSps není výrazný rozdíl, což potvrzuje již diskutované výsledky pro krátkodobé a střednědobé testy. Vyšší úbytek sil šroubu lze vidět u soustav s plochými podložkami, které ztrácejí 11,9 % - 12,3 % předpětí. Běžná podložka není schopna kompenzovat ztrátu předpětí šroubu. Sestava 3DS vykazuje ztrátu 11,3 %, což odpovídá sestavě FW. Soustava 3DSps vykazuje podobné výsledky (11,6 % za 5 měsíců). Výsledek získaný pro 3DSps (Belleville DIN6796) naznačuje, že v tomto případě není ztráta předpětí ovlivněna postupem přednastavení. Sestava BW vykazuje menší ztrátu předpětí za 5 měsíců (7,4 %). Výsledek je v souladu s krátkodobou a střednědobou ztrátou uvedenou v předchozích odstavcích. V tomto případě se však vývoj ztráty mírně liší od ostatních případů. Uvolnění šroubu vede k pomalému náklonu podložky, což kompenzuje ztrátu napětí ve šroubu. Napětí ve šroubu poklesne, pokud se neposune hrana velké vložky přes spodní desku. Více podrobností o vlivu lze získat v [56]. Je třeba zdůraznit, že zkoušky, i když v omezeném počtu, potvrzují a rozšiřují výsledky získané v předchozích zkouškách [57] až [58]. Ve všech případů nebyla ztráta šroubů počátečního předpětí nikdy větší než 16 % předpětí při instalaci. Z konstrukčního hlediska se jedná o důležitou informace, protože zdůrazňuje důležitost dílčího součinitele spolehlivosti pro ztrátu předpětí šroubu. Na základě provedených analýz mohl být konzervativně roven 1,16. Z praktického hlediska to znamená, že šrouby musí být při montáži předepnuty o 16 % vyšším utahovacím momentem.

2.5 NÁVRH A POKROČILÉ MODELOVÁNÍ TŘECÍCH TLUMIČŮ

2.5.1 *Návrhové hodnoty součinitele tření a regresní analýza*

Při přípravě analytického modelu systémů se třemi povlakovými materiály, které byly studovány v projektu FREEDAM (vzorek M1, vzorek M4 a vzorek M6), byla provedena regresní analýza testovacích dat s nízkou rychlostí (střední a horní / dolní mezní). Pro zjednodušení se vychází ze zkoušek s nízkou rychlostí, protože poskytují konzervativnější odezvu z hlediska cyklické degradace. Výsledky regresní studie jsou shrnuty v tabulce 2.6. Koeficient tření je vyjádřen jako funkce posunutí pomocí následující vztahu:

$$\mu_{eff} = A_0\delta_t{}^2 + B_0\delta_t + C_0 \qquad \text{pro } \delta_t < k$$

$$\mu_{eff} = A_1\delta_t{}^2 + B_1\delta_t + C_1 \qquad \text{pro } k < \delta_t < 400 \text{ mm}$$

$$\mu_{eff} = A_2\delta_t{}^2 + B_2\delta_t + C_2 \qquad \text{pro } 400 < \delta_t < 1500 \text{ mm}$$

$$\mu_{eff} = A_3\delta_t{}^2 + B_3\delta_t + C_3 \qquad \text{pro } 1500 < \delta_t < 4000 \text{ mm}$$

Tabulka 2.6: Výsledky regresní analýzy

	Vzorek M1			***Vzorek M4***			***Vzorek M6***		
	Kvantil 5%	***Průměr***	***Kvantil 95%***	***Kvantil 5%***	***Průměr***	***Kvantil 95%***	***Kvantil 5%***	***Průměr***	***Kvantil 95%***
A_0	0	0	0	$6.35 \cdot 10^{-5}$	$7.34 \cdot 10^{-5}$	$7.934 \cdot 10^{-5}$	$1.2 \cdot 10^{-4}$	$9.83 \cdot 10^{-5}$	$8 \cdot 10^{-5}$
B_0	$-7.2 \cdot 10^{-3}$	$7.6 \cdot 10^{-3}$	$7.9 \cdot 10^{-3}$	$-6.35 \cdot 10^{-3}$	$-7.34 \cdot 10^{-3}$	$-7.934 \cdot 10^{-3}$	$-6.7 \cdot 10^{-3}$	$-6.84 \cdot 10^{-3}$	$-7.1 \cdot 10^{-3}$
C_0	0.61	0.69	0.79	0.69	0.76	0.84	0.52	0.60	0.68
A_1	0	0	0	0	0	0	0	0	0
B_1	$2 \cdot 10^{-4}$	$2 \cdot 10^{-4}$	0	0	0	0	$-4.3 \cdot 10^{-5}$	$-2.11 \cdot 10^{-5}$	$-8.69 \cdot 10^{-7}$
C_1	0.43	0.50	0.59	0.53	0.58	0.64	0.487	0.504	0.521
A_2	0	0	0	0	0	0	0	0	0
B_2	$-1.1 \cdot 10^{-4}$	$-1.6 \cdot 10^{-4}$	$-1.1 \cdot 10^{-4}$	$-1.233 \cdot 10^{-4}$	$-9.096 \cdot 10^{-5}$	$-7.37 \cdot 10^{-5}$	$-3.63 \cdot 10^{-5}$	$-3.01 \cdot 10^{-5}$	$-2.39 \cdot 10^{-5}$
C_2	0.55	0.64	0.63	0.579	0.616	0.669	0.484	0.508	0.532
A_3	0	0	0	0	0	0	0	0	0
B_3	$-4 \cdot 10^{-5}$	$-3 \cdot 10^{-5}$	$-5 \cdot 10^{-5}$	$-5.32 \cdot 10^{-5}$	$-4.41 \cdot 10^{-5}$	$-3.09 \cdot 10^{-5}$	0	0	0
C_3	0.45	0.44	0.54	0.474	0.545	0.604	0.43	0.463	0.496
k		25			50			50	

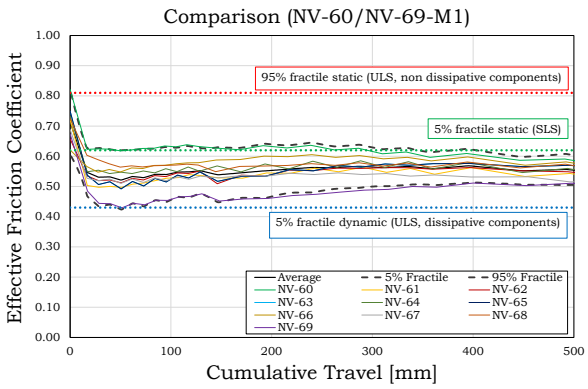
Na základě výsledků získaných v předchozích experimentů, byly odvozeny parametry pro návrh disipativních spojení se třemi materiály popsanými v tomto článku. Návrh třecího systémů vyžaduje alespoň tři různé hodnoty součinitele tření. Hodnota pro mezní stav použitelnosti, hodnota pro návrh tlumičů a horní součinitel tření pro návrh nedisipativních částí konstrukce, v konstrukci přípoje, nosníky a sloupy. Zejména při zkouškách pro MSP je třeba zajistit, aby třecí spoje neproklouzly při statickém namáhání nebo při výskytu mírných seismický situacích.

V kombinacích zatížení se použije charakteristická hodnota součinitele statického tření. Pokud jde o tlumiče, je třeba pro zajištění správné disipace energie na MSÚ uvažovat nejnižší hodnotu součinitele dynamického tření, konkrétně charakteristickou hodnotu součinitele dynamického tření. Kromě toho je pro návrh MSÚ nedisipativních částí konstrukce, které jsou v tomto případě reprezentovány nosníky, sloupy a spojovacími prvky, uvažovat s nejvyšší očekávanou hodnotou součinitele statického tření, 95 % kvantilu součinitele statického tření. Jedná se o maximální hodnotu, kterou ze statistického hlediska musí disipativní prvky přenést, než dojde k posunutí v tlumiči. Pro byly u vybraných materiálů vyhodnoceny pro každou sadu deseti vzorků vyhodnoceny efektivní a skutečné hodnoty součinitelů statického tření, které shrnují výsledky v tabulce 2.7.

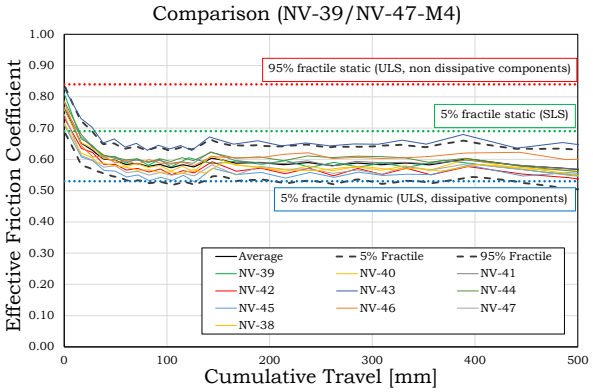
Tabulka 2.7: Statistická změna součinitele statického tření

Material vzorek M1				***Material vzorek M4***				***Material vzorek M6***			
TEST č.°		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$	***TEST č.°***		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$	***TEST č.°***		$\mu_{0,effective}$	$\mu_{0,actual}$
NV	***60***	0.82	0.84	***NV***	***38***	0.72	0.74	***NV***	***49***	0.64	0.65
NV	***61***	0.72	0.73	***NV***	***39***	0.81	0.85	***NV***	***50***	0.63	0.63
NV	***62***	0.66	0.67	***NV***	***40***	0.76	0.81	***NV***	***51***	0.57	0.57
NV	***63***	0.75	0.77	***NV***	***41***	0.77	0.80	***NV***	***52***	0.54	0.55
NV	***64***	0.73	0.75	***NV***	***42***	0.73	0.76	***NV***	***53***	0.59	0.59
NV	***65***	0.75	0.77	***NV***	***43***	0.83	0.86	***NV***	***54***	0.65	0.65
NV	***66***	0.62	0.62	***NV***	***44***	0.79	0.82	***NV***	***55***	0.58	0.59
NV	***67***	0.69	0.70	***NV***	***45***	0.71	0.74	***NV***	***56***	0.64	0.65
NV	***68***	0.72	0.74	***NV***	***46***	0.78	0.81	***NV***	***57***	0.65	0.65
NV	***69***	0.67	0.69	***NV***	***47***	0.74	0.77	***NV***	***58***	0.53	0.53
MEAN		*0.71*	*0.73*	***MEAN***		*0.76*	*0.79*	***MEAN***		*0.60*	*0.61*
DEV ST		*0.06*	*0.061*	***DEV ST***		*0.04*	*0.041*	***DEV ST***		*0.05*	*0.047*
CV		*0.08*	*0.084*	***CV***		*0.05*	*0.052*	***CV***		*0.08*	*0.077*
Kvantil 5%		*0.62*	*0.61*	***Kvantil 5%***		*0.69*	*0.72*	***Kvantil 5%***		*0.52*	*0.52*
Kvantil 95%		*0.81*	*0.85*	***Kvantil 95%***		*0.84*	*0.87*	***Kvantil 95%***		*0.68*	*0.70*

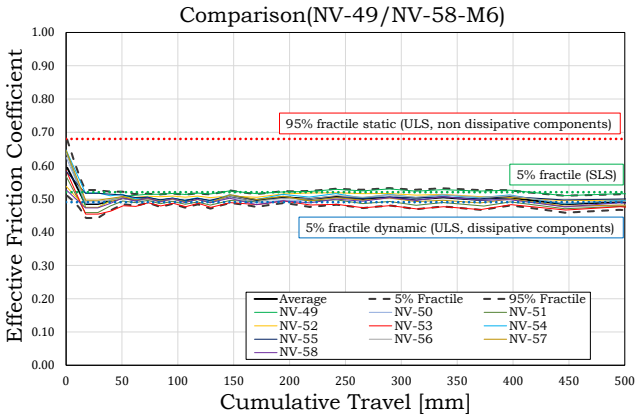
Tyto hodnoty spolu s hodnotami v 5 % kvantilu dynamických součinitelů tření pro první stabilizovaný cyklus představují hodnoty, které jsou třeba k návrhu třecích spojů.



Obrázek 2.82 - Sekvence utahování



Obrázek 2.83 Typická závislost předpětí na utahovacím momentu



Obrázek 2.84 - Sekvence utahování

Význam součinitelů tření je znázorněn na obrázcích 2.82 až 2.84, pro přehlednost jsou výsledky shrnuty v tabulce 2.8.

Tabulka 2.8: Návrhové hodnoty součinitelů tření % kvantily

Vzorek M1		***Vzorek M4***		***Vzorek M6***	
Návrh FC	$\mu_{0,d}$	***Návrh FC***	$\mu_{0,d}$	***Nívrh FC***	$\mu_{0,d}$
Statický 5%	0,62	Statický 5%	0,69	Statický 5 %	0,52
Statický 95%	0,81	Statický 95%	0,84	Statický 95%	0,68
Dynamický 5%	0,43	Dynamický 5%	0,53	Dynamický 5%	0,49

2.6 LITERATURA

[1] Kelly, J., Skinner, R. & Heine, A., 1972. Mechanisms of Energy Absorption in Special Devices for Use in Earthquake Resistant Structures. Bullettin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 5(3), pp.63-88.

[2] Skinner, R., Kelly, J. & Heine, A., 1975. Hysteresis Dampers for Earthquake Resistant Structures. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 3, pp.287-96.

[3] Aiken, I., Nims, D., Whittaker, A. & Kelly, J., 1993. Testing of Passive Energy Dissipation Systems. Earthquake Spectra, 9(3).

[4] Christopoulos, C. & Filiatrault, A., 2006. Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation. Pavia: IUSS PRESS.

[5] Soong, T. & Spencer Jr, B., 2002. Supplemental Energy Dissipation: State-of-the-Art and State-of-the-Practice. Engineering Structures, 24, pp.243-59.

[6] Cahis, X., Bozzo, L., Foti, D. & Torres, L., 1997. An Energy Dissipating Device for Seismic Protection of Masonry Walls. In L'ingegneria Sismica in Italia. Taormina, Italia, 1997.

[7] Kobori, T. et al., 1992. Development of Hysteresis Steel Dampers. In Earthquake Engineering Tenth World Conference., 1992.

[8] Nakashima, M., 1995. Strain-Hardening Behavior of Shear Panels made of Low-yield Steel: Test. Journal of Structural Engineering ASCE, 121(12), pp.1742-49.

[9] Whittaker, A., Bertero, V., Alonso, J. & Thompson, C., 1989. UCB/EERC-89/02 Earthquake Simulator Testing of Steel Plate Added Damping and Stiffness Elements. Berkeley: College of Engineering University of California.

[10] Alonso, J., 1989. Mechanical Characteristics of X-Plate Energy Dissipators. Berkeley: University of California.

[11] Takenaka Komuten KK, 1989. ANTI-SEISMIC DAMPER USING BOLT DRIVE. Patent. Priority JP20211389A·1989-08-03

[12] Grigorian CE, Yang TS, Popov EP. 1993 “Slotted bolted connection energy dissipators”. Earthquake Spectra. Vol.9, No.3, pp.491-504.

[13] MacRae G.A., Clifton G.C., Mackinven H., Mago N., Butterworth J., Pampanin S. “The sliding hinge joint moment connection.” Bulletin of New Zealand society for earthquake engineering, vol.43, n.3, September 2010.

[14] Khoo, H., Clifton, C. Butterworth, J. MacRae, G. Ferguson, G. 2012. “Influence of steel shim hardness on the sliding hinge joint performance”. Journal f Constructional Steel Research, 72, 119-129.

[15] Pall, A. & Marsh, C., 1981. Response of Friction Damped Braced Frames. Journal of the Structural Division, 108(6), pp.1313-23.

[16] Tremblay, R. & Stiemer, S., 1993. Energy Dissipation through Friction Bolted Connections in Concentrically Braced Steel Frames. ATC 17-1 Seminar on Seismic Isolation, 2, pp.557-68.

[17] Mualla, I. & Belev, B., 2002. Seismic Response of Steel Frames Equiped with a New Friction Damper Device Under Earthquake Excitation. Engineering Structures, 24(3), pp.365-71.

[18] Clifton GC, Butterworth JW, (2000). Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections 12th WCEE, Auckland, New Zealand.
[19] G. C. Clifton, J. Butterworth, and J. Weber, "Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections"," SESOC, vol. 11, no. 2, pp. 21–52, 1988.
[20] MacRae G.A., Clifton G.C., Mackinven H., Mago N., Butterworth J., Pampanin S. "The sliding hinge joint moment connection." Bulletin of New Zealand society for earthquake engineering, vol.43, n.3, September 2010.
[21] S. Ramhormozian, G. Clifton, D. Cvitanich, S. Maetzig, and G. Macrae, "Recent Developments on the Sliding Hinge Joint," in The 2016 New Zealand Society for Earthquake Engineering (NZSEE) Annual Technical Conference, 2016.
[22] S. Kishiki, S. Yamada, T.Takeuchi, K. Suzuki, E. Saeki, A. Wada.. 2004. "New ductile steel frames limiting damage to connection elements at bottom flange of beam-ends: part 2 cyclic loading tests of frames with a concrete slab. Proc. 13th WCEE.
[23] M. Latour, V. Piluso, and G. Rizzano, "Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads," Eng. Struct., 2015.
[24] M. Latour, V. Piluso, and G. Rizzano, "Experimental analysis of innovative dissipative bolted double split tee beam-to-column connections," Steel Constr., 2011.
[25] Cahis, X., Bozzo, L., Foti, D. & Torres, L., 1997. An Energy Dissipating Device for Seismic Protection of Masonry Walls. In L'ingegneria Sismica in Italia. Taormina, Italia, 1997.
[26] EUROCODE 0. Basis of structural design. CEN, 2010.
[27] EN 1090-2. Execution of steel structures and aluminium structures: technical requirements for steel structures. CEN, 2008.
[28] Bowden, F. & Tabor, D., 1950. The Friction and Lubrication of Solids: part I. Oxford: Oxford University Press.
[29] Halling, J., 1978. Principles of Tribology. London: Macmilln Education LTD.
[30] Persson, B., 2000. Sliding Friction. Berlin: Springer.
[31] Zhang, S., 1998. State-of-the art of Polymer Tribology. Tribology International, 31, pp.49-60.
[32] Schallamach, A., 1958. Friction and Abrasion of Rubber. Wear, 1, pp.384-417.
[33] Shooter, K. & Thomas, R., 1952. Frictional Properties of some Plastics. Research, 2, pp.533-39.
[34] Rees, B., 1957. Static Friction of Bulk Polymers over a Temerature Range. Research, 10, pp.331-38.
[35] Schallamach, A., 1952. The Load Dependance of Rubber Friction. In Phys Soc., 1952
[36] Thirion, P., 1948. Les Coefficients d'Adherence du Caoutchouc. Rubber Chemistry and Technology, 21, pp.505-15.
[37] Ratner, S. & Sokolskaya, V., 1956. The Influence of the Hardness of Rubber on its Coefficient of Static Friction without Lubrication. Rubber Chem. Technol., 29, pp.829-33.
[38] Mualla, I., 2000. "Experimental evaluation of new friction damper device".12th WCEE, Auckland, New
[39] Voiculescu, D., Dalban, C., 1999. "Behaviour of steel concentrically braced frames with friction dissipation devices". SDSS '99, Timisoara, RomaniaZealand.

[40] Ono, S., Nakahira, K., Tsujioka, S., Uno, N., 1996. “Energy absorption capacity of thermally sprayed aluminum friction dampers”. Journal of Thermal Spray Technology, 5(3), 303-309.
[41] C. Heistermann, M. Veljkovic, R. Simões, C. Rebelo, L. Simões da Silva. (2013). Design of slip resistant lap joints with long open slotted holes. Journal of Constructional Steel Research, Volume 82, March 2013, Pages 223-233
[42] M.Pavlović, C. Heistermann, M. Veljković, D.l Pak, M. Feldmann, C. Rebelo, L. Simões da Silva. (2015). Friction connection vs. ring flange connection in steel towers for wind converters. Engineering Structures, Volume 98, 1 September 2015, Pages 151-162
[43] Latour M, Piluso V, Rizzano G. (2014). Experimental Analysis of Friction Materials for supplemental damping devices. Construction and Building Materials.
[44] Voiculescu, D., Dalban, C., 1999. “Behaviour of steel concentrically braced frames with friction dissipation devices”. SDSS ’99, Timisoara, RomaniaZealand.
[45] EN10088-1, 2005. Part 1: List of stainless steels
[46] EN 14399-4 (2006). High-strength structural bolting assemblies for preloading –Part 4: System HV –Hexagon bolt and nut assemblies
[47] EN 15129, (2009). Anti-seismic devices
[48] G. P. Davet, “Using Belleville Springs To Maintain Bolt Preload,” 1997.

[49] C. Heistermann, “Behaviour of Pretensioned Bolts in Friction Connections,” 2011.
[50] C. Heistermann, M. Veljkovic, R. Simões, C. Rebelo, and L. Simões da Silva, “Design of slip resistant lap joints with long open slotted holes,” Journal of Constructional Steel Research, 2013.
[51] M. Veljkovic, “Achievements of HISTWIN project,” 2015.
[52] “FINITE ELEMENT ANALYSIS OF LAP JOINTS.” [Online]. Available: https://www.steelconstruct.com//gsPublications/Eurosteel2014-Christine_Heistermann.pdf. [Accessed: 11-Apr-2016].
[53] C. Heistermann, “Resistance of Friction Connections with Open Slotted Holes in Towers for Wind Turbines,” 2014.
[54] “DIN 6796. Conical spring washers for bolted connections.”
[55] CEN, “EN 14399-6. High-strength structural bolting assemblies for preloading - Part 6: Plain chamfered washers,” no. June, 2006.
[56] S. Ramhormozian, G. C. Clifton, G. A. MacRae, and G. P. Davet, “Stiffness-based approach for Belleville springs use in friction sliding structural connections,” J. Constr. Steel Res., vol. 138, pp. 340–356, Nov. 2017.
[57] M. D’Antimo, J.-F. Demonceau, M. Latour, G. Rizzano, and J.-P. Jaspart, “Experimental investigation of the creep effect on prestressed bolts used in innovative friction connections,” Ce/Papers, vol. 1, no. 2–3, pp. 580–589, 2017.
[58] G. Ferrante Cavallaro, M. Latour, A. B. Francavilla, V. Piluso, and G. Rizzano, “Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability,” J. Constr. Steel Res., vol. 141, pp. 145–155, 2018.

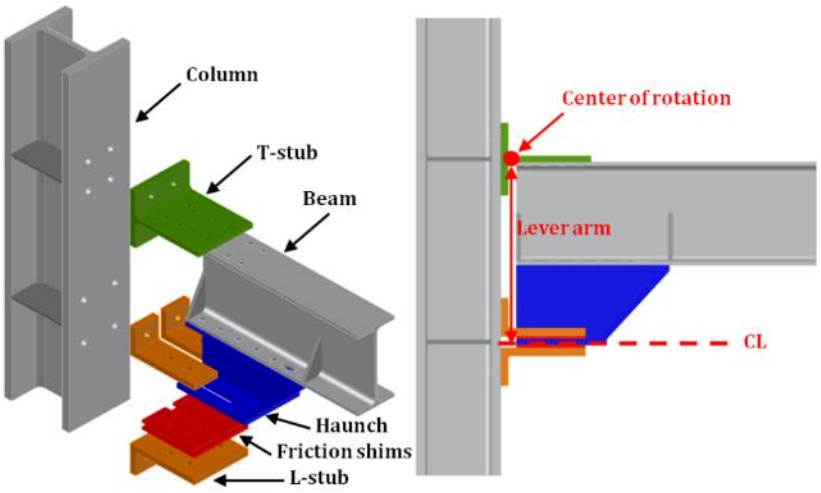
3.1 ÚVOD

Vyměnitelným tlumičům v přípojích nosníku ke sloupu se v posledním desetiletí věnovala velká pozornost [1-11]. Tlumiče mají vysokou schopnost disipace energie a snižují potřebu celkové a místní tažnosti prvků. Doposud celá řada tlumičů využívá jednoduchých disipačních mechanismů, jako je tažnost kovu, tření a viskozita tekutin [12,13].

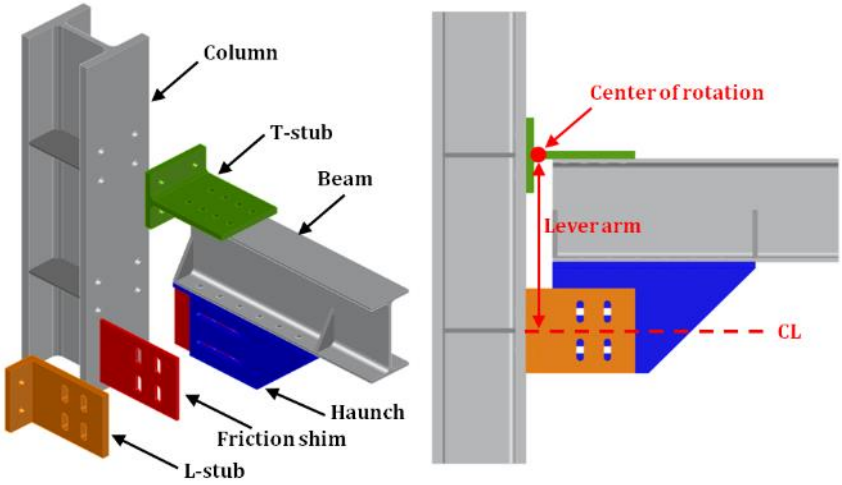
Seismické tlumiče snižují poškození konstrukcí. Posunutí, která jsou potřeba k aktivaci tlumičů, může ale konstrukční prvky poškodit. Poškození může být obtížně opravitelné nebo neopravitelné. Proto jsou v poslední době navrhovány nové tlumiče, které způsobují pouze omezené poškození. Jedná se např. o styčník SHJ, který byl vyvinut na univerzitě v Aucklandu roku 2004 [14–20]. Přípoje pro ohybově tuhé prutové konstrukce (MRF), mohou převzít velké nepružné natočení nosníku a sloupu pomocí prokluzu v asymetrických tlumičích tření (AFD), které se umísťují na spodní pásnice nosníku [21–24]. Uspořádáni umožňuje omezit vodorovný posun a ochránit konec průvlaku před plastifikací. Sníží se i nadměrný posun sloupu.

Vývoj přípoje nosníku na sloup třecími tlumiči se zaměřil na symetrické třecí tlumiče (SFD). [25-35]. Umožňují stejné výhody jako SHJ, tj. tuhost, návrhovou únosnost, tažnost a disipaci energie. Lze využít tlumiče, které jsou připraveny v mostárně a přišroubovány přímo k nosníku a sloupu na staveništi.

Výhodou je snadná kontrola třecích vložek a utahování šroubů, které rozhodnou o správné funkci třecích tlumiče. Je třeba je kontrolovat během výroby. Aby byla zajištěna požadovaná demontáž třecího tlumiče, je příložka s oválnými otvory přišroubována k pásnici nosníku. Byly zkoumány dvě konfigurace, tj. uspořádání HFC, kde náběh je rovnoběžný s pásnicí nosníku, a uspořádání VFC, kde je náběh kolmo k pásnici nosníku, obrázek 3.1. Při ohybu se tlumič otáčí kolem horní hrany horního pásu náběhu. Energie se disipuje prokluzem náběhu s podložkami. Náběh umožňuje zvýšení ramene. Tím se sníží síla přenášená třecím tlumičem.



a) Třecí spoj s tlumičem rovnoběžně s pásnicí průvlaku (uspořádání HFC)



b) Třecí spoj s tlumičem kolmo k pásnici průvlaku (uspořádání VFC)

Obrázek 3.1. - Uspořádání třecího přípoje

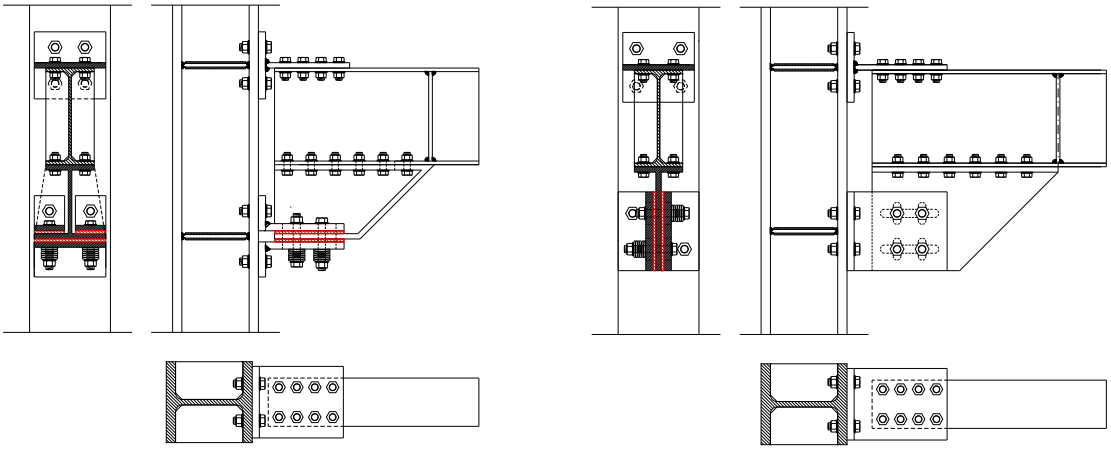
Experimenty projektu byly zaměřeny odezvu třecích vložek při cyklickém zatížení, chování předepnutých šroubů po dobu životnosti konstrukce, modelování MKP přípoje s třecím tlumičem a odezvu tlumičů na namáhání rázem [25–36]. Pro prohloubení znalostí o odezvě třecích spojů byla v rámci projektu FREEDAM připravena experimentální studie chování spojů pro ohybově tuhé soustavy. Výsledky umožnily návrh třecích spojů v projektu připravených a validaci MKP modelů pro studie citlivosti. Cílem bylo ověření navrhovaných přípojů nosníku na sloup s disipací energie bez poškození konstrukce. Uskutečnilo se šestnáct zkoušek. Na univerzitě v Salernu osm se sloupy vně budovy a osm vnitřních na univerzitě v Coimbře.
Vzorky byly navrženy tak, aby využívaly pro návrh metodu komponent podle EN 1993-1-8:2003 a výsledky experimentálních prací třecích tlumičů s vložkami s oválnými otvory. Zejména zkoušky s povlaky v kapitole 2. Povlaky M1 a M6 přináší prokluzy, které mohou způsobit vibrace. Pro tlumiče FREEDAM byly využity povlaky M4. Byly zkoušeny tlumiče s nosníky IPE 270 a IPE 450. Byly uvažovány dvě různá uspořádání třecího tlumiče, horizontální konfigurace HFC a vertikální konfigurace VFC, obrázek 3.1. Každá konfigurace tlumiče se zkoušela dvakrát. Jedna zkouška byla připravena s talířovými podložkami a druhá zkouška s běžnými plochými podložkami pro šroubové spoje.

3.2 JEDNOSTRANNÉ STYČNÍKY

3.2.1 *Vzorky a experimentální program*

Experimenty zahrnuly styčníky:
• FJ-CYC01: sloup IPE270 nosník-HEM220, uspořádání VFC, šrouby M20 HV třídy 10.9 vybavené 6 talířovými podložkami (3 skupiny v sérii 2 talířových vložek paralelně);
• FJ-CYC02: sloup IPE270 nosník-HEM220, uspořádání HFC, šrouby M20 HV třídy 10.9 vybavené 6 talířovými podložkami (3 skupiny v sérii 2 talířových vložek paralelně);
• FJ-CYC03: sloupy nosníku IPE450-HEB500, uspořádání VFC, šrouby M20 HV třídy 10.9 vybavené 6 talířovými podložkami (3 skupiny v sérii 2 talířových vložek paralelně);

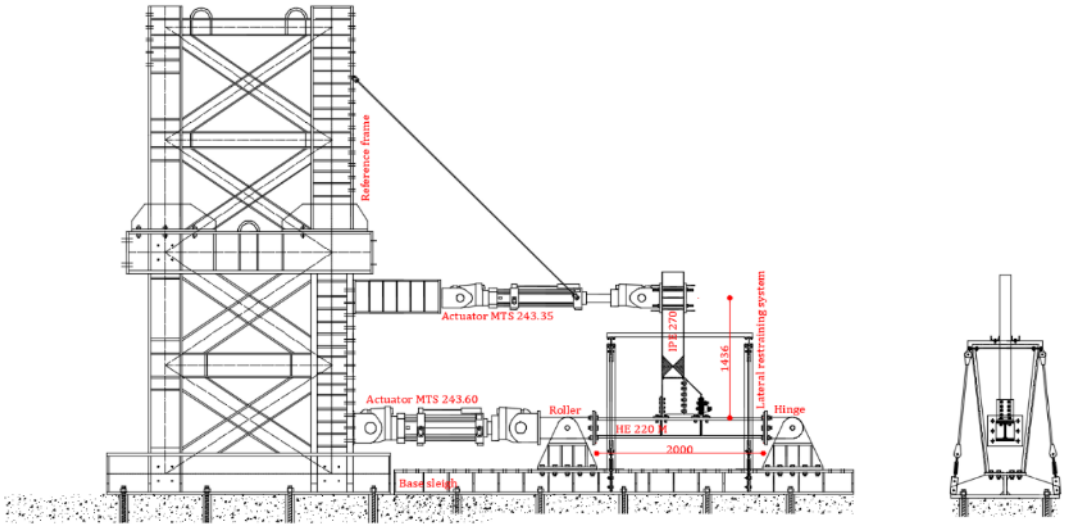
• FJ-CYC04: sloupy IPE450 nosník-HEB500, uspořádání HFC, šrouby M20 HV třídy 10.9 vybavené 6 talířovými podložkami (3 skupiny v sérii 2 talířových vložek paralelně);
• FJ-CYC05: sloup IPE270 nosník-HEM220, uspořádání VFC, šrouby M20 HV třídy 10.9 bez talířových podložek;
• FJ-CYC06: sloup IPE270 nosník-HEM220, uspořádání HFC, šrouby M20 HV třídy 10.9 bez talířových podložek;
• FJ-CYC07: sloupy IPE450 nosník-HEB500, uspořádání VFC, šrouby M20 HV třídy 10.9 bez talířových podložek;
• FJ-CYC08: sloupy nosníku IPE450-HEB500, uspořádání HFC, šrouby M20 HV třídy 10.9 bez talířových podložek.



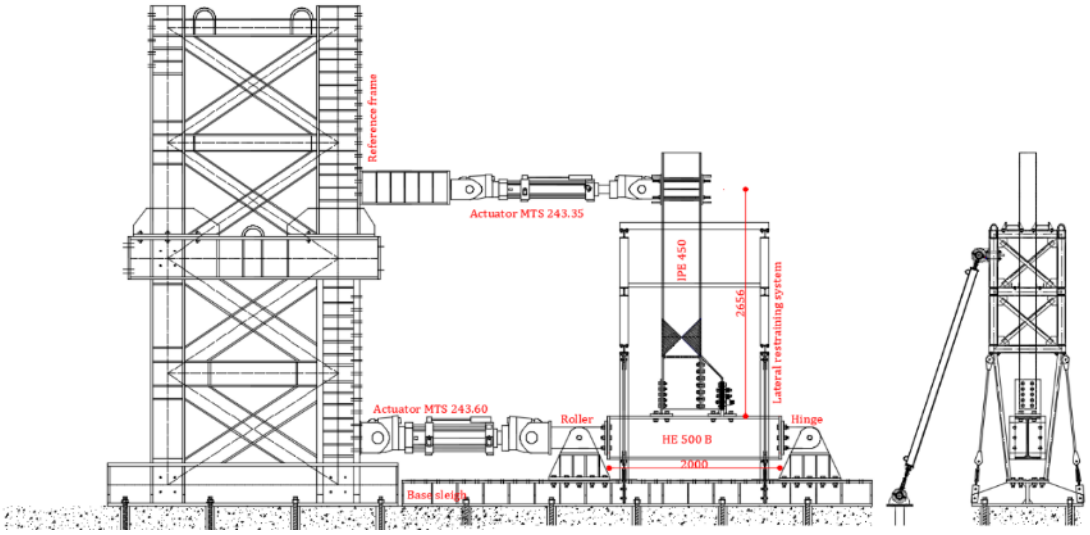
a) b)

Obrázek 3.2 - Zkoušené vzorky (vnější spoje)
a) uspořádání s vodorovným tlumičem; b) uspořádání se svislou klapkou

Zkoušky byly připraveny v laboratoři STRENGTH (STRuctural ENGineering Testing Hall) na univerzitě v Salernu. Tlumiče lze rozdělit do tří kategorií: nosná konstrukce, zatěžovací a měřicí přístroje. Laboratoři STRENGTH je vybavena nosnou podlaha s otvory, o průměru 80 mm, rozmístěnými podle mřížky 1,0 m x 1,0 m. Slouží k upevnění zkušební nosné konstrukce laboratoře. Podlaha byla využita k upevnění zábran pro vývoj zkušebního tlumiče pro vnější přípoje nosníku na sloup. Pro cyklické zkoušky se využil tuhý svislý rám a vodorovná ocelová konstrukce, obr. 3.3.



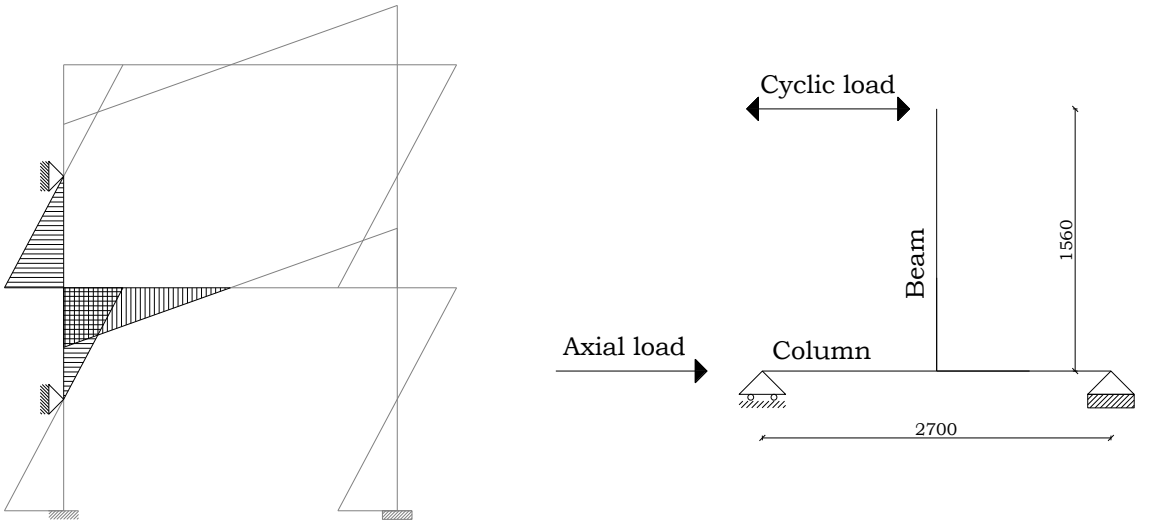
a)



b)

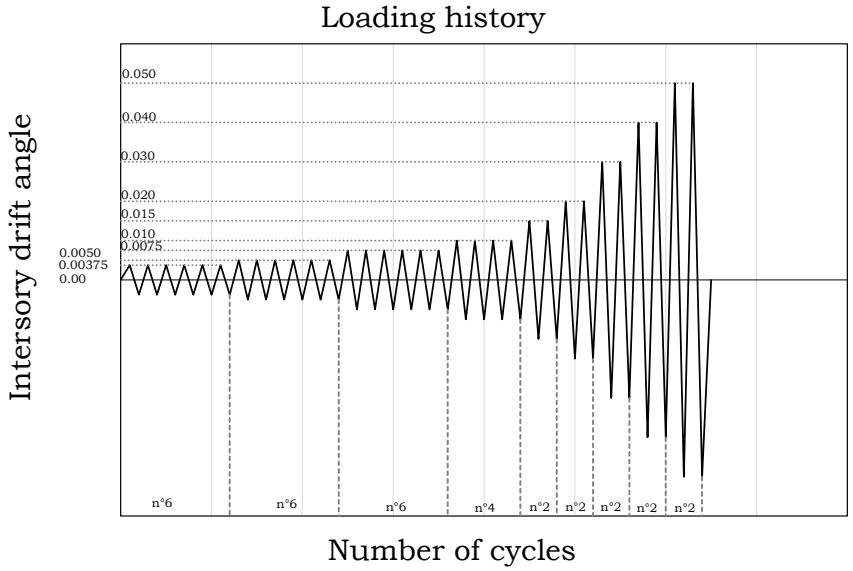
Obrázek 3.3 – Uspořádání zkoušky, a) FJ-CYC01-FJ-CYC04; b) FJ-CYC05-FJ-CYC08

Pro simulaci nulových momentů ve skutečném konstrukčním uspořádání, obrázek 3.4. byly použity dvě podpory, obrázek 3.3. Byly navrženy tak, aby odolávaly smykové síle 2 000 kN. Jedna přenášela smykové a normálové síly čepem. Přesné otvory na čepu minimalizovaly prokluz. Druhá umožňovala posunutí ve vodorovném směru a odolávala posunům ve svislém směru. Posun čepu umožnily s oválné otvory.



Obrázek 3.4 - Strukturální schéma: a) působení ve vnějším přípoje v důsledku seizmického zatížení; b) reprodukované schéma v laboratoři

Vodorovně byla konstrukce vyztužena táhly, obrázek 3.3. Síly vyvozovaly tři hydraulické válce MTS. Pro namáhání sloupu byl použit válec MTS 243.60, v režimu kontroly síly. Válec vyvine 1000 kN v tlaku a 650 kN v tahu se zdvihem pístu +/- 125 mm. Pro vyvození ohybového momentu byly použity dva válce MTS. První pro nosníky IPE 270 vyvíjí sílu 245 kN se zdvihem pístu +/- 500 mm. Druhý pro nosníky IPE 450 má nosnost 500 kN a zdvih pístu +/- 500 mm. Oba pracovaly s kontrolou posunutí. Posuny byly na vzorcích během zkoušky měřeny externími snímači. Během zkoušky byla pomocí LVDT průběžně měřena posunutí nosníku, sloupu a prvků přípoje, zejména třecího tlumiče.
Horní válec připojeny ke konci nosníku vyvozoval sílu podle zatěžovacího protokolu AISC 346-10 [37], obrázek 3.5. Tento protokol se používá v USA k předběžné kvalifikaci styčníků. Byl použit pro zkoušení styčníků v projektu EQUALJOINTS.



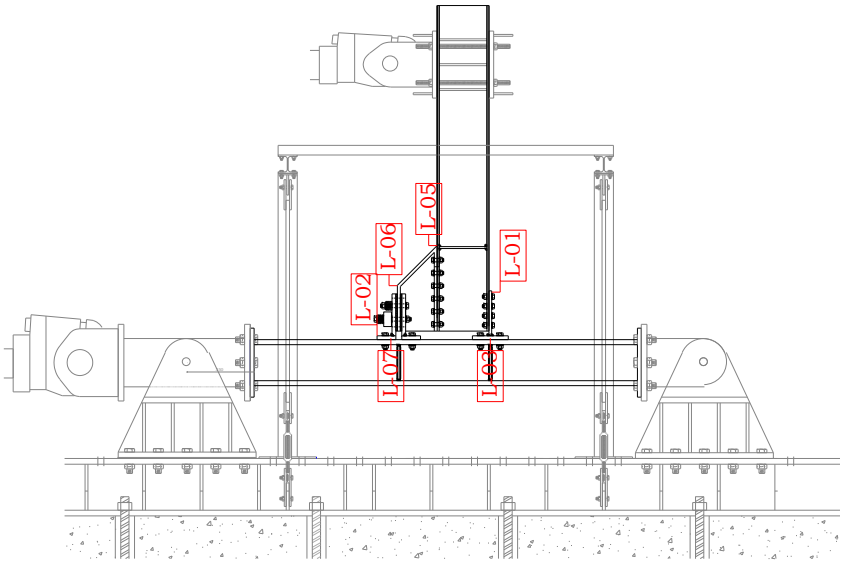
Obrázek 3.5 – Schéma zatěžování styčníku v laboratoři

Podle normy lze stanovit historii posunů horní části nosníku. Zkoušky byly připraveny pro největší natočení 50 mrad, tabulka 3.1.Toto natočení je větší, než požaduje EN1998-1:2005, kde se pro rámy požaduje pro natočení příčle nejvíce 35 mrad.

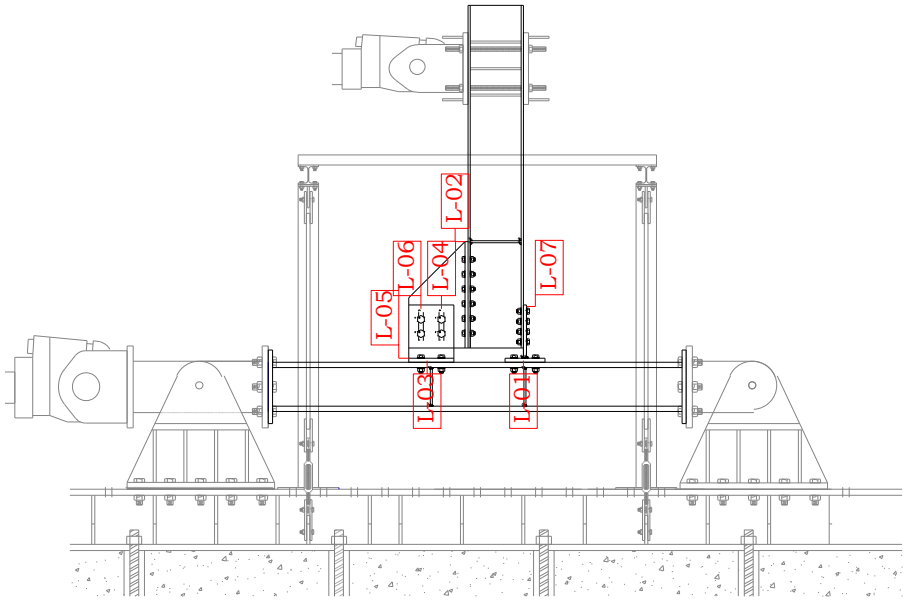
Tabulka 3.1: Historie posunutí

v[mm/s]	***step***	***θ [rad]***	***# cycles***	***δ [mm]***
0.5	1	0.00375	6	5.835
	2	0.0050	6	7.780
1	3	0.0075	6	11.67
	4	0.010	4	15.56
2	5	0.015	2	23.34
	6	0.020	2	31.12
	7	0.030	2	46.68
4	8	0.040	2	62.24
	9	0.050	2	77.80

Během zkoušky se získala data pro vyhodnocení posunů nosníku a komponent styčníku. Ve všech zkouškách bylo využito nejméně šest snímačů posunutí. Příklady uspořádání na dvou konfiguracích styčníku jsou uvedeny na obrázku 3.6 pro zkoušky č. 1 a č. 2. U všech ostatních bylo použito obdobné uspořádání měření.



a)



b)

Obrázek 3.6 - Poloha LVDT: a) FREEDAM-CYC01; b) FREEDAM-CYC02

Ve spoji FREEDAM CYC-01 byly použity následující snímače, obrázek 3.6a:

• LVDTs n.02, 03 a 07 pro měření relativního posunutí mezi přírubami a pásnicí sloupu;

• LVDT n. 05 k měření posunů mezi náběhem a nosníkem;

• LVDT n. 06 pro měření posuvu třecího tlumiče;

• LVDT n. 01 vyhodnotit prokluz stojiny vzhledem k pásnici nosníku.

Ve spoji FREEDAM CYC-02 byly použity snímače, viz obrázek 3.6b:

• LVDT č. 01, 03 a 05 pro měření relativního posunutí mezi přírubami a pásnicí sloupu;

• LVDT n. 02 k měření posunů mezi náběhem a pásnicí nosníku ve třecím spojení;

• LVDT n. 04 a 06 k měření posunů dvou řad šroubů třecího tlumiče;

• LVDT n. 07 vyhodnotit prokluz stojiny vzhledem k pásnici nosníku.

Před a během zkoušky byla sledována předpětí ve šroubech třecích tlumiče pomocí prstencových siloměrů (Futek LTH500) označených čísly RC-01, RC-03 a RC-04. Pro IPE 270 byly použity pouze dva snímače, pro IPE 450 tři snímače, obrázek 3.6a.

3.2.2 *Výsledky zkoušek*

Dále jsou uvedeny výsledky pro vzorky FJ-CYC01 až FJ-CYC04. Více informací o celém experimentálním programu lze nalézt v závěrečné zprávě projektu.
Zkoušky potvrdily očekávané chování. Jak je znázorněno na obr. 3.7, byly získány široké a stabilní hysteretické křivky a makroskopicky nebylo na konci zkoušek pozorováno poškození nedisipativních prvků.

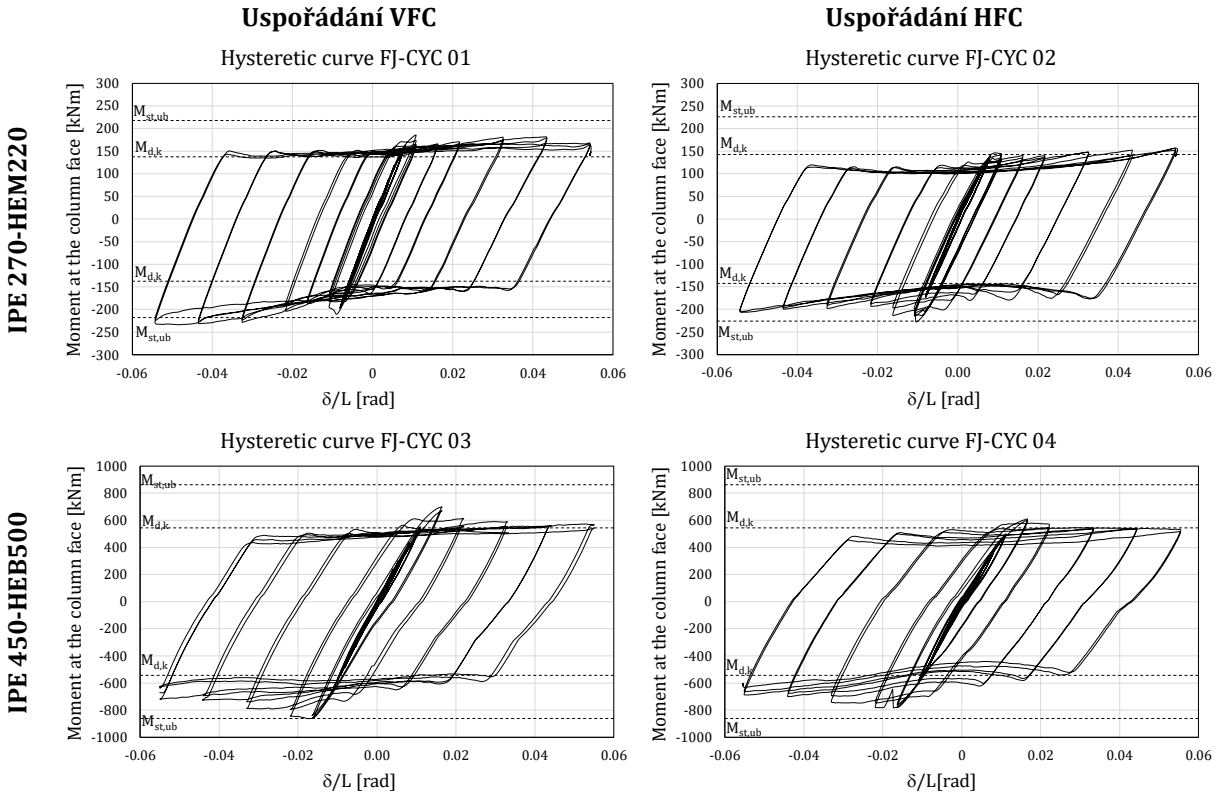
Tabulka 3.2 - Porovnání experimentálních a návrhových hodnot třecích momentů

	FJ-CYC01	***FJ-CYC02***	***FJ-CYC03***	***FJ-CYC04***
M_{exp} $[kNm]$	+185.45 -210.41	+145.73 -227.80	+697.48 -863.04	+556.97 -782.37
$M_{nd,d}$ $[kNm]$	226.02	217.85	861.85	861.85
M_{Ed} $[kNm]$	142.61	137.46	543.79	543.79

Mezní hodnoty únosnosti nedisipativních prvků, na obrázku 3.7 přerušovanou čarou, se rovnají maximálním ohybovým momentům pozorovaným během zkoušek, tabulka 3.2. Podobně dynamické hodnoty únosnosti v ohybu, vypočítané se součinitelem dynamického tření, se rovnají únosnosti v prokluzu. V tabulce 3.2 je srovnání experimentální a návrhové únosnosti čtyř přípojů. U všech lze pozorovat, že experimentální hodnoty jsou velmi blízké návrhovým, mezi horní a dolní mezí. Souhlas je uspokojivý.

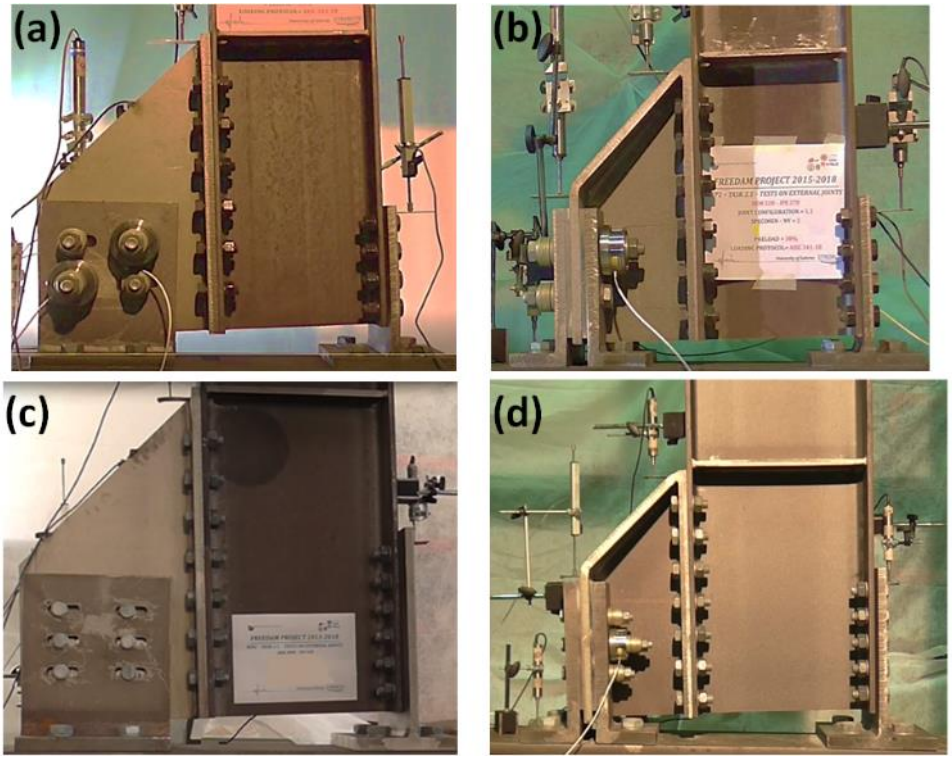
V případě přípojů s HFC byla pozorována nižší únosnost v prokluzu při odtížení. Deformace konzoly vedla ke ztrátě předpětí. V případě spojů VFC je změřená únosnost v prokluzu přípoje stejná jako návrhová. V případě spojů HFC byla reakce asymetrická. Vykazovala odlišné hodnoty únosnosti při kladných a záporných ohybových momentech. Rozdíl únosnosti byl v případě vzorku FJ-CYC 02 větší než 35 %. Asymetrie byla způsobena hlavně ohýbáním plechů konzoly a kolísáním tlaku na třecí podložky. Přípoje VFC vykazovaly nižší asymetrii cyklického chování. Díky snížení předepínací síly ve šroubech bylo pozorováno malé snížení ohybového momentu při velkých natočeních. Účinek byl zřetelnější u vzorků s dlouhým nosníkem, u kterých byl kvůli zvětšení ramene na úrovni třecího tlumiče větší,

Z hysterezních smyček lze pozorovat, že odezva byla charakterizována prvním skluzem vznikajícím při hodnotě síly o něco vyšší než u následujících cyklů. Po několika cyklech je síla v prokluzu stabilizována a hysteretické smyčky se opakují pro celou historii se stejným tvarem. Výsledky jsou v souladu s výsledky experimentálních zkoušek třecích tlumičů. Tvary smyček přípoje jsou srovnatelné s výsledky zkoušek třecích tlumičů, které jsou uvedeny v kapitole 2. První vrcholy odpovídají součiniteli statického tření. Ten je v případě měkkých povlakových materiálů vyšší než dynamická hodnota. Stabilizovaný cyklus odpovídá síle při prokluzu tlumiče, jehož hodnota souvisí s dynamickou hodnotou koeficientu tření. Vzhledem k součinitelům tření z testů samotných tlumičů, kapitola 2, lze ověřit, že statické i dynamické hodnoty síly při prokluzu pozorované během celé historie zatěžování byly obdobné s předpokládaným rozsahem hodnot síly při prokluzu ze zkoušky tlumičů. Rozdíly odpovídají pružnosti ocelových konzol, které během zkoušky způsobily oscilace, zvýšení a snížení, sil ve šroubech při zatěžování ohybem.



Obrázek 3.7 - Hysteretické křivky

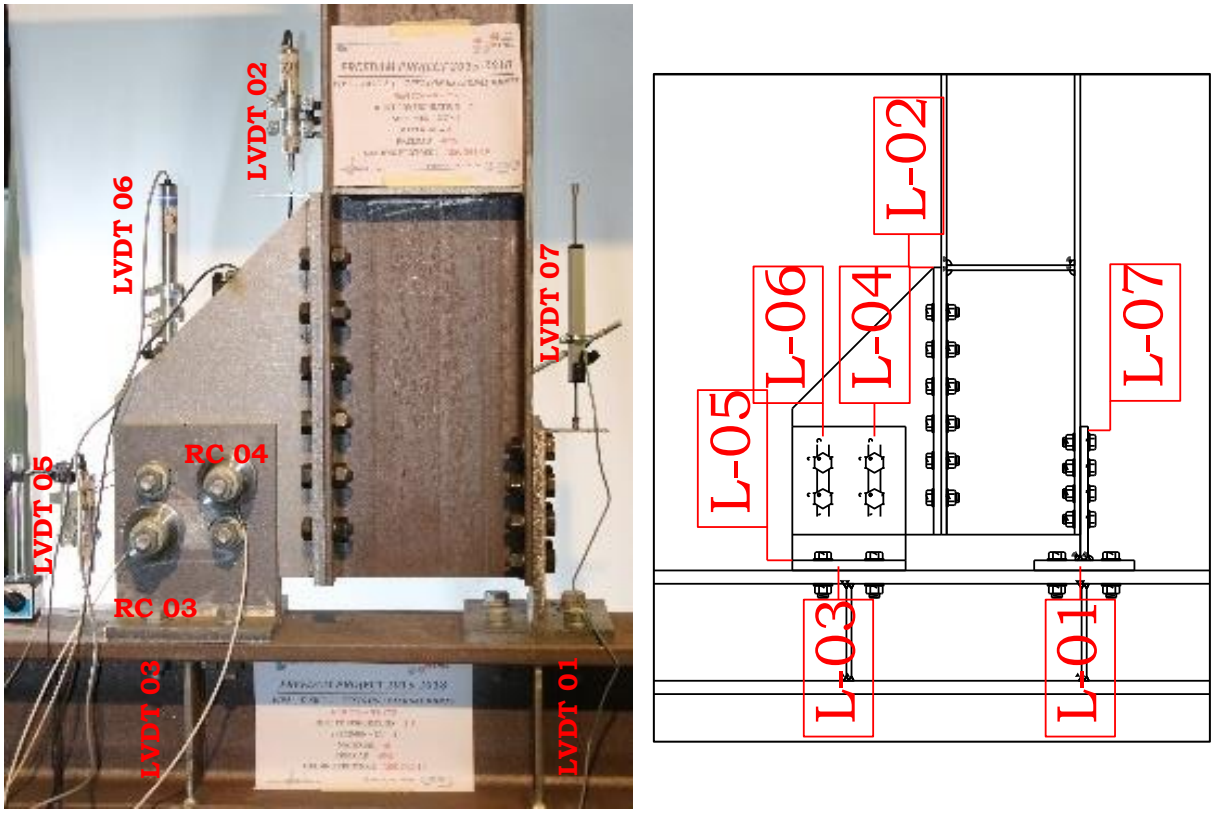
Na obrázku 3.8 jsou znázorněny deformované přípoje. Ukazují na správný návrh geometrie tlumičů, které se jsou schopny natočit až 50 mrad.



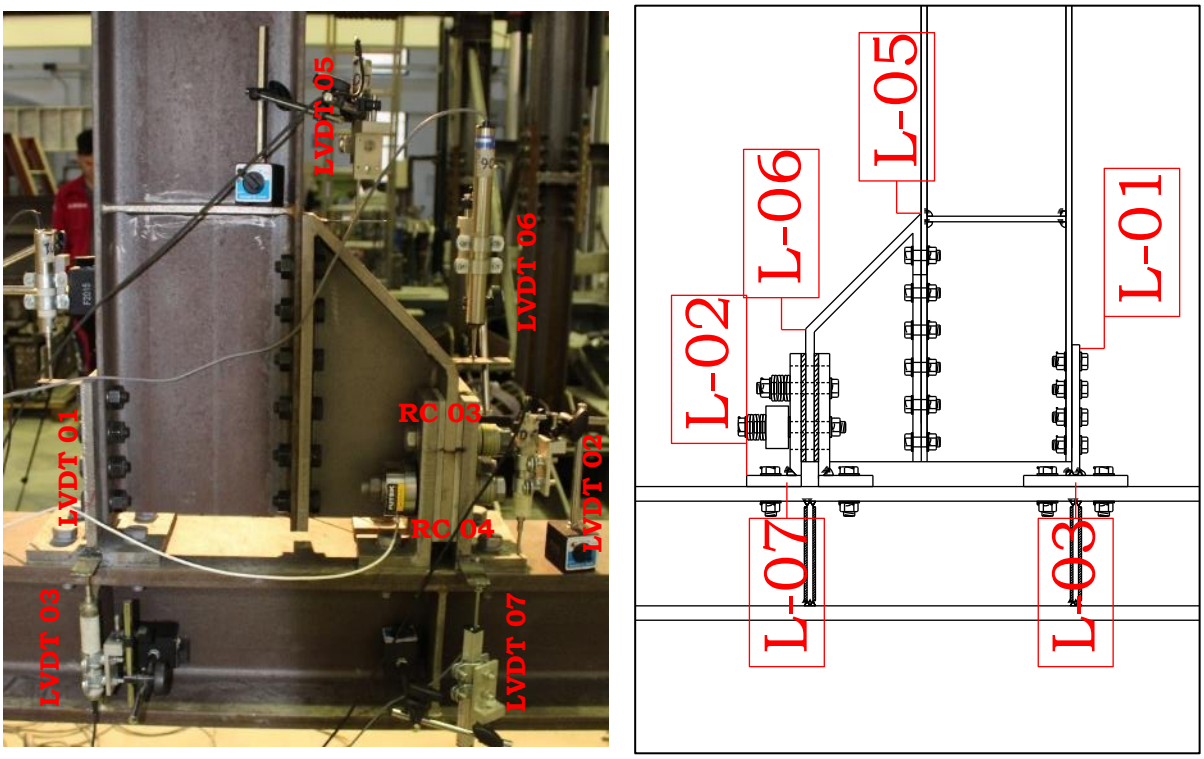
Obrázek 3.8 – Deformované vzorky: a) FJ-CYC01; b) FJ-CYC02; c) FJ-CYC03; d) FJ-CYC04

Vhodnost konstrukčního návrhu byla prokázána také měřením. Pro všechny vzorky zajišťovaly disipaci energie třecí tlumiče. Na konci zkoušky byly konstrukční prvky prakticky nepoškozené. Zejména v případě středu otáčení na ose horní pásnice nosníku, kdy je tlumič vystaven cyklické tahové / tlakové síle.

Posuny ve třecí tlumičích změřeny LVDT 04 a LVDT 06 jsou na obrázku 3.9 pro VFC a posuny LVDT 06 na obrázku 3.10, pro HFC. Hysteretické smyčky jsou prakticky obdélníkové s významnou schopností rozptylu energii téměř bez degradace tuhosti a únosnosti, obrázek 3.11. Místní měření, obrázky 3.12 a 3.13, ukazují, že náběhy zůstávají v pružném rozsahu. Třecí tlumič umožňuje stabilní hysteretickou odezvu s vysokým rozptylem energie. Na konci zkoušek byla pozorována ztráta předepínací síly šroubu asi 25–30 %.

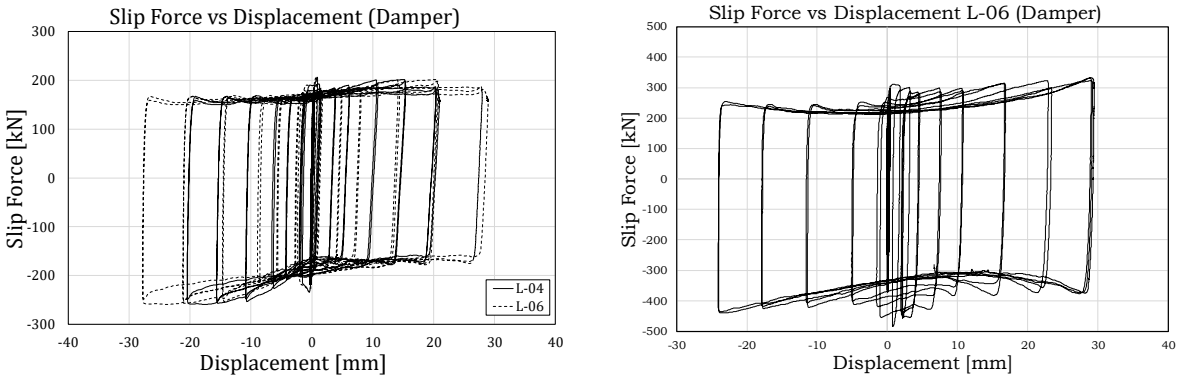


Obrázek 3.9 Umístění snímačů – FREEDAM-CYC01

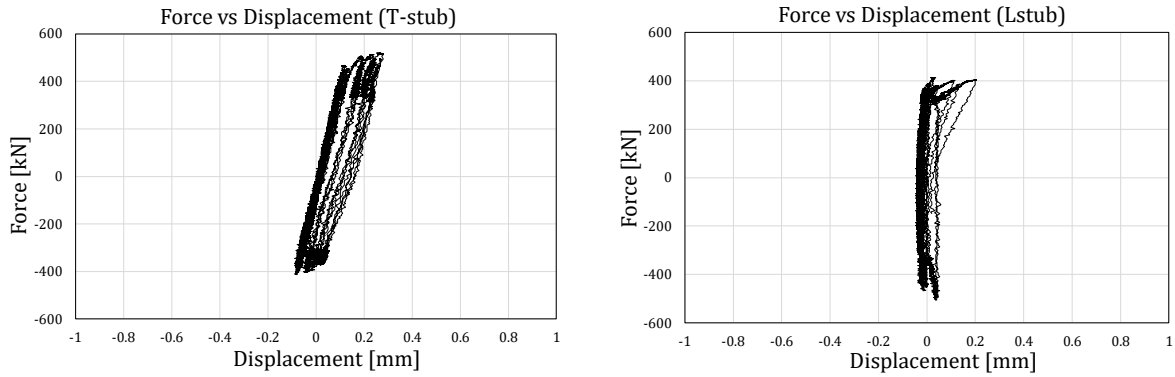


Obrázek 3.10 - Poloha měřidel – FREEDAM-CYC02

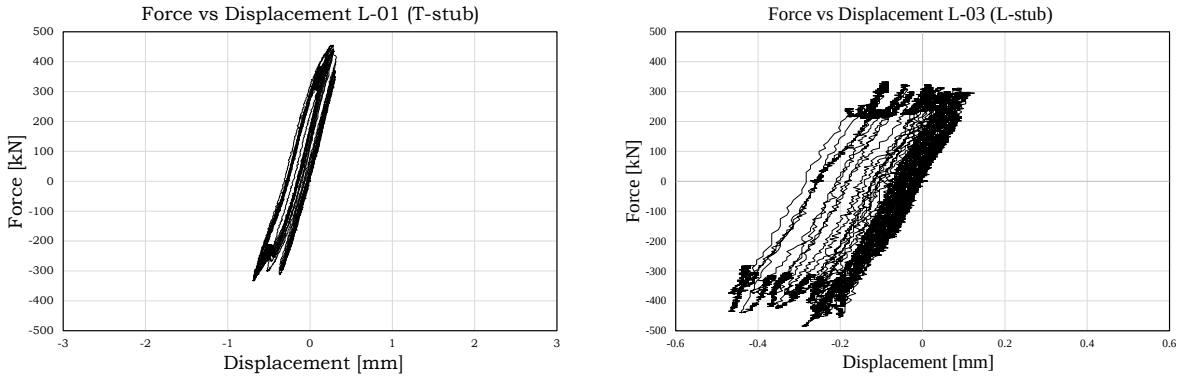
Výsledky zkoušek dokládají, že po výskytu silného zemětřesení se třecí přípoje nepoškodí výrazně. Po zemětřesení budou potřebovat pouze kontrolu zbytkové únosnosti a ztráty předpětí. Pro obnovu předpětí bude třeba šrouby dotáhnout. Zemětřesení přináší plastické rotace v prvcích nižší než v protokolu AISC-358. Během zkoušek byla pozorovaná ztráta předepínací síly při vysokých hodnotách namáhání, která jsou za hranicí působení skutečného zemětřesení.



Obrázek 3.11 – Závislost síly při prokluzu v tlumičích na deformaci FREEDAM-CYC01 (vlevo) a FREEDAM-CYC02 (vpravo)



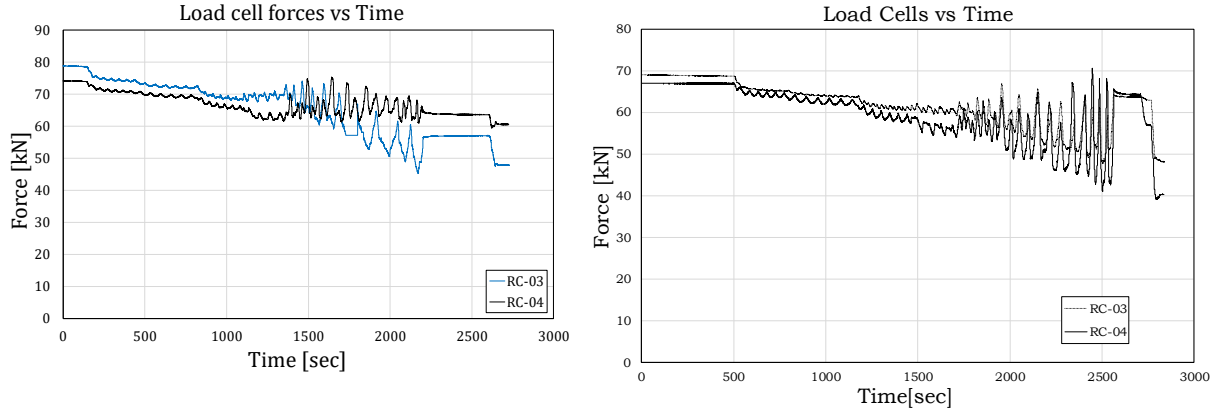
Obrázek 3.12 - Místní měření FREEDAM-CYC01 – styčníky s T profily a úhelníky



Obrázek 3.13 - Místní měření FREEDAM-CYC02 – styčníky s T profily a úhelníky

Předpětí šroubů bylo sledovány dvěma siloměry RC-03 a RC-04, které byly umístěny u obou řad šroubů v tlumiče.

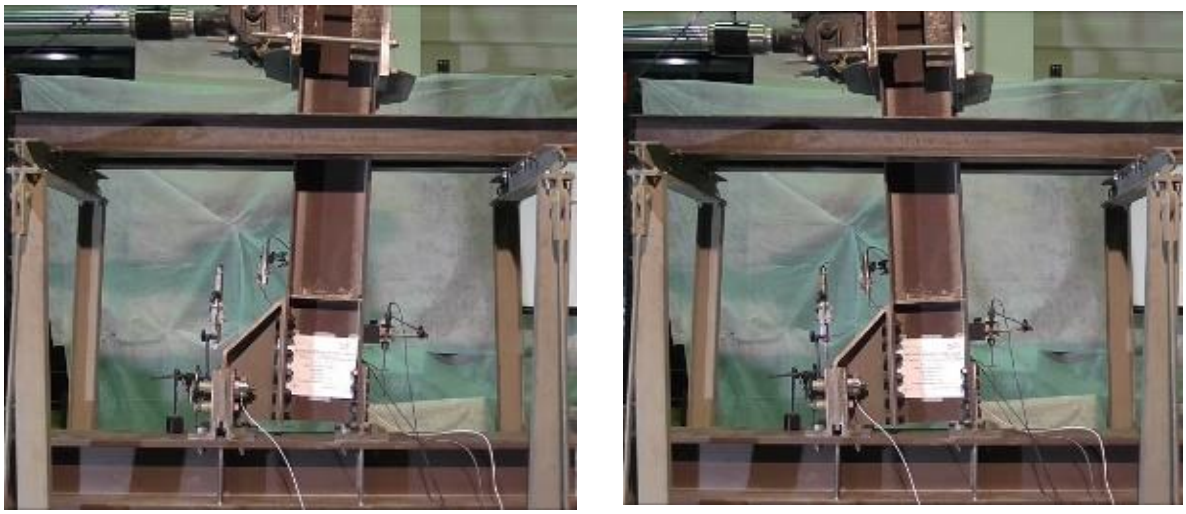
Výsledky jsou znázorněny na obrázku 3.14. Při prvním prokluzu dochází k uvolnění předpětí, které se zvyšuje, jak se zvyšují zatěžovací cykly. K uvolnění dochází po dosažení vysokých posunutí, ve kterých ohyb šroubů vede k oscilaci sil ve šroubech.



Obrázek 3.14 - Předpínací síla ve šroubech třecího tlumiče
FREEDAM-CYC01 (vlevo) a FREEDAM-CYC02 (vpravo)

Zkoušky tlumičů proběhly v souladu s očekávaným chováním. Ve všech případech byl na spoji mezi tlumičem a pásnicí pozorován vliv vložek, což potvrzuje vhodnost navrhovaného konstrukčního řešení. Ve všech zkouškách zajišťoval rozptyl energie pouze třecí tlumič

FREEDAM. Na konci zkoušky byly konstrukční prvky prakticky nepoškozené, obrázek 3.15. Talířové podložky Belleville neposkytovaly výhodu hysteretického chování. Výsledek potvrzuje pozorování v kapitole 2, která se zaměřuje na zkoušky třecích tlumičů.



Obrázek 3.15 - Vzorek FREEDAM-CYC02 po deformaci na konci zkoušky

U obou uspořádání, VFC a HFC, bylo pozorováno podobné chování a degradace během cyklického zatížení. Vliv Bellevillových podložek byl v obou případech zanedbatelný. Uspořádání VFC umožňuje snížení asymetrie hysterezních smyček a zlepšení jejich tvaru, který se blíží ideálnímu pravoúhlému tvaru. To dokládají grafy závislosti posunu na síle ve třecích tlumičích pro řešení VFC, obrázek 3.11 vlevo, a HFC, obrázek 3.11 vpravo. Tvar, který vykazují hysterezní smyčky v konfiguraci HFC, je způsoben rozdílným rozložením tlaku na třecích podložkách. Dochází k němu pro styčník namáhaný kladným ohybovým. Grafy odpovídají simulacím MKP. Viz kapitola 4.

3.3 OBOUSTRANNÉ STYČNÍKY

3.3.1 *Vzorky a experimentální program*

Oboustranné styčníky nosník-sloup byly zkoušeny na Univerzitě v Coimbře. Přípoje jsou stejné jako zkoušené na Univerzitě v Salernu pro jednostranné styčníky. Rozdíl v cyklické odezvě přípojů způsobuje odlišné chování panelu stěny sloupu ve smyku. Při typickém rozložení ohybového momentu přenášeného nosníky je smyková síla očekávaná v panelu stěny sloupu ve smyku dvakrát větší než ta, která se vyskytuje v případě jednostranných styčníků. Hlavním cílem této části experimentální práce projektu FREEDAM je validace chování panelu stěny sloupu ve smyku, viz kapitola 7.

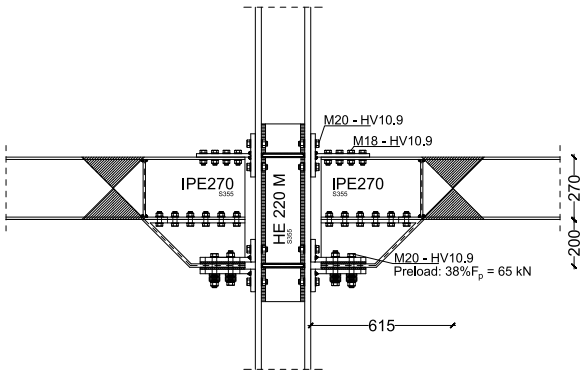
Byly zkoušeny čtyři různá uspořádání přípojů FREEDAM. Měnily se rozměry průvlaku a sloupu (IPE270 / HEM220 a IPE450 / HEB500) a uspořádání třecích tlumičů, vertikální nebo horizontální uspořádání. Bylo provedeno celkem osm zkoušek, viz tabulka 3.3.

Tabulka 3.3 -

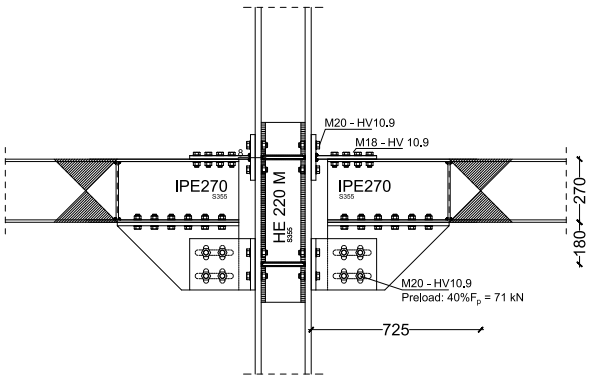
N.	Označení	Rozměry sloupu a nosníku	Uspořádání tlumiče, podložky	FREEDAM Povlakový materiál
1	IN270_CYC 1_M4_(1)	HE220M / IPE270	Vodorovné	M4
2	IN270_CYC-1_M4_(2)	HE220M / IPE270	Vodorovné	M4
3	IN270_CYC-2_M4_(1)	HE220M / IPE270	Vodorovné	M4
4	IN270_CYC-2_M4_(2)	HE220M / IPE270	Svislé	M4
5	IN450_CYC-1_M4_(1)	HE500B / IPE450	Vodorovné	M4
6	IN450_CYC-1_M4_(2)	HE500B / IPE450	Vodorovné	M4
7	IN450_CYC-2_M4_(1)	HE500B / IPE450	Svislé	M4
8	IN450_CYC-2_M4_(2)	HE500B / IPE450	Svislé	M4

Ve všech zkouškách byly použity podložky s materiálem M4 a talířové podložky. Šrouby byly předem předepnuty s kontrolou krouticího momentu. Moment byl navržen na základě postupu připraveného pro tlumiče FREEDAM v kapitole 2. Předpětí šroubu odpovídá průměrné hodnotě součinitele tření.

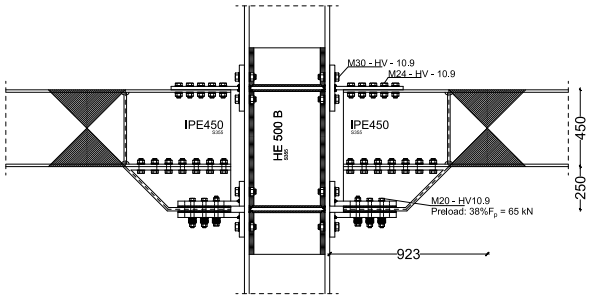
Vzorky jsou znázorněny na obrázku 3.16. Schéma nastavení zkoušky je uvedeno na obrázku 3.17. Sloup je ve spodní části vodorovně veden. Konce nosníku jsou podepřeny svisle, což umožňuje boční pohyb vzorků. Cyklické zatížení bylo aplikováno na horní část sloupu pro největší natočení 50 mrad podle pokynů v AISC 341/2010 [37].



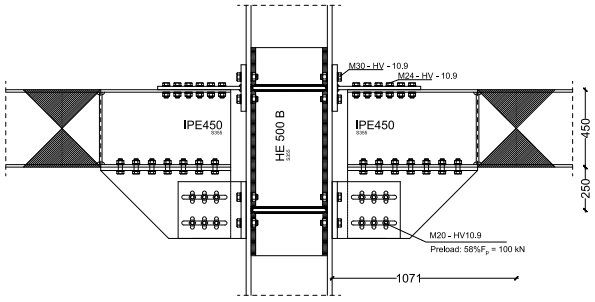
a. Uspořádání 1.1 - HE220M / IPE270 - Vodorovné vložky



b. Uspořádání 2.1 - HE220M / IPE270 - Svislé vložky

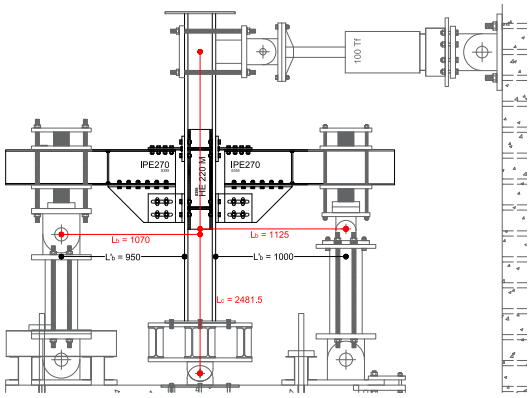


c. Uspořádání 1.2 - HE500B / IPE450 - Vodorovné vložky

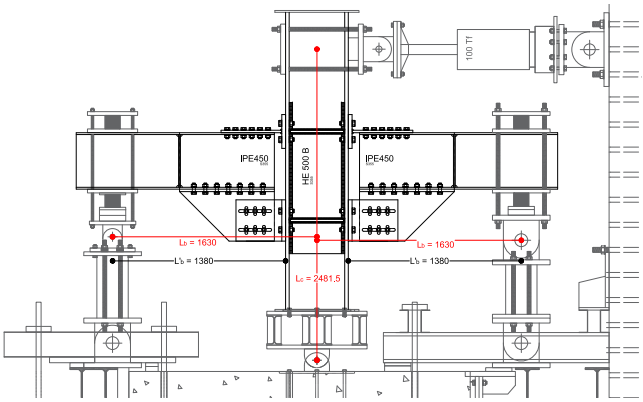


d. Uspořádání 2.2 - HE500B / IPE450 - Svislé vložky

Obrázek 3.16 – Zkoušené vzorky (vnitřní spoje)



a. Zkouška s nosníkem IPE 270

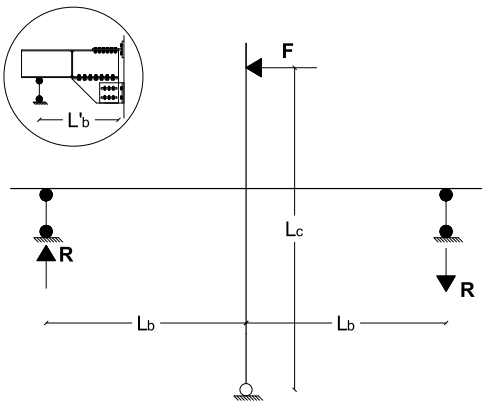


b. Zkouška s nosníkem IPE 450

Obrázek 3.17 - Rozložení zkoušky pro oboustranné přípoje (rozměry v mm)

Ohybový moment ve styčníku byl předpovězen pomocí rovnice (3.1), z reakce na koncích nosníků R, obrázek 3.18, a délky mezi koncem nosníku a pásnicí sloupu L_b, na obrázcích 3.17 a 3.18. Natočení bylo určeno z deformace δ a ramene sloupu L_c, na obrázcích 3.17 a 3.18.

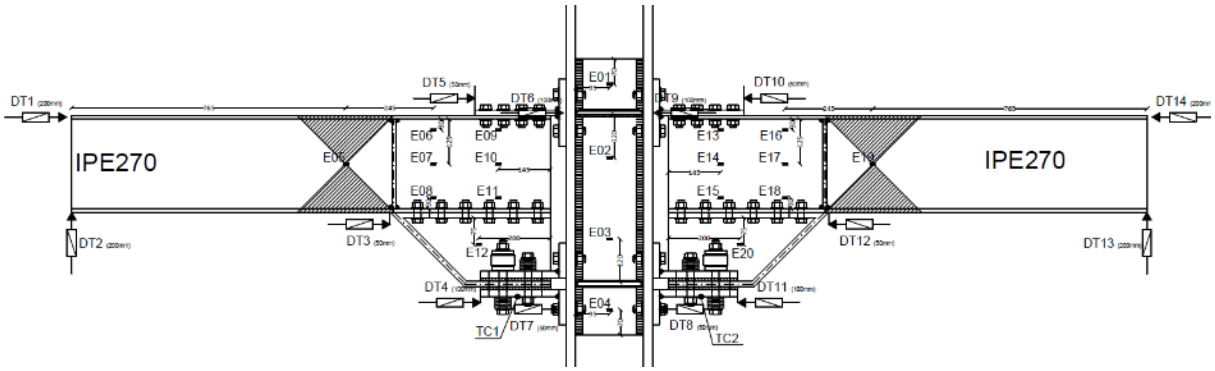
$$M_t = R \times L_b \tag{3.1}$$



Obrázek 3.18 - Schéma pro výpočet reakcí

Během zkoušek byla měřena síla, posunutí, deformace, ohybový moment a teplota, jak je pro jeden ze vzorků ukázáno na obrázku 3.19. Podrobně bylo v každém použito:

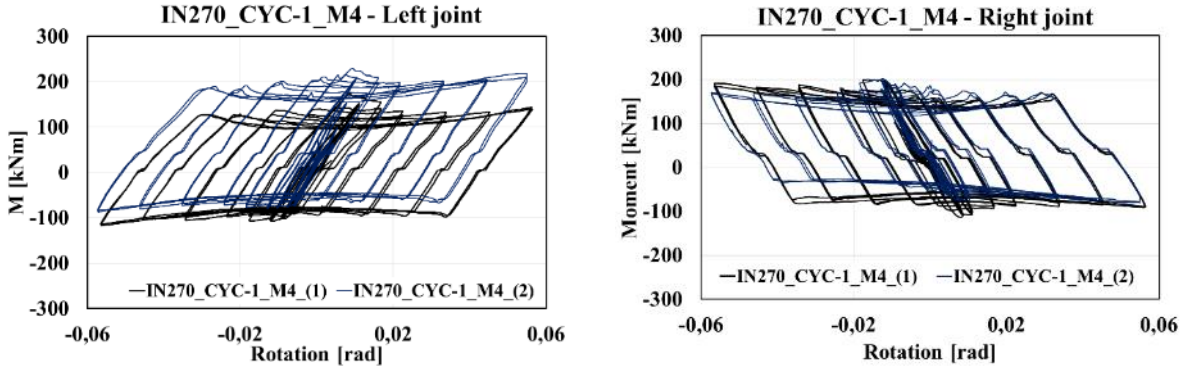
- válec o rozsahu síly: ± 900 kN; rozsah posunutí: ± 150 mm; frekvence 1 Hz s maximálním rozsahem posunutí + 7,02 mm / -5,63 mm;
- čtyři snímače zatížení s maximální tlakovou silou 500 kN;
- 15 snímačů posunutí (DT na obrázku 3.19) - LVDT (rozsah 4 ± 25 mm; rozsah 4 ± 50 mm);
- statický snímač točivého momentu, jmenovitý točivý moment 1 000 Nm;
- termočlánek (TC na obrázku 3.19);
- čtyři prstencové siloměry s kapacitou 350kN;
- 46 tenzometrů, (E na obrázku 3.19), délka 6 mm, největší poměrné přetvoření 5 %.



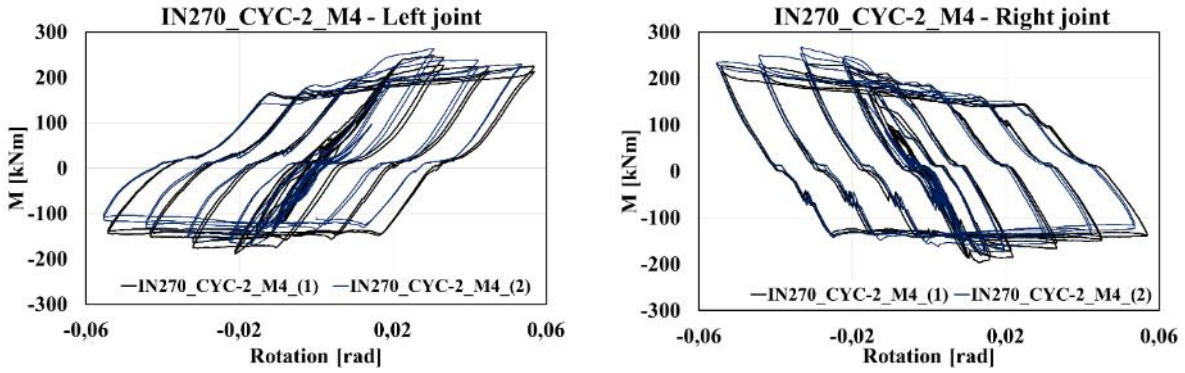
Obrázek 3.19 – Osazení snímačů

3.3.2 *Výsledky*

Závislost natočení na momentu je pro vzorky s nosníkem IPE270 uvedena na obrázku 3.20 a s nosníkem IPE450 na 3.21. Pro kladný ohybový momentu je horní část přípoje v tahu a třecí tlumič v tlaku. V tomto případě dojde k negativnímu ohybovému momentu. Vznikne opačná situace s třecím tlumičem v tahu a šroubovým T-průřezem, spojujícím horní přírubu, v tlaku. Spoje vykazují po celou dobu historie cyklování, nezávisle na velikosti průvlaku a konfiguraci tlumiče, podobné cyklické chování s tuhým chováním až do dosažení statického třecí únosnosti se stabilními hysterezní smyčkami. Na obrázku 3.22 jsou komponenty pro oba dva přípoje s úhelníky a T profily v pružném stavu. Třecí tlumiče disipují energii a zabraňují poškození ostatních komponent styčníku.



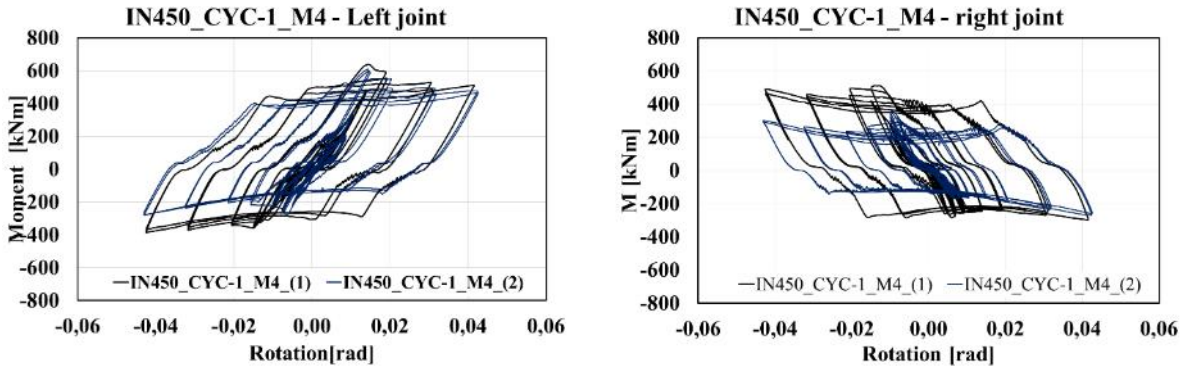
a. IN270_CYC 1_M4 (HE220M/ IPE270 – vodorovné vložky)



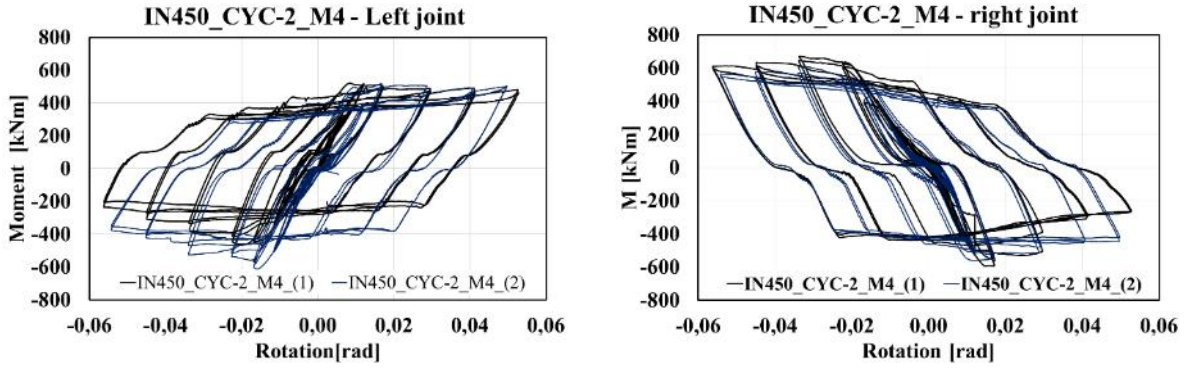
b. IN270_CYC-2_M4 (HE220M/ IPE270 – svislé vložky)

Obrázek 3.20 – Závislost natočení na momentu, vzorky s menším nosníkem

Na experimentech vzniká v důsledku asymetrií uložení asymetrie mezi odezvou pravého a levého přípoje. Natočení čel nosníků se liší. Také T profily a úhelníky ve spojích se neplastizovaly symetricky, obrázek 3.23, což se projevilo u horizontální konfiguraci třecích tlumičů na jednostranných vzorcích. Degradaci únosnosti při tření lze vysvětlit zvýšením ztráty předepínací síly ve šroubech během cyklického zatížení, obrázek 3.24. Asymetrie mezi odezvou pravého a levého přípoje lze vysvětlit tolerancí při výrobě.

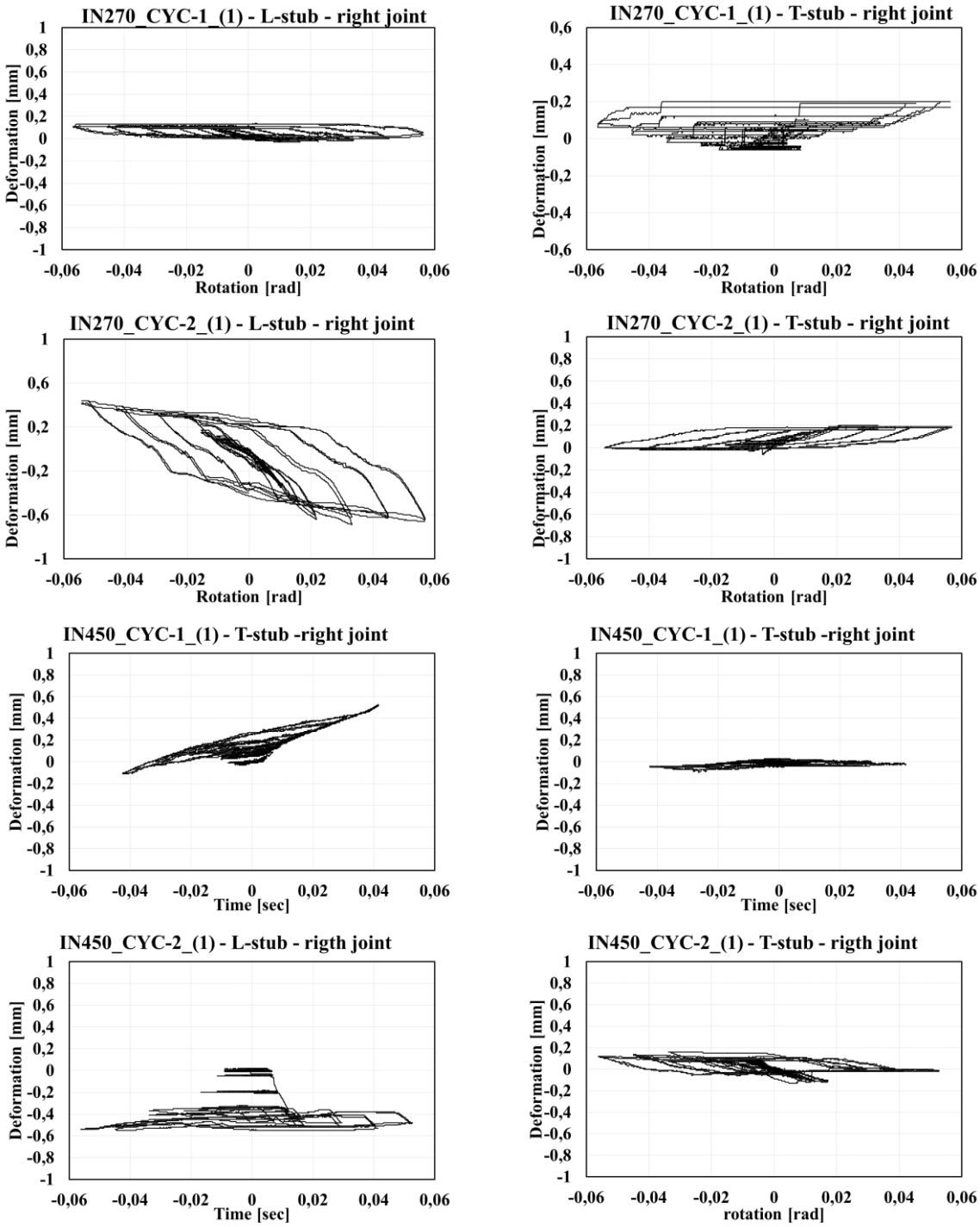


a. IN450_CYC 1_M4 (HE500B/ IPE450, vodorovné vložky)



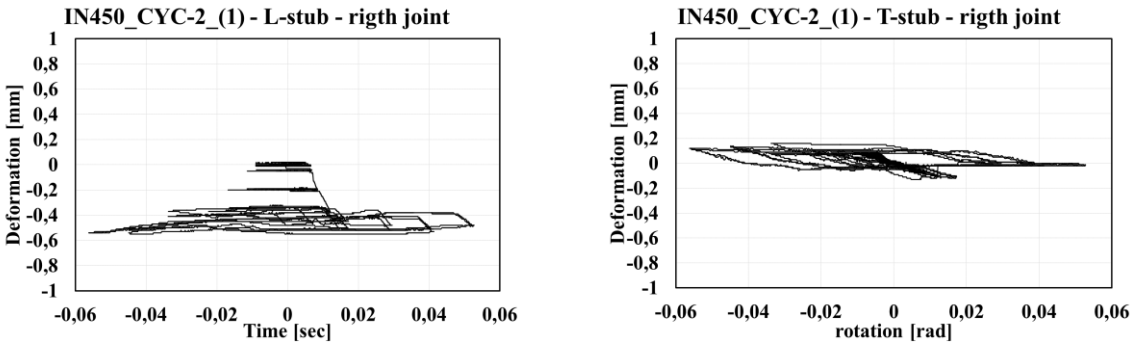
b. IN450_CYC-2_M4 (HE500B/ IPE450, svislé vložky)

Obrázek 3.21 - Závislost natočení na momentu, vzorky s nosníkem IPE 450



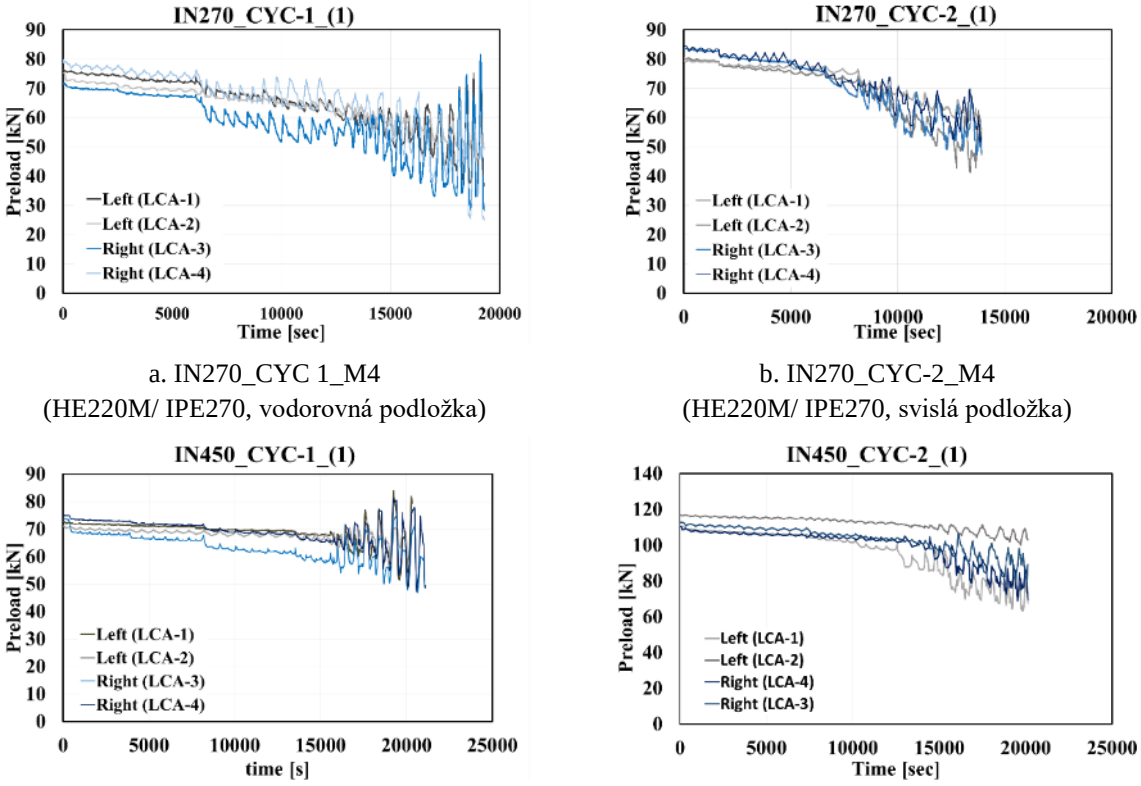
a. Vzorek *s úhelníky* b. Vzorek *s T profily*

Obrázek 3.22 - Deformace vzorků s T profily a úhelníky



a. Vzorek tvaru s úhelníky b. Vzorek s T profily

Obrázek 3.23 - Deformace vzorků s profily T a úhelníky



a. IN270_CYC 1_M4
(HE220M/ IPE270, vodorovná podložka)

b. IN270_CYC-2_M4
(HE220M/ IPE270, svislá podložka)

c. IN450_CYC 1_M4
(HE500B/ IPE450, vodorovná podložka)

d. IN450_CYC-2_M4
(HE500B/ IPE450, svislá podložka)

Obrázek 3.24 - Síly ve šroubech

3.4 ZÁVĚREM

V kapitole jsou popsány výsledky experimentálního programu chování přípojů nosníku na sloup s různými konfiguracemi třecích tlumičů při vystavení seismického namáhání. Na základě výsledků získaných v předchozích etapách projektu, tj. parametry třecích materiálů, chování podložek Belleville, vliv ztráty předepínací síly ve šroubech, bylo navrženo a vyzkoušeno

šestnáct styčníků, na Univerzitě v Salernu jednostranné styčníky a na Univerzitě v Coimbře oboustranné.

Výsledky lze shrnout:

- Byly zkoušeny dvě různé konfigurace s třecím tlumičem umístěným:
  i) v horizontální rovině rovnoběžné s pásnicí nosníku (uspořádání HFC) a
  ii) vertikální uspořádání (uspořádání VFC).

  Rozdíl v chování je malý, což naznačuje, že obě uspořádání lze v praxi použít. Spojení s třecím tlumičem v konfiguraci VFC poskytlo stabilnější cyklické chování a nižší asymetrii cyklického chování;
- Ve všech případech bylo chování charakterizováno hysteretickými smyčkami bez jakéhokoli sevření, s nízkou degradací schopnosti energie energii, pevnosti a tuhosti;
- Měření během zkoušek ukázala, že je disipace energie zajištěna třecími tlumiči a nedisipativní prvky, tj. nosník, T profil a úhelníky v přípoji, zůstávají nepoškozené.

Výsledky zkoušek umožňují využít styčníky FREEDAM pro konstrukce, která jsou popsána v části 7.

3.5 LITERATURA

[1] V. Piluso, G. Rizzano: Experimental analysis and modelling of bolted T-stubs under cyclic loads, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 64, pp. 655–669, 2008.

[2] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: Experimental analysis of innovative dissipative bolted double split tee beam-to-column connections, Steel Construction, Vol. 4, pp. 53-64, 2011.

[3] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads, Engineering Structures, Vol. 85, pp. 219-233, 2015.

[4] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: Experimental Analysis of Friction Materials for supplemental damping devices. Construction and Building Materials, Vol.65, pp. 159-176, 2014.

[5] M. Latour, G. Rizzano: Monotonic Modelling, Cyclic Behaviour and Fatigue Life of Dissipative T-stubs, ICASS 2009, Hong Kong, 2009.

[6] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: Cyclic behaviour of Friction Dissipative Double Split Tee Connections, STESSA 2011, Santiago de Chile, 2011.

[7] C.E, Grigorian, T.S. Yang, E.P. Popov: Slotted bolted connection energy dissipators, Earthquake Spectra. Vol.9, No.3, pp.491-504, 1993.

[8] A. Sato, K. Kimura, K. Suita, K. Inoue: Cyclic test of high strength steel beam-to column connection composed with knee-brace damper and friction damper connected by high strength bolts, Proceedings of the SEEBUS 2009. Kyoto, Japan, 2009.

[9] E.M. Guneyisi, M. D'Aniello, R. Landolfo: Seismic upgrading of steel moment-resisting frames by means of friction devices, Open Construction and Building Technology Journal, Vol. 8(Suppl 1: M9), pp.289–99, 2014.

[10] M. Taghi Nikoukala, S.R. Mirghader, K.M. Dolatshahi: Analytical study of moment resisting frames retrofitted with shear slotted bolted connection. Journal of Structural Engineering, Vol. 141, 2015:04015019.

[11] V. Piluso, R. Montuori, M. Troisi: Innovative structural details in MR-frames for free from damage structures. Mechanism Research Communications, Vol.58, pp.146-156, 2014.

[12] C. Christopoulos, A. Filiatrault: Principles of Passive Supplemental Damping and Seismic Isolation, Pavia: IUSS PRESS, 2006.

[13] T.T. Soong, Jr B.F. Spencer: Supplemental Energy Dissipation: State-of-the-Art and State-of-the-Practice, Engineering Structures. Vol.24, pp.243-259, 2002.

[14] G.A. MacRae, G.C. Clifton, H. Mackinven, N. Mago, J. Butterworth, S. Pampanin: The sliding hinge joint moment connection, Bulletin of New Zealand society for earthquake engineering, Vol.43, n.3, September 2010.

[15] S. Ramhormozian, G.C. Clifton, G.A. MacRae: The Asymmetric Friction Connection with Belleville springs in the Sliding Hinge Joint, NZSEE Conference, 2014.

[16] G.C. Clifton, J.W. Butterwoth: Moment-resisting steel framed seismic-resisting systems with semi-rigid connections, 12th WCEE, Auckland, New Zealand.

[17] G.C. Clifton, R. Zaki, J.W. Butterwoth: Damage-resistance steel framed seismic-resisting systems, 13th WCEE, Vancouver, Canada, 2004.
[18] J.C. Golondrino, G. MacRae, J. Chase, G. Rodgers, G.C. Clifton: Velocity effects on the behavior of asymmetrical friction connections (AFC), 8th STESSA Conference, Shanghai, China, July 1-3, 2015.
[19] H. Khoo, G.C. Clifton, J. Butterworth, G. MacRae, G. Ferguson: Influence of steel shim hardness on the sliding hinge joint performance, Journal f Constructional Steel Research, Vol.72, pp. 119-12, 2012.
[20] S. Ramhormozian, G.C. Clifton, H. Nguyen, K. Cowle: Determination of the required part-turn of the nut with respect to the number of free threads under the loaded face of the nut in fully tensioned high strength friction grip property class 8.8 bolts, Steel Innovations Conference, 2015.
[21] H. Khoo, G.C. Clifton, J. Butterworth, G. MacRae: Experimental Study of Full-Scale Self-Centering Sliding Hinge Joint Connections with Friction Ring Springs, Journal of Earthquake Engineering. September Vol. 17, pp. 972-997, 2013.
[22] H. Khoo, G.C. Clifton, G. Macrae, S. Ramhormozian: Proposed design models for the asymmetric friction connection, Earthquake Engineering & Structural Dynamics. Vol. 44(8), pp.1309-1324, 2014.
[23] H. Khoo, G.C. Clifton, J. Butterworth, G. MacRae, S. Gledhill, G. Sidwell: Development of the self-centering Sliding Hinge Joint with friction ring springs, Journal of Constructional Steel Research, Vol.78, pp.201-211, 2012.
[24] J. Borzouie, G. MacRae, J. Chase: Cyclic Performance of Asymmetric Friction Connections, The Bridge and Structural Engineer, March 45(1), 2015.
[25] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: Cyclic response of low yielding connections using different friction materials, Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 114, pp. 404-423, 2018.
[26] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability, Journal of Constructional Steel Research, Vol.41, pp.66-81, 2018.
[27] M. Latour, M. D'Aniello, M. Zimbru, G. Rizzano, V. Piluso, R. Landolfo: Removable friction dampers for low-damage steel beam-to-column joints, Soil Dynamics and earthquake Engineering, Vol. 115, pp. 66-81, 2018.
[28] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: Experimental behaviour of innovative thermal spray coating materials for FREEDAM joints. Composites Part B Engineering, Vol. 115, pp.289-299, 2017.
[29] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: Experimental analysis of beam-to-column joints equipped with sprayed aluminium friction dampers, Journal of Constructional Steel Research, 146, pp. 33-48, 2018.
[30] A. Lemos, L.S. da Silva, M. Latour, G. Rizzano: Numerical modelling of innovative DST steel joint under cyclic loading, Archives of Civil and Mechanical Engineering, 18 (3), pp. 687-701, 2018.

[31] M. D'Antimo, M. Latour, G. Rizzano, J.F. Demonceau J.P. Jaspart: Preliminary study on beam-to-column joints under impact loading, Open Construction and Building Technology Journal, 12, pp. 112-123.arch, 141, pp. 145-155, 2018.
[32] M. Zimbru, M. D'Aniello, A. De Martino, M. Latour, G. Rizzano, V. Piluso: Investigation on friction features of dissipative lap shear connections by means of experimental and numerical tests, Open Construction and Building Technology Journal, 12, pp. 154-169, 2018.
[33] E. Nastri, M. D'Aniello, M. Zimbru, S. Streppone, R. Landolfo, R. Montuori, V. Piluso: Seismic response of steel Moment Resisting Frames equipped with friction beam-to-column joints, Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 119, pp. 144-157, 2019.
[34] V. Piluso, R. Montuori, E. Nastri, A. Paciello: Seismic response of MRF-CBF dual systems equipped with low damage friction connections, Journal of Constructional Steel Research, 154, pp. 263-277, 2019.
[35] F. Di Lauro, R. Montuori, E. Nastri, V. Piluso: Partial safety factors and overstrength coefficient evaluation for the design of connections equipped with friction dampers, Engineering Structures, 178, pp. 645-655, 2019.
[36] A.F. Santos, A. Santiago, G. Rizzano: Experimental response of friction dampers under different loading rates, International Journal of Impact Engineering, Vol. 132, pp.1-14, 2019.
[37] ASCE 341-2010, Seismic provisions for structural steel buildings. Chicago, 2010.
[38] CEN, 2005b. Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints. s.l.:s.n.

4.1 ÚVOD

Ohybově tuhé prutové soustavy (MRF) jsou duktilní a disipativní konstrukční systémy. Pokud jsou správně navrženy a mají vhodné detaily, zaručí výborné chování při zemětřesení. Využití velké tažnosti znamená případné škody na hlavních prvcích, se kterými jsou spojeny velké zbytkové posuny. Konstrukce, které vykazují vynikající seismické vlastnosti, vyžadují vysoké náklady na opravu. Řešení je neekonomické a neudržitelné. Po silném zemětřesení povede namísto opravy k nutnosti demolice.

Nedávná zemětřesení na Novém Zélandu (např. v Christchurch v roce 2010) na otázku jasně poukázala. Výzkum nových technologií, které zabraňují nebo omezují konstrukční poškození budov, získal na významu. Globálním trendem byl posun směrem k vývoji a implementaci systémů odolných proti zemětřesení s nízkým poškozením. Tak se sníží ekonomické dopady zemětřesení a lze drobné škody snadno a levně opravit. Zabrání se kolapsu budovy a zaručí její funkce po události.

Hlavním cílem projektu FREEDAM bylo vyvinout a validovat nové styčníky s třecími tlumiči, které zabraňují poškození připojených prvků a disipují energii pomocí proklouznutí předepnutých šroubových přípojů a třecích podložek.

V rámci projektu FREEDAM se uskutečnila řada zkoušek a analytických studií. Výsledky jsou popsány v kapitolách této monografie, vývoj tlumičů FREEDAM v kapitole 2, vývoj styčníků FREEDAM v kapitole 3 a pseudo-dynamické seismické zkoušky v kapitole 6. Pomocí shrnutí problematiky byly identifikovány hlavní aspekty charakterizující chování styčníku. Pro popis místní odezvy tlumičů a interakce s ostatními částmi styčníku a konstrukčními prvky se uskutečnila parametrická studie simulací metodou konečných prvků. Studie prokázaly, že analýzu metodou konečných prvků lze využít k předpovědi nelineárního chování šroubovaných přípojů. Popis poskytuje přesný popis rozdělení zatížení v komponentách přípoje.

V projektu byly řešeny dva numerické programy, jejichž cílem bylo plně prozkoumat chování třecích ploch, analyzovat výsledky a posoudit lokální odezvu při použití v disipativních přípojích.

Cílem této studie je:

- Vyvinout postup pro modelování a simulaci komplexních problémů v oblasti tření. Navrhovaný přístup je schopen popsat chování třecího tlumiče použitého ve šroubovaném styčníku.
- Modelovat styčníky nosníku na sloup s třecími tlumiči, které jsou vystaveny monotónnímu a cyklickému zatížení.
- Popsat mechanickou odezvu na lokální úrovni pro vývoj efektivních návrhových pravidel.

Tyto otázky jsou popsány a diskutovány dále. Jsou shrnuty výsledky simulací metodou konečných prvků v rámci projektu FREEDAM. Kapitola je rozdělena do tří hlavních částí: 1) popis a diskuse o modelování tlumičů FREEDAM a příslušných znacích lokálního chování;

2) popis a diskuse o seismické odezvě styčníků nosníku na sloup FREEDAM;
3) diskuse o možných konstrukčních opatřeních vyplývajících z výsledků získaných simulacemi metodou konečných prvků.

4.2 MODELOVÁNÍ TLUMIČŮ KONEČNÝMI PRVKY

Hlavním cílem analýz metodou konečných prvků bylo vyhodnotit účinky vzájemné interakce mezi šrouby a účinky rozložení zatížení pod hlavami šroubů.

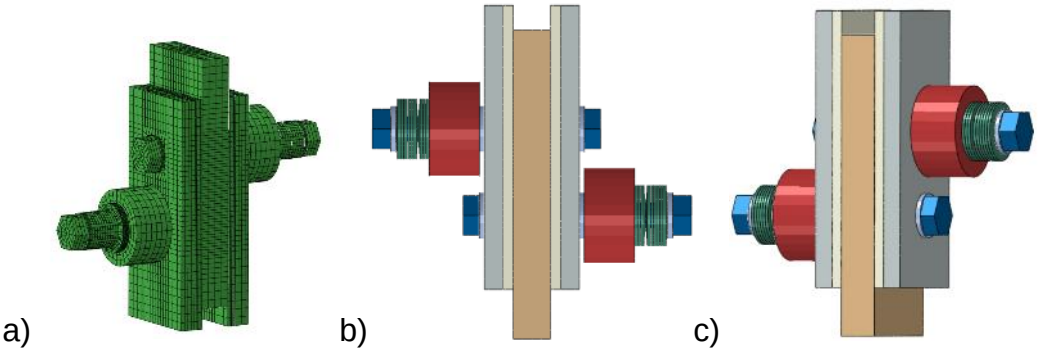
Numerické modely byly validovány na experimentech. Poté byly modely využity pro parametrickou studii při zkoumání monotónního a cyklického chování vzorků ve smykovém testu příložek, které byly navrženy k testování odezvy třecích tlumičů. Simulace MKP umožňovaly posoudit koeficienty tření osmi různých materiálů použitých jako třecí plochy a vyhodnotit také jejich schopnost odolat cyklickému zatížení z hlediska degradace energie a pevnosti. Modely byly porovnány s experimentálními výsledky, které ukazují jejich přesnost pro simulaci chování smykových přípojů s příložkami a také ukazují vliv různých přístupů modelování na simulovaná data.

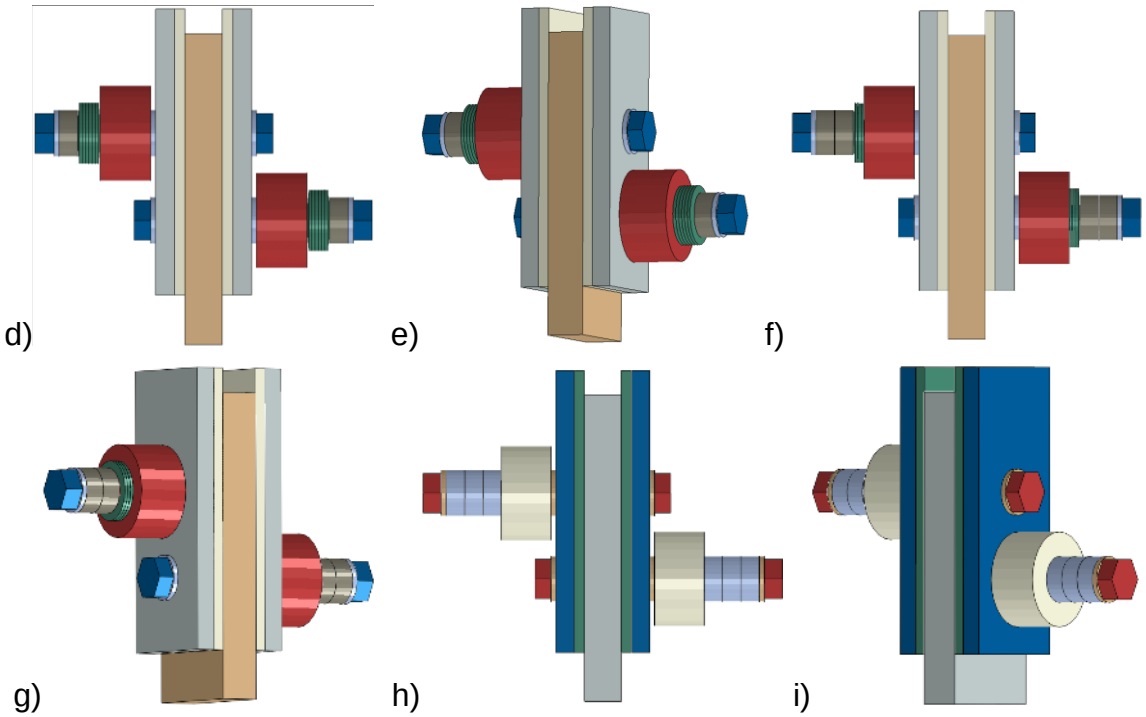
4.2.1 *Předpoklady*

Modely metodou konečných prvků (MKP) byly vyvinuty pomocí programu ABAQUS v.6.14 [2]. Geometrie numerických modelů byla nominálně totožná s geometrií vzorků testovaných v projektu FREEDAM (viz obrázek 4.1). Zejména byly modelovány podsestavy FFD s různým počtem pružin (tj. 9, 6, 3 a 0). V modelu nebyla zahrnuta geometrie pevné části, protože nemá žádný vliv na výsledky, a aby se snížila náročnost výpočtu (viz obrázek 4.1 b-i).

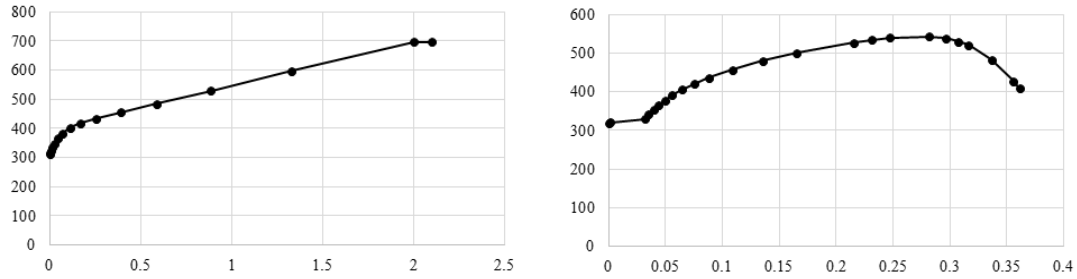
Objemový konečný prvek typu C3D8I (lineární prvek s osmi integračními uzly s redukovanou integrací) byl použit pro všechny ocelové desky a vysokopevnostní šrouby. Volba konečného prvku C3D8I byla založena na jeho schopnosti zabránit tzv. zamykání (shear-locking), které může významně ovlivnit počáteční tuhost styčníku, na rozdíl od prvku C3D8R.

Vlastnosti oceli pro desky byly modelovány s ohledem na nominální elastické vlastnosti, zatímco nelineární chování bylo modelováno pomocí kritéria von Mises pro plasticitu. Plastické zpevnění bylo znázorněno pomocí nelineárního kinematického a izotropního zpevnění. Plasticita byla uvažována také pro povlak M4. Skutečné materiálové křivky (true stress-true strain) použité pro povlak M4 a ocelové desky jsou uvedeny na obrázku 4.2.





Obrázek 4.27 - Numerické modely MKP vzorků příložek ve smyku: a) příklad sítě; b-i) podsestavy s různým počtem pružin



a) Materiál M4 *b) Ocel*

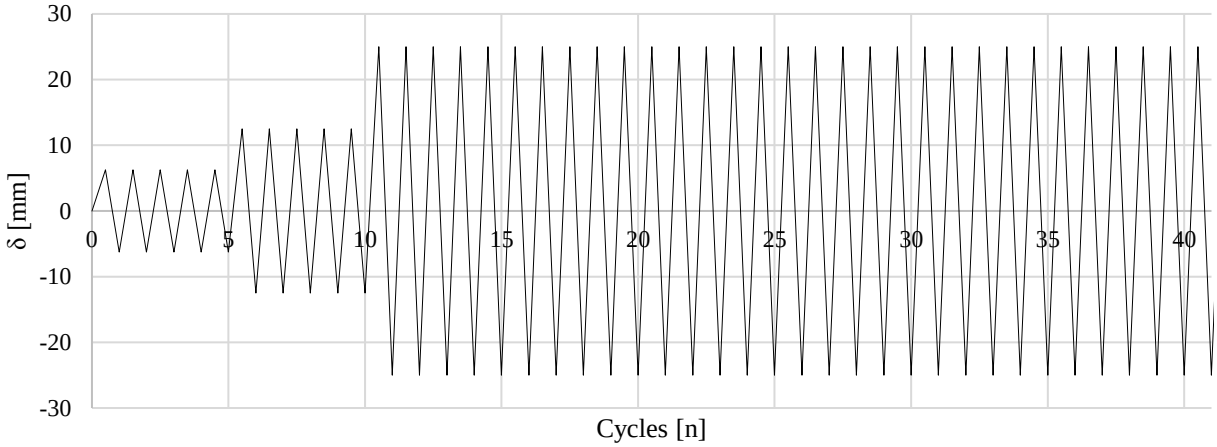
Obrázek 4.28 – Skutečné materiálové vlastnosti

Šrouby byly modelovány se sítí na celém válci s nominální kruhovou plochou šroubu a byly pro ně použity skutečné materiálové křivky z [3, 4].

Všechny možné interakce (hlava šroubu s vnější deskou, dřík šroubu s odpovídajícím otvorem pro šroub, desky v kontaktu) jsou modelovány pomocí kontaktu „Surface to Surface contact“. V úvahu je brána interakce ve směru normálovém i tangenciálním, přičemž první používá formulaci „Hard-Contact“, zatímco druhý používá formulaci tření „Penalty“ společně s „slip-rate-dependent data“ v měřítku pro explicitní analýzy. K modelování vazby mezi vrstvou povlaku M4 a ocelovou podložkou byla použita vazba „Tie“.

Utažení šroubů bylo modelováno pomocí funkce „Bolt load“ dostupné v softwaru a byla zadána návrhová hodnota předpětí. Upnutí bylo aplikováno v individuálním kroku před aplikací zatěžovacího protokolu.

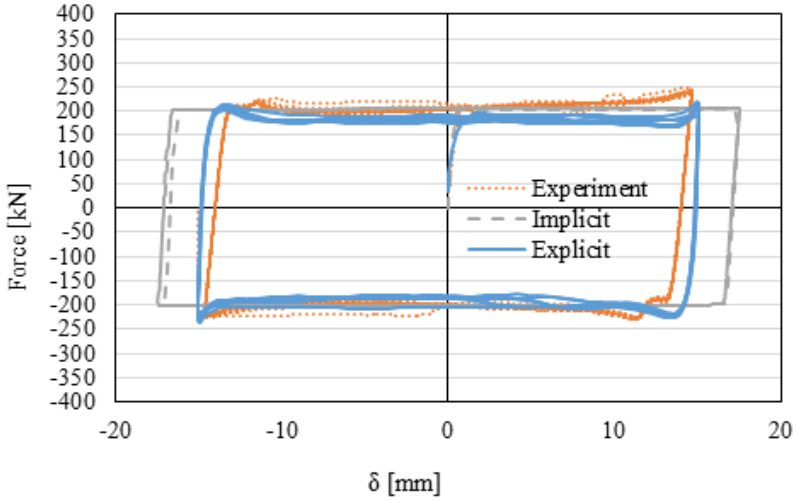
Vnější kontakty byly simulovány vazbou „Slave“ uzlů patřících ke koncové části vnitřní desky zařízení k referenčním bodům (RB). Průběh posunu byl vnášen na RB umístěné na jednom konci zařízení. Zatěžovací protokol a počet cyklů analýzy byly stejné jako experimentálně zavedené hodnoty (např. viz obrázek 4.3).



Obrázek 4.29 – Průběh posunu série UT-NV

Experimentální testy prováděné v Salernu na vzorcích příložek ve smyku s nebo bez pružin jasně ukázaly velké množství tepla vyvinutého v důsledku tření při velkém kumulativním posunutí. Teplo vedené třením může ovlivnit hysterezní chování třecích přípojů v důsledku tepelné roztažnosti, proto byly provedeny také termomechanické analýzy. Aby bylo možné reprodukovat teplotní změny a šíření v důsledku zahřívání vyvolaného třením, byly rovněž brány v úvahu tepelné vlastnosti. Měrná tepelná kapacita *c* byla nastavena na 4,52E^{+8} mJ/ton/°C, předpokládaná teplotní roztažnost α_L na 1.26E^{-5} mm/mm/°C a tepelná vodivost *k* je 48 mW/mm /°C.

Byly provedeny implicitní kvazi statické i explicitní termomechanické dynamické analýzy, aby byla prozkoumána výpočetní účinnost a přesnost těchto typů analýz. Příklad znázorňující rozdíl mezi typy analýzy je uveden na obrázku 4.4. Je třeba poznamenat, že oba typy analýzy jsou účinné pro simulaci celkového chování třecích styčníků. Implicitní analýzy obecně poskytují spolehlivější výsledky než ty explicitní. Na druhou stranu explicitní analýzy poskytují výhody, pokud jde o výpočetní efektivitu. Tabulka 4.1 shrnuje průměrný výpočetní čas potřebný k provedení obou typů analýzy. Jak lze snadno zjistit, implicitní řešení vyžaduje delší výpočetní čas.



Tabulka Obrázek 4.30 – Porovnání experimentální, implicitní a explicitní hysterezní křivky 4.1: Porovnání implicitní a explicitní analýzy

MKP analýza	Průměrná doba trvání analýzy	Poznámky k výsledkům
Implicitní	24 hodin	Obě analýzy dobře popisují výsledky analogické v porovnání s experimentálními
Explicitní	6 hodin	

Tabulka 4.2 uvádí typy vzorků s odpovídajícím počtem pružin. Geometrie pevné části vzorků byla zanedbána, aby se snížila výpočetní náročnost. Zanedbání nemá žádný vliv na výsledky (viz obrázek 4.1 b-i).

Tabulka 4.2: Označení vzorků s pružinami

Počet pružin	Povlak M6	Povlak M4
9	NV 21	NV 17
6	NV 22	NV 18
3	NV 23	NV 19
0	NV 24	NV 20

Číselné výsledky jsou dále diskutovány na následujících výstupech: i) Třecí síla [kN] - Posun [mm] / Čas [s]; ii) Celková velikost předpětí [kN] - Posun [mm]; iii) Teplota [kN] - Posun [mm] / Čas [s].

4.2.2 *Validace a shrnutí výsledků*

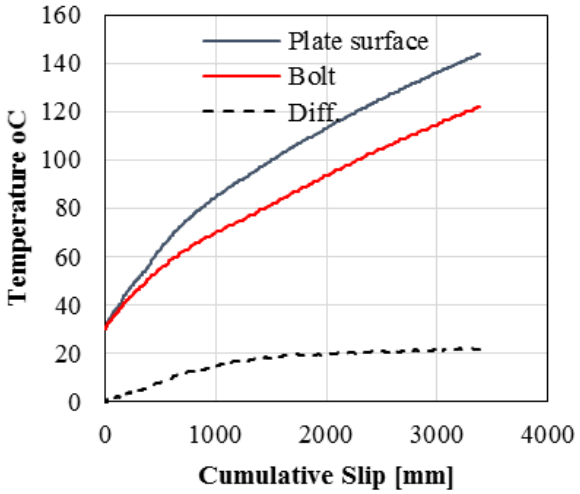
4.2.2.1 Vliv pružin s příložkami s povlakem M6 [NV-21-22-23-24]

Obrázek 4.5 shrnuje hlavní výsledky místního chování smykových přípojů s příložkami s povlakem M6. Obzvláště obrázek 4.5a ukazuje pro model NV-21, že teplota ve spojovaných prvcích (tj. šroubech a deskách) se zvyšuje s kumulativním posuvem. Jak se dalo očekávat, energie disipovaná třením se přemění na tepelnou energii. Bylo pozorováno, že po 3 000 mm kumulativního posunu je průměrný teplotní rozdíl mezi povrchem desky a šroubem přibližně

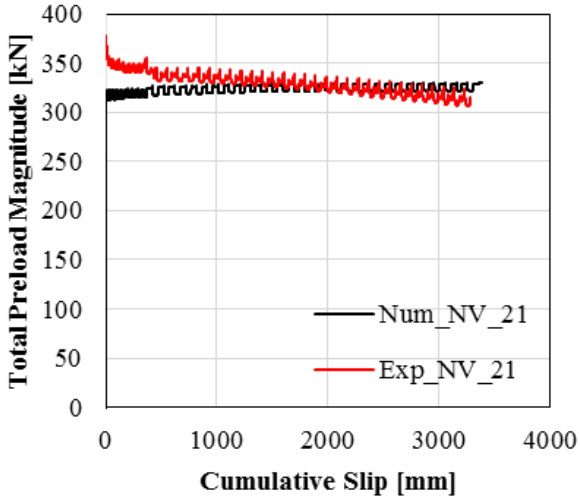
15°C až 20°C pro všechny modely. I když jsou tepelné vlastnosti modelovány, jak bylo zmíněno výše, zdá se, že předpínací síly nebyly významně ovlivněny a zůstávají v modelech konstantní (viz obrázek 4.5b), hlavně proto, že k tepelné roztažnosti dochází jak u desek, tak u šroubů.

Částečná ztráta koeficientu tření byla modelována v MKP modelech pomocí teplotně závislých zákonů tření kalibrovaných na základě experimentálních výsledků (viz obrázek 4.5c). Jak teplota stoupá v důsledku kontinuálního posouvání desek, součinitel tření odpovídajícím způsobem klesá a jak je možné pozorovat na obrázek 4.5d, modely uspokojivě předpovídají tyto jevy.

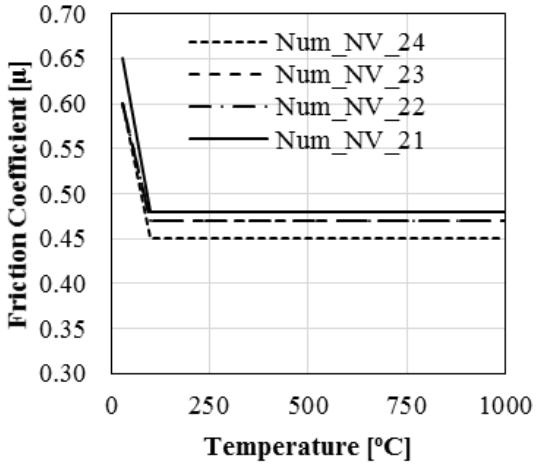
Obrázek 4.6 ukazuje srovnání experimentálních a numerických křivek z hlediska třecí síly a posunu. Jak lze snadno pozorovat, MKP modely jsou schopné reprodukovat celkové hysterezní křivky a poskytnout přesné výsledky.



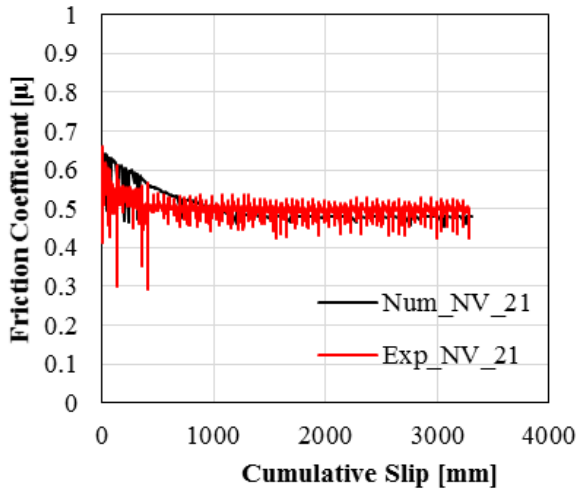
a) Teplota v elementech modelu



b) Celková změna předpětí

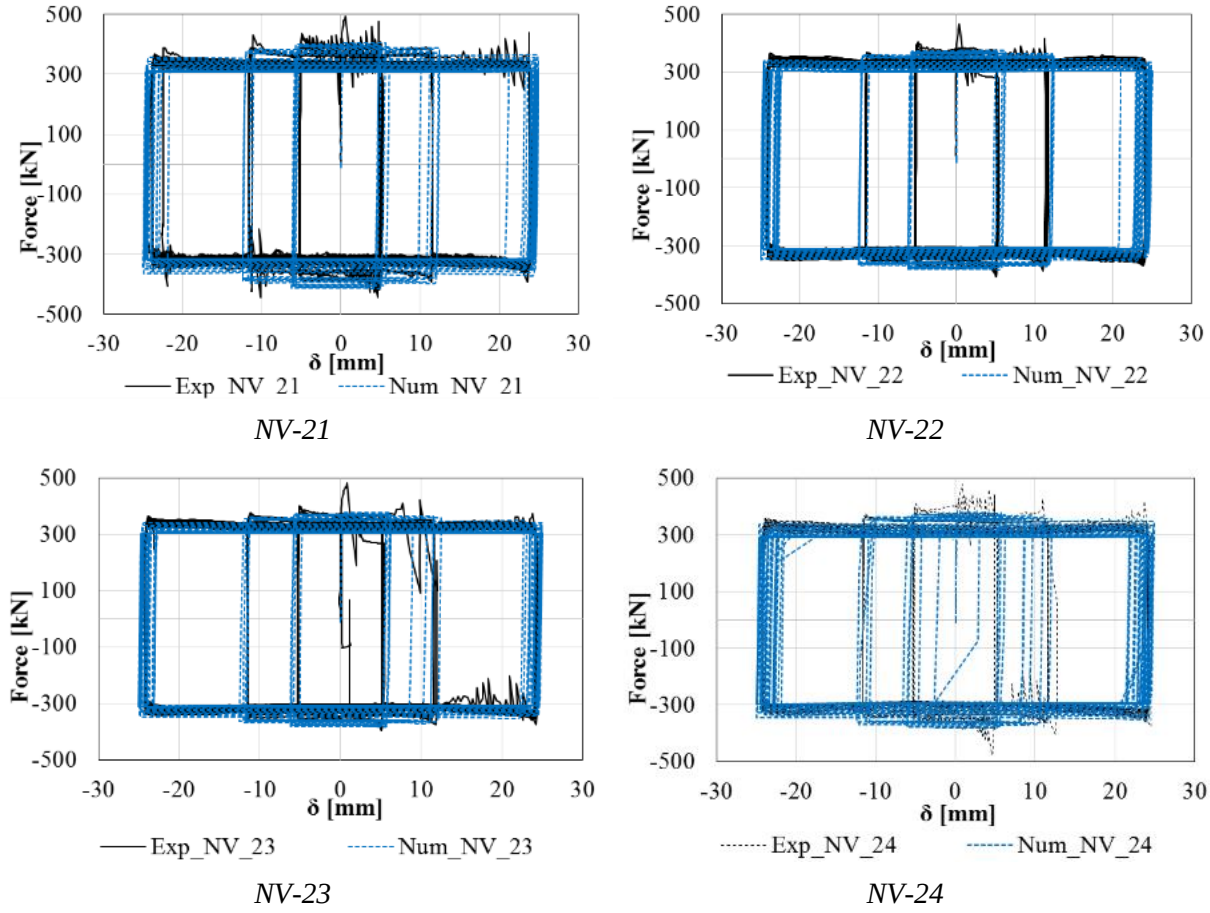


c) Součinitel tření v závislosti na teplotě



d) Změna koeficientu tření

Obrázek 4.31 – Tření a posun v modelech NV-21-22-23-24



NV-21 *NV-22*

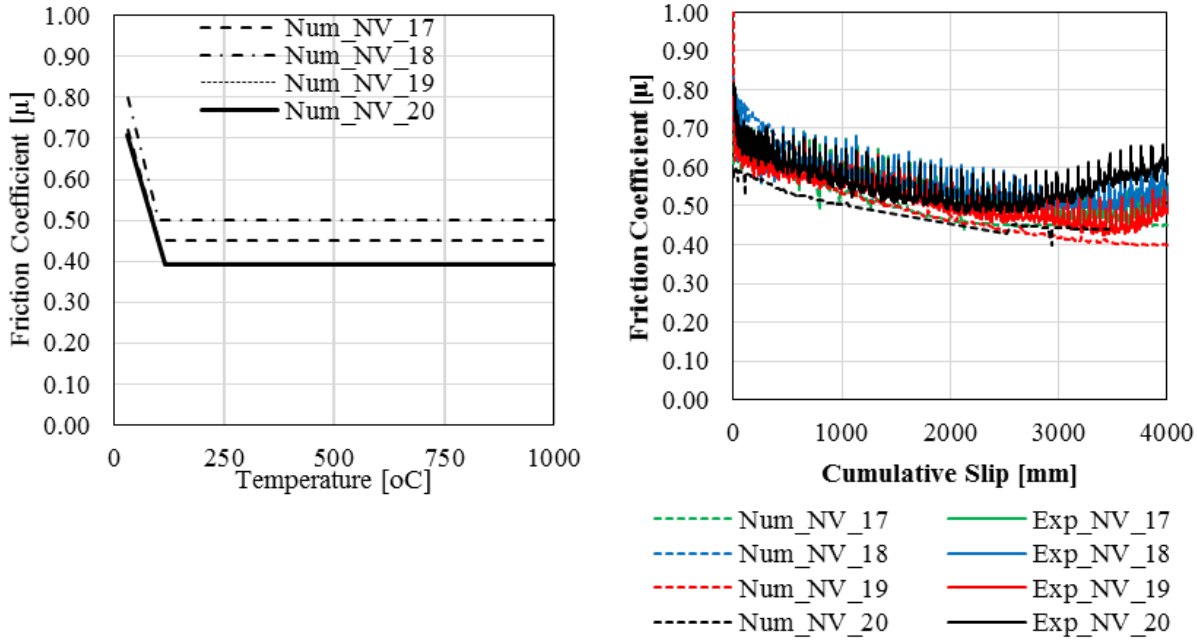
NV-23 *NV-24*

Obrázek 4.32 – Porovnání odezvy smykového přípoje s příložkami experimentu a numerického modelu s povlakem M6 [NV-21-22-23-24]

4.2.2.2 Vliv pružin s příložkami s povlakem M4 [NV-17-18-19-20]

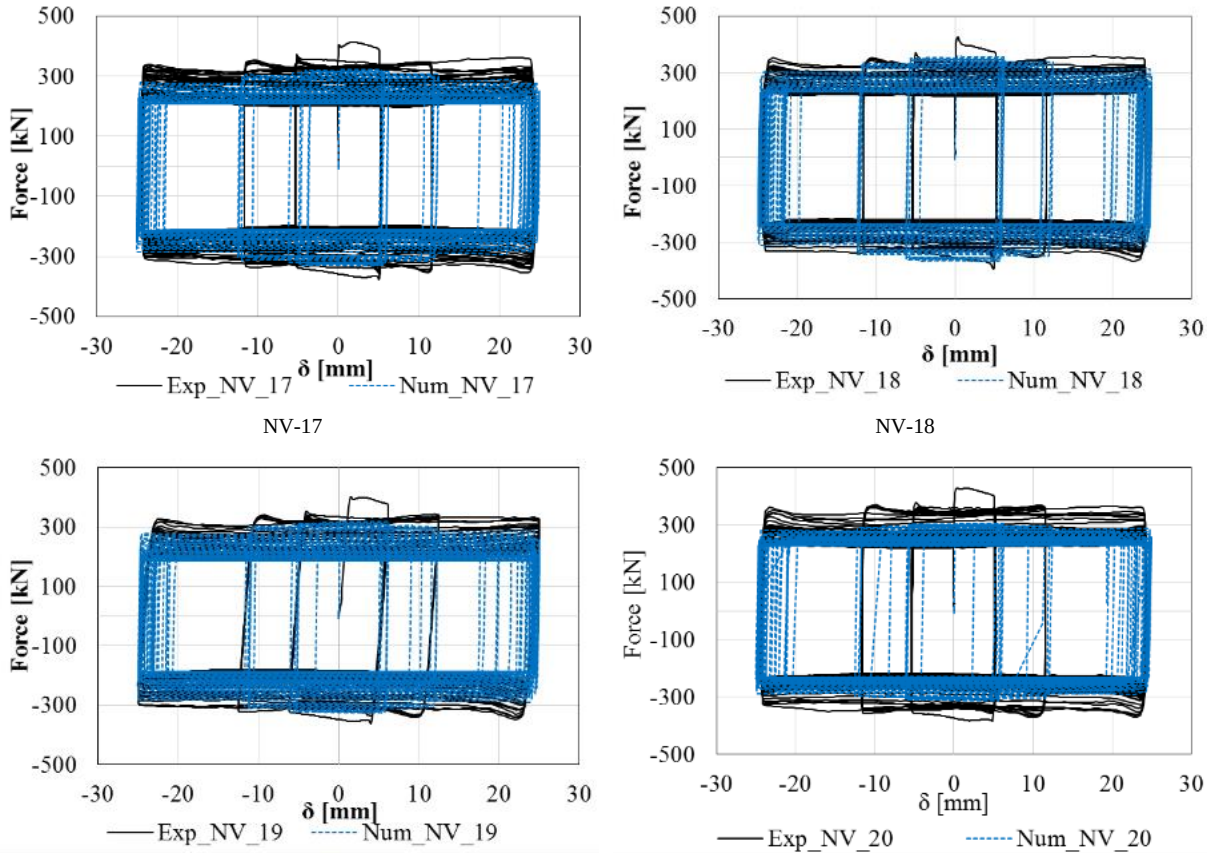
Během zkoušek bylo pozorováno, že materiál M4 vykazuje větší degradaci tření během prokluzu, což vede k obtížnějšímu modelování. V tomto případě nebyly pozorovány žádné významné rozdíly, pokud jde o ztrátu předpětí, mezi modely s různým počtem pružin. S rostoucí teplotou v důsledku posouvání desek se součinitel tření snižuje podle daných teplotně závislých vstupních dat, viz obrázek 4.7a. Kromě toho neexistuje přímá souvislost mezi počtem pružin a snížením koeficientu tření, viz obrázek 4.7b.

Závislost třecí síly a posunu je znázorněna na obrázku 4.8, kde lze rozpoznat výraznou degradaci kapacity při prokluzu v každém dalším cyklu.



a) Součinitel tření v závislosti na teplotě b) Součinitel tření v závislosti na posunu

Obrázek 4.33 – Tření a posun v modelech NV-17-18-19-20



NV-17 NV-18

NV-19 NV-20

Obrázek 4.34 – Porovnání odezvy smykového přípoje s příložkami experimentu a numerického modelu s povlakem M4 [NV-17-18-19-20]

4.2.2.3 Součinitel tření v závislosti na tlaku

Pro zkoumání závislosti součinitelů tření na tlaku se ze simulací MKP zaznamenávají informace o kontaktní ploše a normálové síle. S pomocí těchto parametrů je možné stanovit vztah mezi naměřenou třecí silou z experimentu, kontaktním tlakem a přidruženou kontaktní plochou pomocí následujícího výrazu:

$$F_f = \mu\left(F_{pre}\right)\cdot F_{pre} \approx \int_A \mu(P)\cdot P\cdot dA \approx \sum_i \mu\left(P_i\right)\cdot P_i\cdot A_i \approx \mu\left(F_N\right)\cdot F_N \qquad (4.1)$$

kde:

F_f je třecí síla měřená během experimentu

F_{pre} normálová síla měřená během experimentu (předpětí)

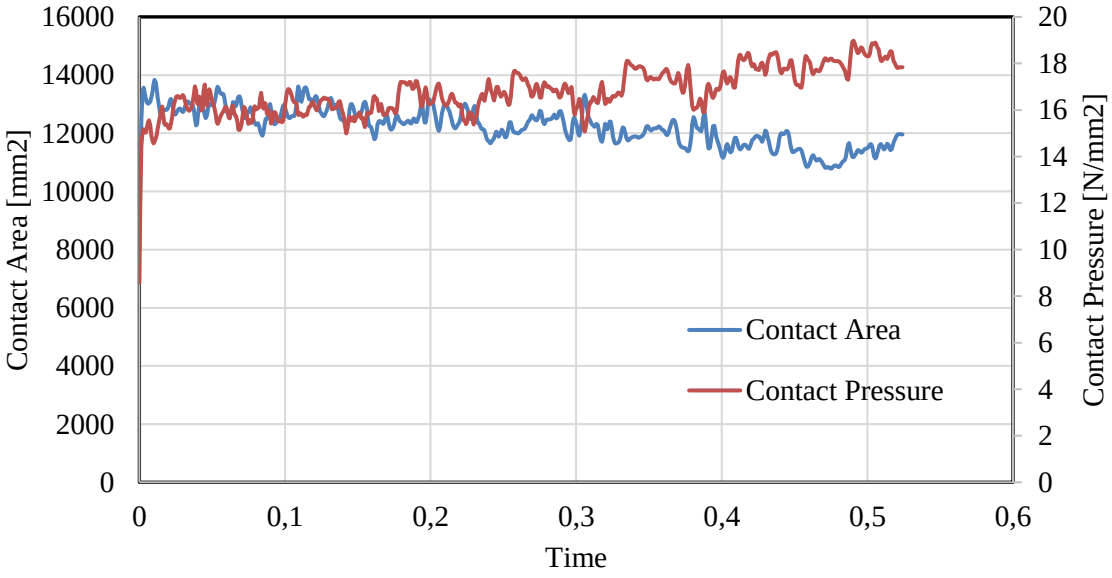
F_N normálová síla z modelu MKP

P kontaktní tlak z modelu MKP

A kontaktní plocha z modelu MKP

$\mu(F_{pre})$ součinitel tření z experimentu

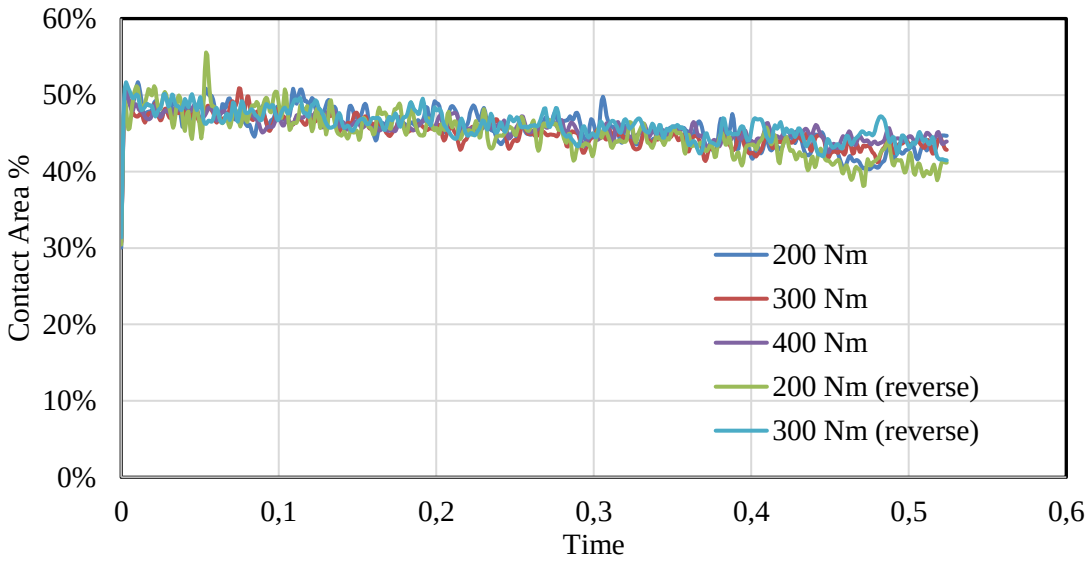
$\mu(F_N)$ součinitel tření z porovnání modelu MKP s experimentem



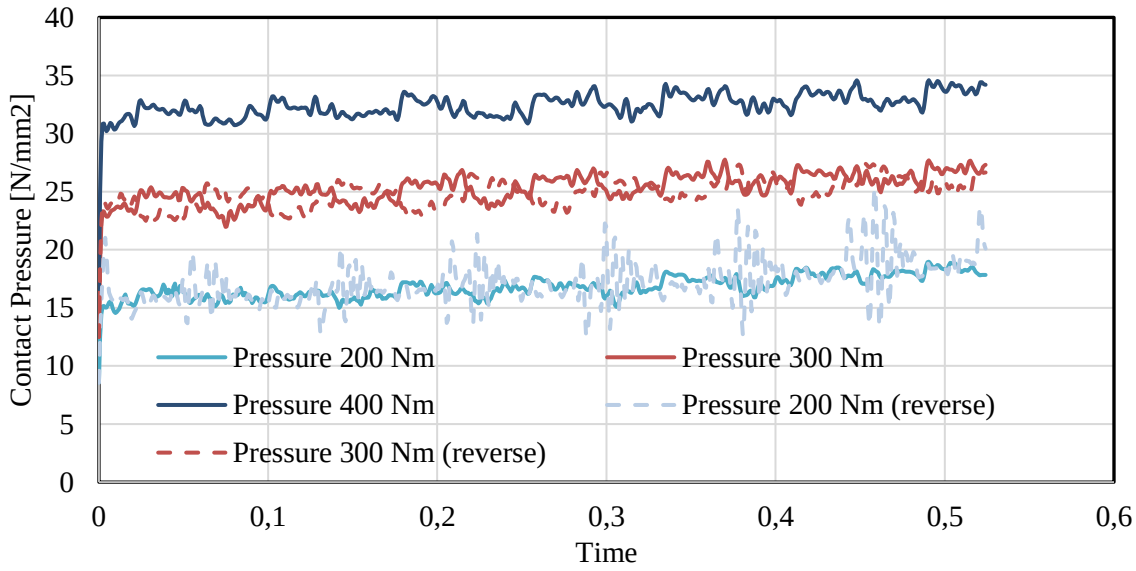
Obrázek 4.35 – Kontaktní plocha a kontaktní tlak

Obrázek 4.9 zobrazuje, jak v průběhu času se kontaktní plocha (bez ohledu na to, jestli na plochu působí tah nebo tlak) mírně zmenšuje, zatímco kontaktní tlak se zvyšuje.

Dále bez ohledu na velikost předpětí, kontaktní tlak a měřené kontaktní oblasti vždy sledují stejný trend v simulacích jednoosých experimentů podsestav FFD, jak je zobrazeno na obrázku 4.10 a 4.11. Tato situace také ukazuje, že materiály jsou dostatečně tuhé, aby nebyly ovlivněny kontaktním tlakem. Toto mírné zmenšení kontaktní plochy může být v malém rozsahu důsledkem elastického/plastického namáhání povrchů nebo ohybem desek.



Obrázek 4.36 – Kontaktní plocha pro různé utahovací momenty šroubů



Obrázek 4.37 – Kontaktní tlak pro různé utahovací momenty šroubů

Experimenty však ukázaly, že vyšší velikosti předpětí vedou k nižším koeficientům tření kvůli tribologickým charakteristikám třecí vrstvy a také při kontinuálním pohybu lze pozorovat velmi mírnou degradaci tření, což může být způsobeno ztrátou kontaktní plochy a tím zvýšením tlaku, což je také vidět během analýz.

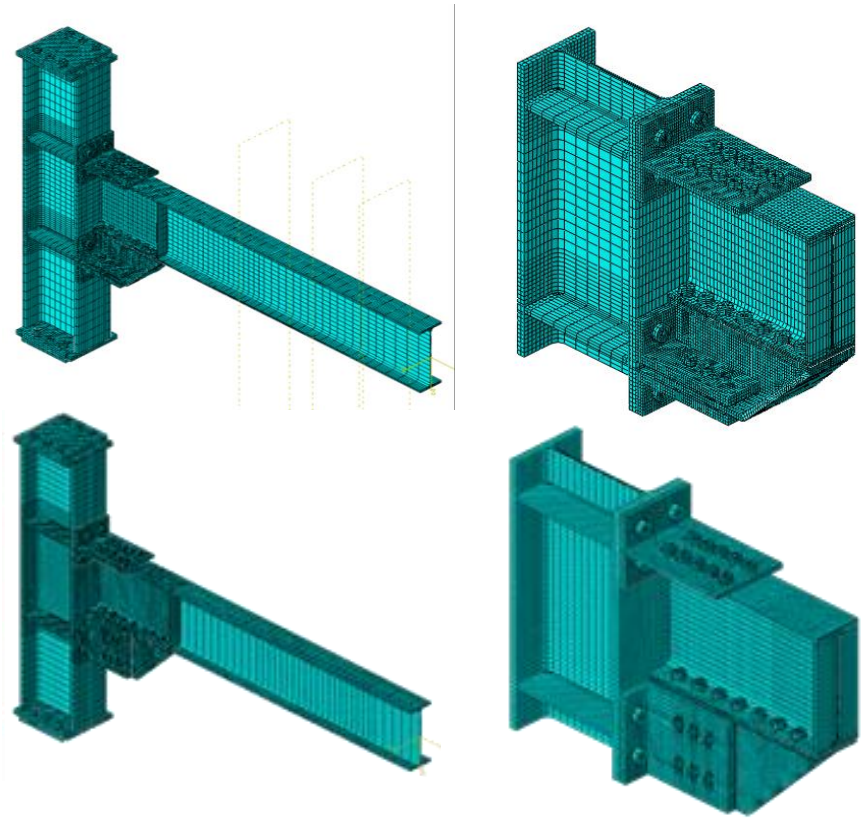
4.3 MODELOVÁNÍ STYČNÍKŮ METODOU KONEČNÝCH PRVKŮ

Modely MKP styčníků FREEDAM byly využity pro zkoumání lokálního chování styčníků za účelem vyhodnocení účinků mechanismu přenosu sil z nosníku na sloup a lokálního přerozdělení sil a deformací ve šroubech.

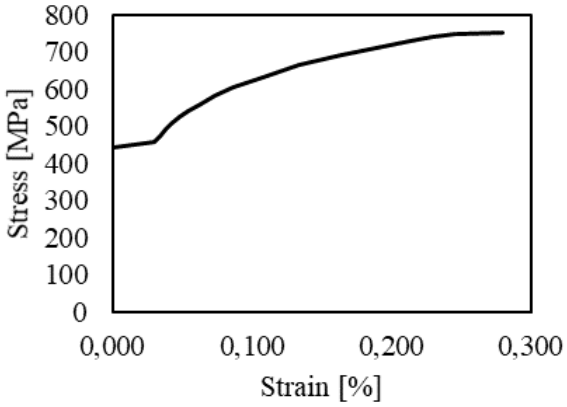
Po validaci modelů na experimentálních testech byly provedeny parametrické studie ke zkoumání monotónního a cyklického výkonu styčníků s třecími tlumiči.

Předpoklady pro modelování

Experimentální testy byly použity k ověření modelů konečných prvků (MKP) vyvinutých pomocí programu Abaqus v 6.14 [2]. Kvazi-statické analýzy byly provedeny pomocí řešiče „Dynamic Implicit“. Geometrické charakteristiky experimentálních sestav byly modelovány v softwaru MKP v objemových prvcích pomocí konečného prvku C3D8R (objemový lineární prvek s osmi integračními uzly). Byly zohledněny jak geometrické, tak mechanické nelinearity. Experimentální testy na velkých sestavách nosníků na sloup vykazovaly neočekávané proklouznutí ve styčnících mezi sloupem a tlumičem. Obrázek 4.12 znázorňuje obecný tvar modelu a obrázek 4.13 ukazuje průměrné vlastnosti materiálu získané experimentálně.



Obrázek 4.38 – Vlastnosti modelu MKP styčníků nosníku na sloup s tlumiči FREEDAM



Obrázek 4.39 – Materiálové vlastnosti oceli S355

Materiálové vlastnosti oceli byly modelovány na základě tahových zkoušek prováděných v laboratoři v rámci experimentálního programu. Mez kluzu byla nastavena na 380 MPa pro

nosníky, 427 MPa pro sloupy a 443 MPa pro úhelníky L i T-průřez. Modul pružnosti je rovný 210000 MPa a Poissonův součinitel rovný 0,3.

Nelineární větev konstitutivního zákona byla implementována pomocí metody zadávání poloviny cyklu a za předpokladu nelineárního kinematického a izotropního plastického zpevnění, jak je popsáno v [5-10]. Šrouby byly modelovány podle [3,4].

Částem modelu, které jsou v kontaktu, jako jsou šrouby a desky, byla přiřazena interakce modelující jak normálové chování takové, aby nedocházelo k přetížení (pomocí možnosti „Hard Contact“), tak i tangenciální chování k definování prokluzu (použitím Coulombova zákona). Navíc k simulaci částečné ztráty součinitele tření v důsledku vyhlazení povrchové drsnosti třecí podložky byly použity teplotně závislé třecí zákony uvedené v oddíle 1.2, takže součinitel tření klesá s nárůstem teploty kvůli nepřetržitému posunu desek. Vlastnosti referenčního tření jsou uvedeny v tabulce 4.3. Simulace zobrazené níže byly provedeny za předpokladu, že pro numerické simulace byl použit 5 % dynamický percentil.

Tabulka 4.3: Součinitel tření

Součinitel tření	***5 %*** $\mu_{5\%}$	***95 %*** $\mu_{95\%}$
Statický	0.69	0.84
Dynamický	0.53	0.65

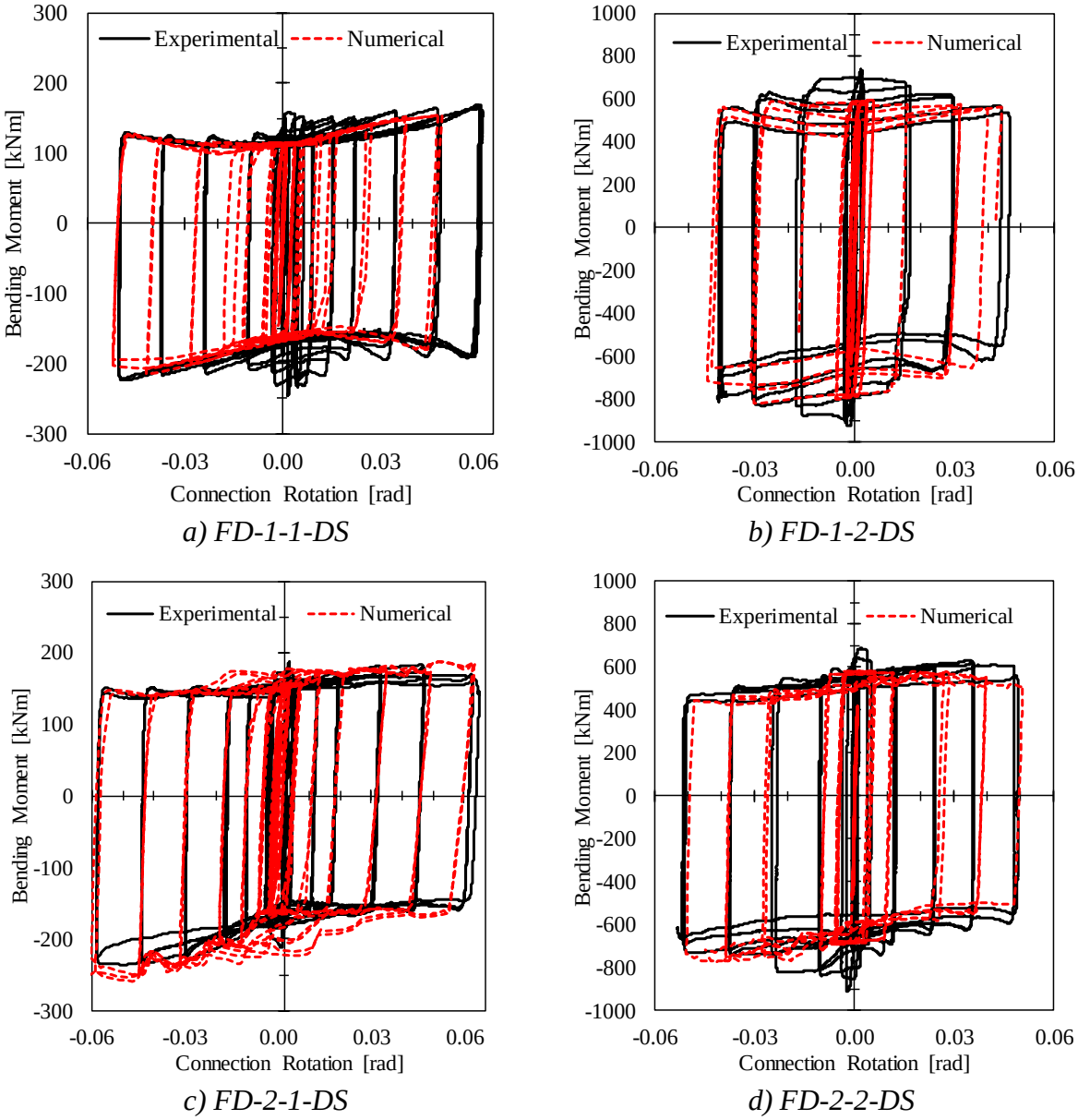
Protože se ve svařovaných součástech neočekávají žádné plastické deformace, byla ke zjednodušení modelování svarů s plným provařením spojující dohromady povrchy v kontaktu.

Analýzy byly provedeny s uvažováním dvou kroků zatěžování: (i) upnutí šroubu a (ii) aplikace průběhu posunutí.

Okrajové podmínky styčníků byly přesně modelovány tak, aby odpovídaly podmínkám použitým během zkoušek. Kromě toho byl nosník příčně podepřen pomocí podpor umístěných ve stejných částech experimentálního zařízení. V souladu s testovacím postupem byl na konci nosníku aplikován zatěžovací protokol AISC 341 [11] s poměrem posunu patra až 5 %.

4.3.1 *Validace a shrnutí výsledků pro vnější styčníky*

Přijaté předpoklady pro modelování účinně simulují globální i lokální odezvu testovaných styčníků, jak je zobrazeno na obrázku 4.14, respektive 4.15.



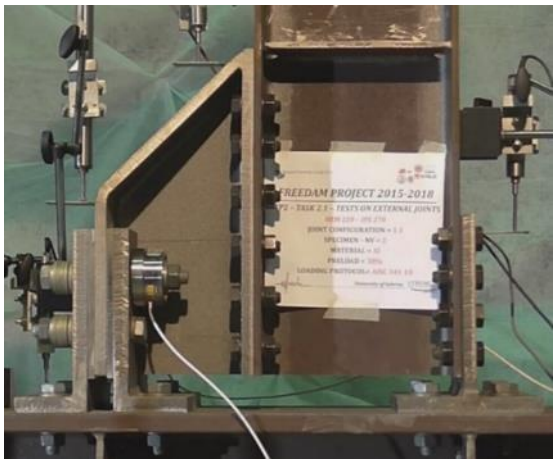
a) FD-1-1-DS *b) FD-1-2-DS*

c) FD-2-1-DS *d) FD-2-2-DS*

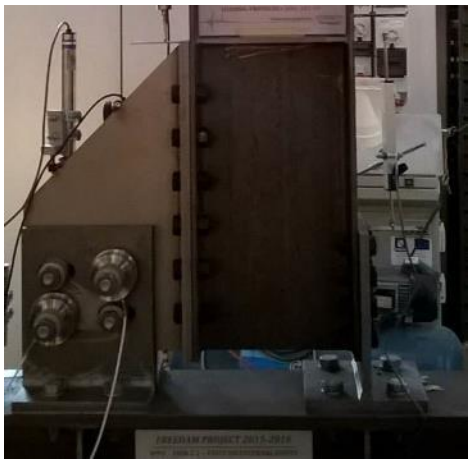
Obrázek 4.40 – Porovnání pracovních diagramů experimentu a numerického modelu

Protože přechod ze statického na dynamické tření nebyl modelován, neodpovídá odezva styčníku během počátečních cyklů zcela přesně. Tato nepřesnost však mizí při zvyšování počtu cyklů.

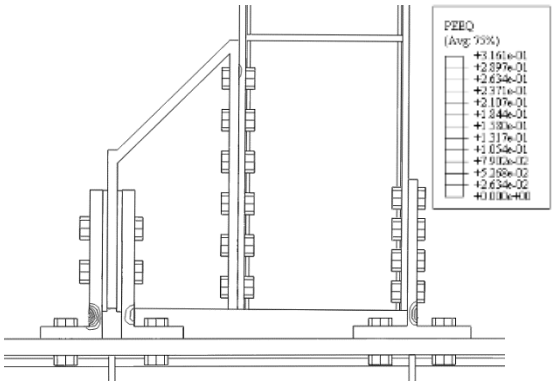
Během experimentálního programu nebylo pozorováno poškození ocelových prvků. Numerické analýzy však ukazují určité koncentrace plastického poškození, znázorněné ve smyslu ekvivalentního plastického přetvoření (PEEQ) na obrázku 4.15, ve spodní části stojiny horního T-průřezu (kde je umístěn střed otáčení), konkrétně na úhelnících L, T-průřezu a ve smykových šroubech. Dále lze pozorovat plastické deformace ve dříku šroubu třecího zařízení. Konfigurace horizontálního tlumiče ve skutečnosti indukuje smykové účinky ohybu ve dříku šroubu se dvěma místy otlačení ve všech šroubech třecího zařízení. Naopak šrouby ve svislém tlumiči mají ve středu délky upnutého dříku jednu zónu otlačení, což vede k většímu lokálnímu plastickému namáhání (viz obrázek 4.16). Navíc v tomto druhém případě šrouby v blízkosti líce sloupu nevykazují plastická přetvoření.



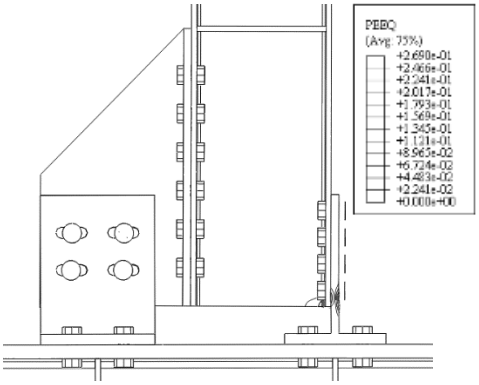
a) Styčník FD 1-1



b) Styčník FD 2-1

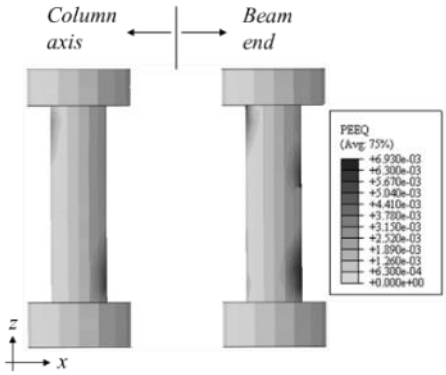


c) Ekvivalentní plastické přetvoření pro model FD 1-1

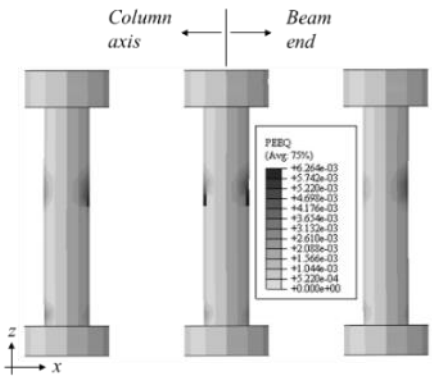


d) Ekvivalentní plastické přetvoření model FD 2-1

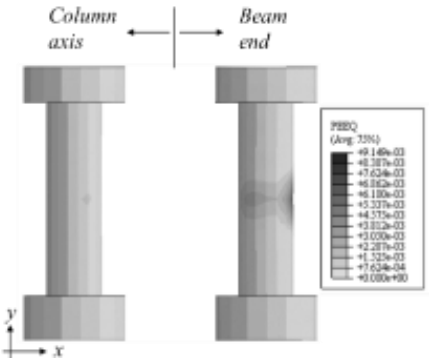
Obrázek 4.41 – Porovnání experimentu a numerického modelu po cyklické zkoušce



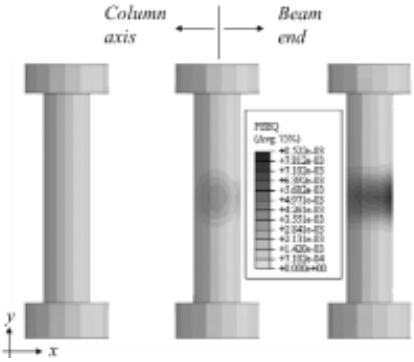
a) FD-1-1



b) FD-1-2



c) FD-2-1



d) FD-2-2

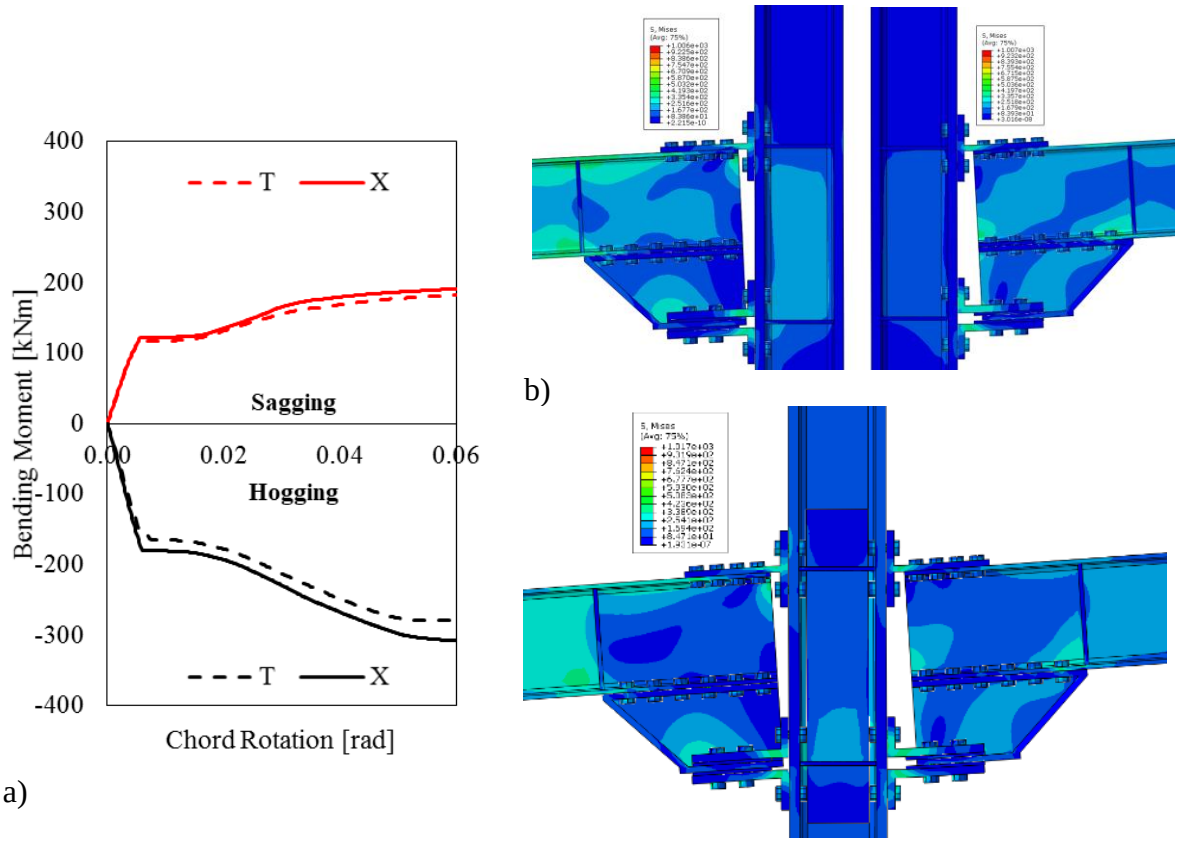
Obrázek 4.42 – Ekvivalentní plastické přetvoření ve šroubech tlumiče

4.3.2 *Validace a shrnutí výsledků pro vnitřní styčníky*

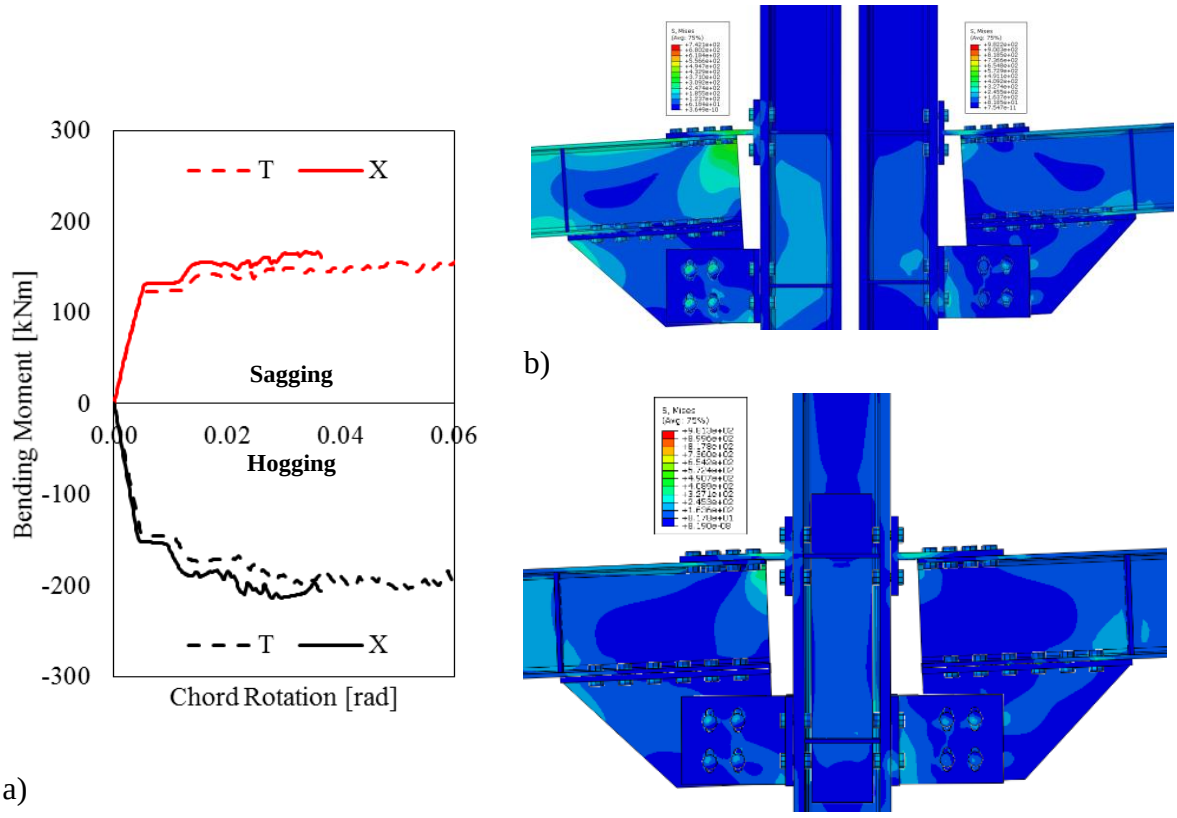
Vnitřní styčníky (dále v grafech označovány jako „X“ styčníky) vykazují téměř stejné chování jako vnější styčníky (dále také v grafech označovány jako „T“ styčníky), protože stojina sloupu je v pružné oblasti a ve tlumičích Freedam vzniká nelineární mechanismus. Z důvodu stručnosti je zde dále jednoduše ukázáno srovnání mezi odezvou styčníků T a X, ve kterých jsou alternativně použity tlumiče v podobě náběhu (tj. mechanismus vodorovného tření) a svislého žebra (mechanismus svislého tření).

Obrázky 4.17a a 4.18a ukazují křivky závislosti momentu na natočení pro styčníky s náběhem a svislým žebrem. Rozdíly jsou zanedbatelné a jsou způsobeny hlavně odlišnou celkovou tuhostí sloupu, která je větší v případě vnitřních styčníků, takže při stejném natočení pásu („chord rotation“ na obrázku 4.17 a 4.18) je rotační příspěvek sloupu nižší a prokluz tlumiče je o něco větší, stejně jako jeho odpovídající reakce.

Deformovaný tvar a rozložení napětí jsou téměř stejné pro styčníky T i X, jak je možné pozorovat při srovnání obrázku 4.17b a 4.17c a obrázku 4.18b a 4.18c pro konfigurace s náběhem a svislým žebrem.



Obrázek 4.43 – Porovnání styčníků T a X s náběhem



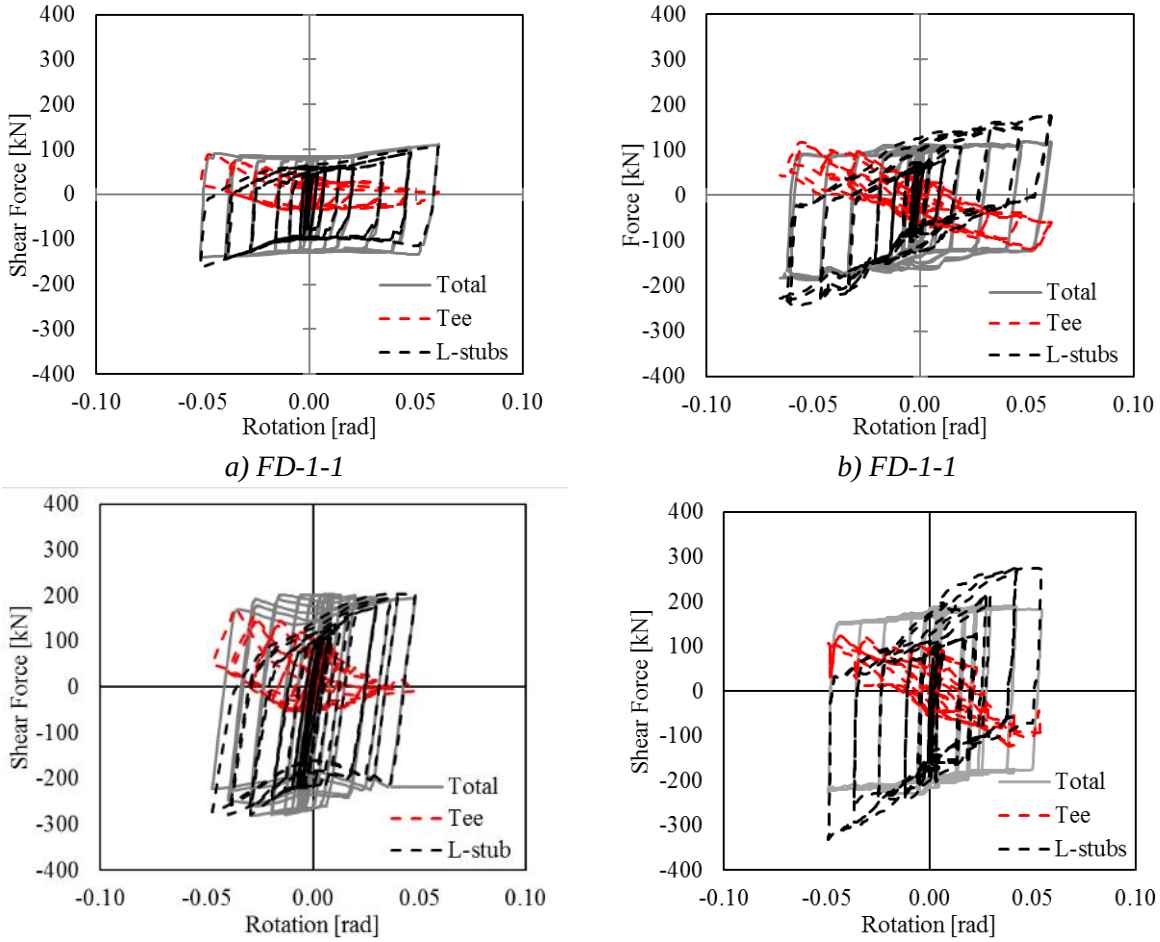
Obrázek 4.44 – Porovnání styčníků T a X se svislým žebrem

4.4 SHRNUTÍ NOVÝCH POZNATKŮ PRO NAVRHOVÁNÍ

4.4.1 *Smyková síla ve styčnících s L a T průřezem*

Pomocí analýzy MKP bylo zkoumáno lokální chování styčníků FREEDAM, aby bylo možné charakterizovat jakýkoli aspekt související s návrhem styčníků (T-průřez a L-průřez), protože tyto prvky by měly mít dostatečnou únosnost při kombinaci namáhání tahem a smykem, aby se zabránilo předčasnému porušení.

Obrázek 4.19 ukazuje rozložení smykových sil na úrovni T-průřezu a úhelníků L a také celkovou smykovou sílu v řezu na líci sloupu. V obou testovaných konfiguracích třecího zařízení je kumulovaný smyk ve dvou komponentách (tj. součet příslušných absolutních hodnot) větší než celková smyková síla (viz obrázek 4.19a a 4.19c pro typ 1 a obrázek 4.19b a 4.19d pro typ 2). Aby bylo možné prozkoumat vývoj smykové síly a natočením styčníku, byly alternativně provedeny monotónní analýzy při zatížení kladným i záporným ohybem.

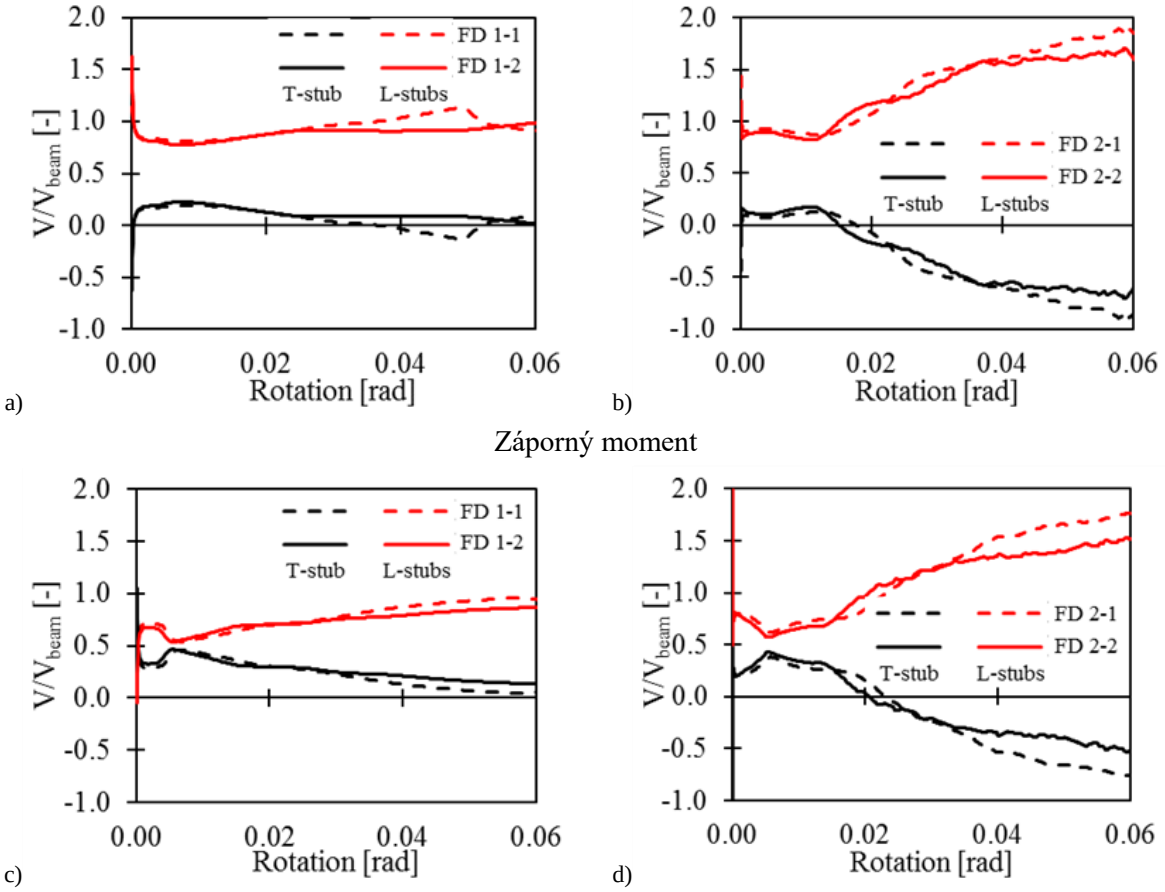


a) FD-1-1 *b) FD-1-1*

c) FD-1-2 *d) FD-2-2*

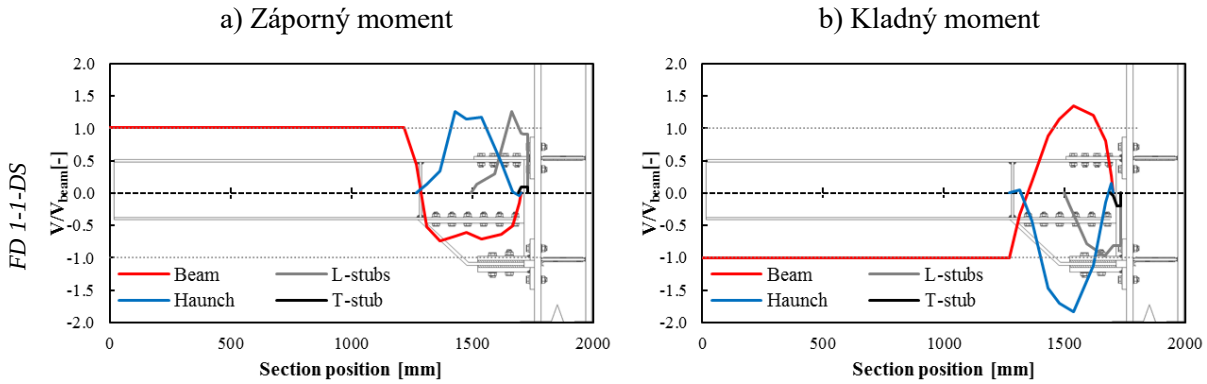
Obrázek 4.45 – Smyková síla přenášená různými komponentami

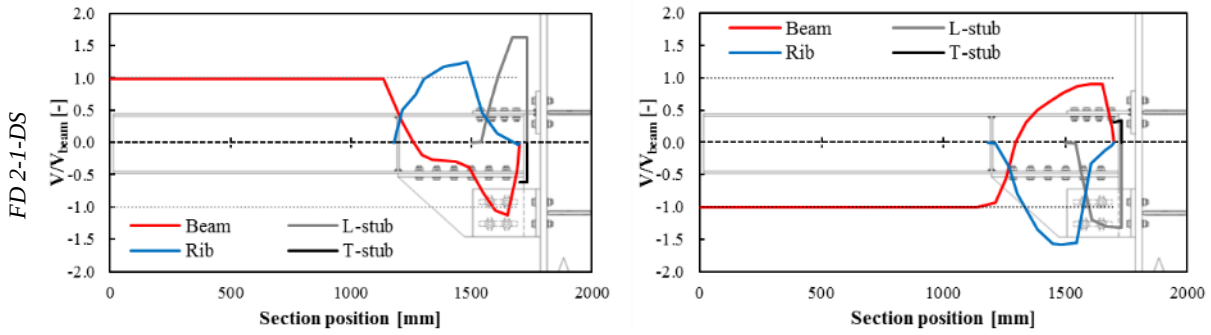
Výsledky uvedené na obrázku 4.20 potvrzují předchozí pozorování a nabízejí pohled na velikost smyku přeneseného každou komponentou. Ve skutečnosti pro vyšetřované případy přenášejí L-průřezy větší smykovou sílu ve srovnání s T-průřezem. Styčníky konfigurace 1 jsou charakterizovány přenosem maximální smykové síly v T-průřezu o velikosti asi 50 % celkového smyku, zatímco úhelníky L dosahují hodnot blízkých 100% celkového smyku (obrázek 4.20a a 4.20c). Zatímco však komponenty konfigurace 1 přenášejí smykovou sílu až do maximálního celkového smyku, sestavy konfigurace 2 (obrázek 4.20b a 4.20d) vykazují stejné chování pozorované cyklicky, tj. smykové napětí v komponentách dosahuje hodnot větších než celkové smykové napětí, přičemž smykové napětí přenáší L-průřezy dosahují hodnot téměř 2krát větších než celkový střih pro hodnoty natočení blízké 0,06 rad.



Obrázek 4.46 – Smyková síla na líci sloupu

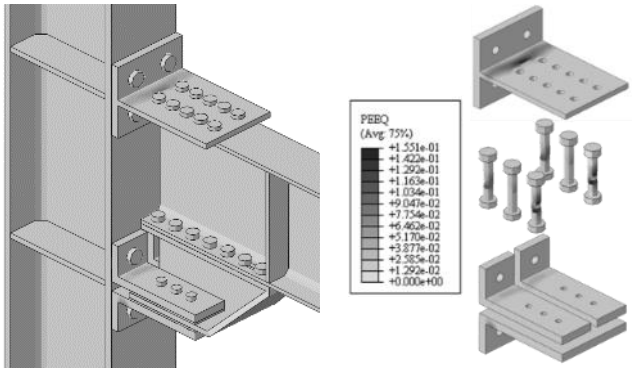
Rozdíly v rozložení smykové síly mezi 2 komponentami jsou způsobeny hlavně větší tuhostí, kterou zajišťují úhelníky L ve svislé rovině a složce svislé síly v prokluzu. Ve skutečnosti je přenosový mechanismus smykové síly mezi komponentami (pro srovnání viz obrázek 4.16) velmi složitý a závisí na konfiguraci. Styčník typu 1 (FD 1-1-DS) je charakterizován stejnými smykovými silami přenášenými L-průřezy a v menší míře T-průřezy. Naopak, T-průřez FD 2-1-DS nese opačnou smykovou sílu v důsledku větší hodnoty smykové síly přenášené L-průřezy, aby byla zachována rovnováha na líci sloupu. Kladné nebo záporné zatížení ohybem vedou ke stejnému rozložení sil mezi komponentami pro stejnou konfiguraci s hladším přenosem sil při kladném ohybu.



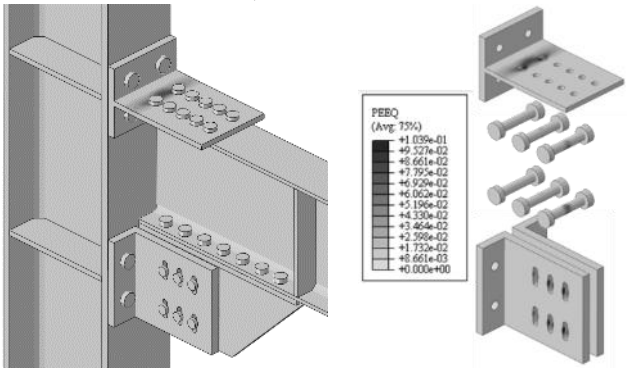


Obrázek 4.47 – Rozdělení smykové síly v připojovaných prvcích při natočení v tlumiči 0.04 rad

V analýzách provedených na modelech zobrazujících experimentální zkoušky bylo pozorováno, že malá koncentrace poškození se nachází v T-průřezu, L-průřezu (v případě Konfigurace 1), šroubech třecího tlumiče a ve snížené míře v nosníku (spojení pásnice s přírubou na konci nosníku bezprostředně pod T-průřezem a v otvorech na konci styčníku nosník-náběh). Tyto výsledky jsou uvedeny na obrázku 4.22, pokud jde o ekvivalentní plastické přetvoření na sestavách velkého nosníku a sloupu. Jak lze pozorovat v legendě plastického přetvoření, která je pro hodnoty natočení 0,05 rad, konfigurace horizontálního třecí tlumiče vede k větším plastickým deformacím ve spojovacích prvcích. Ve skutečnosti lze tento výsledek pozorovat také z hlediska disipované energie, která je uvedena na obrázku 4.23. Ve skutečnosti je třecí energie s ohledem na celkovou rozptýlenou energii pro první konfiguraci menší ve srovnání s druhou konfigurací a naopak, pokud jde o plastickou energii. Ačkoli druhá konfigurace tlumiče vede k menšímu plastickému poškození, stojí za zmínku, že plastické poškození je omezeno pro obě konfigurace, maximální disipace plastické energie je menší než 5% celkové energie disipované při 0,05 rad.

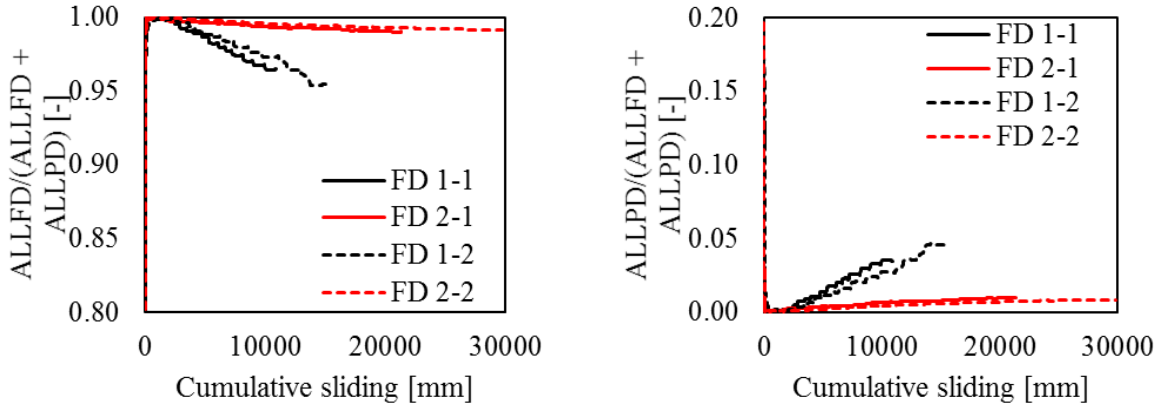


a) FD-1-2



b) FD-2-2

Obrázek 4.48 – Ekvivalentní plastické přetvoření na konci cyklické analýzy styčníků s velkými nosníky



Obrázek 4.49 – Disipovaná energie a) Třecí energie b) Plastická energie

4.4.2 *Vliv předpínací síly ve šroubech*

Experimenty potvrdily důležitost předpínací síly, kterou jsou šrouby upínány v tlumícím zařízení. Proto se kromě předpínací síly použité v testech (dále jen N_b) uvažuje hodnota o 50% menší (0,5 N_b) a hodnota o 50% větší (1,5 N_b). Je třeba poznamenat, že ve všech případech je 1,5 N_b menší než $F_{p,C}$ (což se rovná 172kN pro šrouby M20 10.9).

Obrázek 4.24 ukazuje srovnání křivek odezvy pro čtyři styčníky (tj. dvě konfigurace spojů a dvě sestavy). V tabulkách 4.4 a 4.5 jsou uvedeny numericky měřené mechanické vlastnosti přípojů. Zaznamenané ohybové momenty, $M^{(+)}$ a $M^{(-)}$, představují ohybový moment při prokluzu při kladném respektive záporném ohybovém momentu. Rovnice (4.2), (4.3) a (4.4) objasňují význam mechanických parametrů uvedených v tabulkách.

$$\Gamma^{(+)} = 1 + \frac{M^{(+)}_{0.5N_b} - M^{(+)}_{N_b}}{M^{(+)}_{N_b}} \tag{4.2}$$

$$\Gamma^{(-)} = 1 + \frac{M^{(-)}_{0.5N_b} - M^{(-)}_{N_b}}{M^{(-)}_{N_b}} \tag{4.3}$$

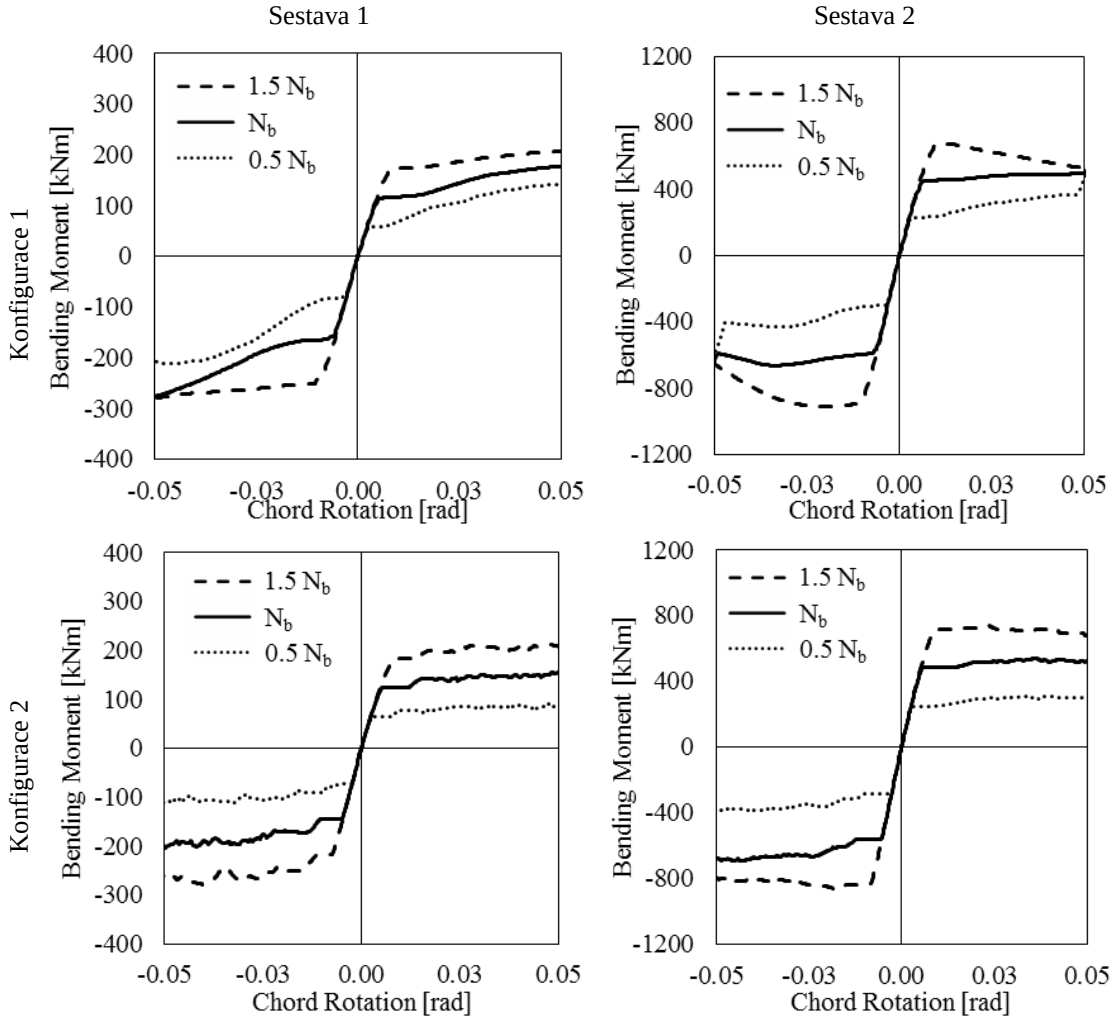
$$\Delta M^{(+/-)} / M^{(-)} = \frac{M^{(-)} - M^{(+)}}{M^{(-)}} \tag{4.4}$$

Kde $\Gamma^{(+)}$ a $\Gamma^{(-)}$ představují změnu kapacity kladného a záporného ohybového momentu, přičemž se alternativně uvažuje změna předpínací síly z návrhové hodnoty N_b jako 0,5 N_b a 1,5 N_b; $M^{(+)}$ a $M^{(-)}$ jsou kladné a záporné ohybové momenty. Dolní indexy zobrazují analýzu, ze které se uvažován ohybový moment, s předpínací silou rovnou buď 1.5 N_b nebo 0.5 N_b; $\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ představuje rozdíl mezi kladným a záporným ohybovým momentem pro každou příslušnou analýzu (s ohledem na tři hodnoty pro N_b).

Jak se dalo očekávat, změna ohybového momentu je úměrná předpětí šroubu, i když odlišně pro kladný a záporný ohybový moment. Jak je uvedeno v tabulkách 4.4 a 4.5, tento rozdíl striktně souvisí s konfigurací styčníku a je konstantní s výškou nosníku, předpínací silou nebo koeficientem tření. Rozdíl je asi 25% pro konfiguraci 1 a 15% pro konfiguraci 2.

Další porovnání výsledků je zobrazeno na obrázku 4.24. Odezva konfigurace styčníku 1 se liší velikostí sestavy styčníku nosníku na sloup a úrovní předpětí (vzhledem k maximální předpínací síle). Zejména styčník s nízkým nosníkem a nižším relativním předpětím vykazuje zpevnění (tj. pozitivní tuhost po dosažení meze kluzu), zatímco styčník s vyšším nosníkem a vyšším relativním předpětím vykazuje změkčení (tj. záporná tuhost po dosažení meze kluzu). Druhé je patrnější pro nižší hodnoty předpínací síly. Tyto jevy jsou výraznější při záporném ohybovém momentu. Druhá konfigurace vykazuje více lineární chování v obou zkoumaných sestavách.

Tuhost styčníku není ovlivněna změnou předpínací síly, protože je určena tuhostí ostatních komponent (přípoj na líci sloupu, panel stěny sloupu atd.).



Obrázek 4.50 – Vliv předpínací síly na velikost ohybového momentu

Tabulka 4.4: Ohybové momenty modelu FD 1-2-pro různé velikosti předpínací síly

Předpínací síla	$M^{(+)}$ [kNm]	$M^{(-)}$ [kNm]	$\Gamma^{(+)}$ [-]	$\Gamma^{(-)}$ [-]	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ [-]
N_b	453	602	-	-	25%
$0.5N_b$	230	298	51%	50%	23%
$1.5N_b$	690	902	152%	150%	24%

Tabulka 4.5: Ohybové momenty modelu FD 2-2-DS pro různé velikosti předpínací síly

Předpínací síla	$M^{(+)}$ [kNm]	$M^{(-)}$ [kNm]	$\Gamma^{(+)}$ [-]	$\Gamma^{(-)}$ [-]	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ [-]
N_b	484	564	-	-	14%
$0.5N_b$	250	290	52%	51%	14%
$1.5N_b$	714	838	148%	149%	15%

4.4.3 *Vliv koeficientu tření*

Dalším důležitým návrhovým parametrem je součinitel tření mezi třecími plochami. Pro posouzení jeho role na odezvu styčníku jsou brány v úvahu tři různé hodnoty koeficientu dynamického tření μ, a to 5 % percentil $\mu_{5\%}$, průměrná hodnota μ_{avg} nastavená na 0,59 a 95 % percentil $\mu_{95\%}$, viz tabulka 4.3.

Obrázek 4.25 zobrazuje křivky závislosti ohybového momentu na natočení pásu. Je možné pozorovat, že čím vyšší je percentil hodnot koeficientu tření, tím větší je ohybová kapacita styčníku. Toto pozorování potvrzuje, že je třeba zohlednit variabilitu třecích vlastností třecích podložek pro návrh lineárních konstrukčních prvků.

Podobné chování při zpevnění/změkčení lze pozorovat jak u konfigurace styčníku, tak se navíc křivky odezvy zdají být v měřítku proporční s koeficientem tření. Tabulky 4.6 a 4.7 shrnují variaci ohybové kapacity modelů FD-1-2-DS a FD-2-2-DS analyzovaných s většími hodnotami koeficientu tření μ_{avg} a $\mu_{95\%}$ s ohledem na návrhovou hodnotu $\mu_{5\%}$ pro zatížení záporným $M^{(-)}$ a kladným $M^{(+)}$ ohybovým momentem.

Tabulka 4.6: Ohybové momenty modelu FD 1-2 pro různé hodnoty koeficientu tření

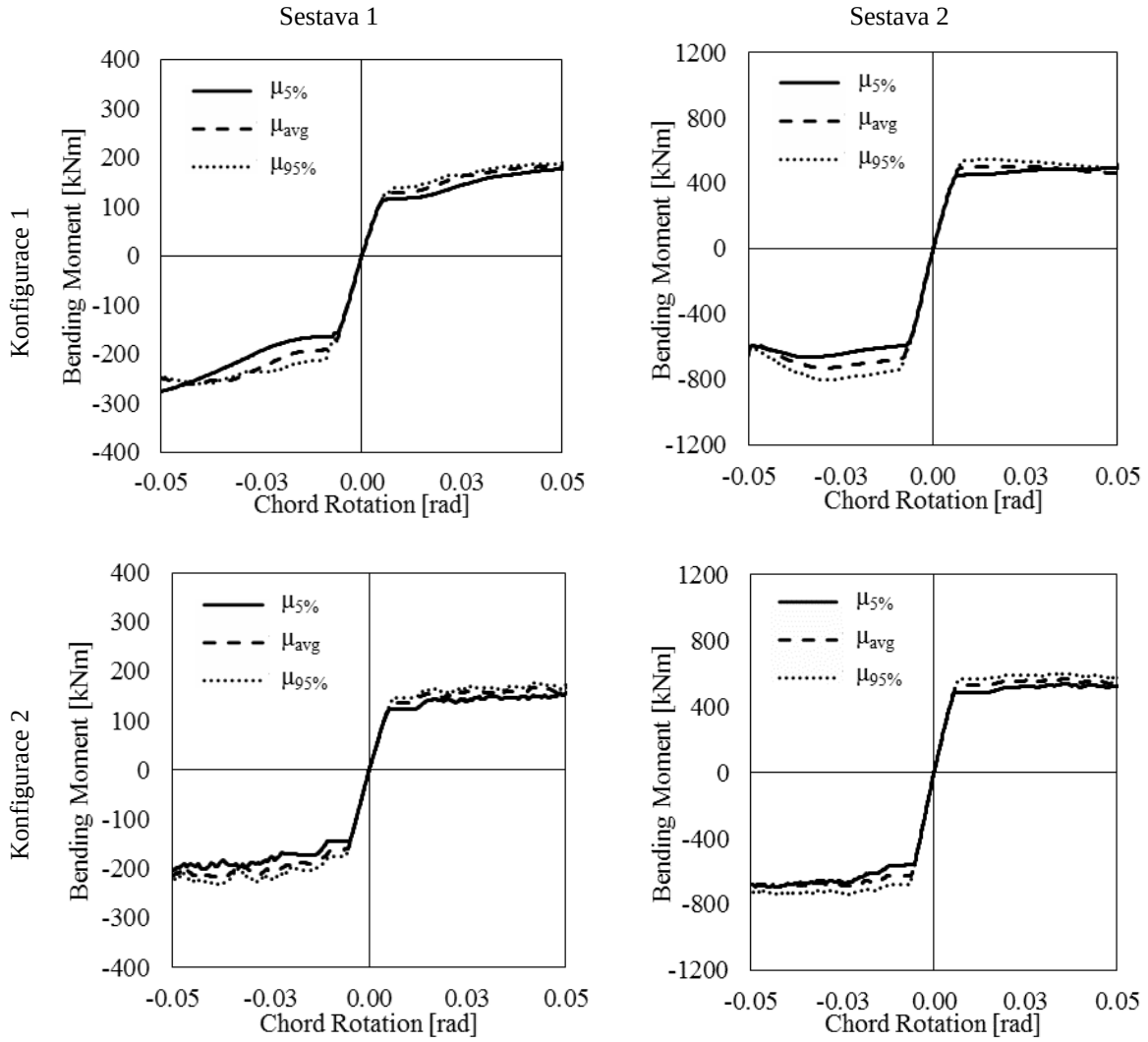
Součinitel tření	$\Delta\mu$ [-]	$M^{(+)}$ [kNm]	$M^{(-)}$ [kNm]	$\Gamma^{(+)}$ [-]	$\Gamma^{(-)}$ [-]	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ [-]
$\mu_{5\%}$	-	446	593	-	-	25%
μ_{avg}	110%	521	670	117%	113%	22%
$\mu_{95\%}$	117%	535	733	120%	124%	27%

Tabulka 4.7: Ohybové momenty modelu FD 2-2 pro různé hodnoty koeficientu tření

Součinitel tření	$\Delta\mu$ [-]	$M^{(+)}$ [kNm]	$M^{(-)}$ [kNm]	$\Gamma^{(+)}$ [-]	$\Gamma^{(-)}$ [-]	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$ [-]
$\mu_{5\%}$	-	484	564	-	-	14%
μ_{avg}	110%	529	627	109%	111%	16%
$\mu_{95\%}$	117%	568	679	117%	120%	16%

Hodnoty momentu v případě FD-1-2-DS se liší s ohledem na změnu koeficientu tření. Zejména lze pozorovat větší nárůst ohybového momentu pro stejné zvýšení součinitele tření. Na druhou stranu vyplývá z analýzy modelu FD-2-2-DS užší závislost ohybové kapacity na náhodnosti třecích vlastností, viz tabulka 4.7.

Parametr $\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$, vyhodnocený pro obě analýzy, potvrzuje předchozí pozorování týkající se vztahu mezi konfigurací tlumiče a odlišnou odezvou pro zatížení kladným a záporným ohybovým momentem, hodnoty v rozmezí 25% pro konfiguraci 1 a 15% pro konfiguraci 2.



Obrázek 4.51 – Závislost ohybové únosnosti na koeficientu

4.5 LITERATURA

[1] Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2014) "Experimental Analysis on Friction Materials for Supplemental Damping Devices", Construction and Building Materials, 65:159-176.

[2] Dassault Systèmes. Abaqus analysis 6.14 User's manual. Simulia Inc.; 2015

[3] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, "Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable GR10.9 bolt assemblies*", Journal of Constructional Steel Research*, vol. 124, pp. 77-90, 2016.

[4] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, "Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts", *Steel and Composite Structures*, vol. 24(6), pp. 643-658, 2017.

[5] Cassiano D., D'Aniello M., Rebelo C., (2017) Parametric finite element analyses on flush end-plate joints under column removal. Journal of Constructional Steel Research, 137: 77–92.

[6] Cassiano D., D'Aniello M., Rebelo C., (2018). Seismic behaviour of gravity load designed flush end-plate joints. Steel and Composite Structures, An International Journal, 26(5): 621-634. DOI: https://doi.org/10.12989/scs.2018.26.5.621.

[7] D'Aniello M., Tartaglia R., Costanzo S., Landolfo R. "Seismic design of extended stiffened end-plate joints in the framework of Eurocodes". Journal of Constructional Steel Research, 128, 512–527, 2017

[8] Tartaglia R., D'Aniello M., Rassati G.A., Swanson J.A., Landolfo R. (2018). Full strength extended stiffened end-plate joints: AISC vs recent European design criteria. Engineering Structures, 159:155–171.

[9] Tartaglia R., D'Aniello M., Zimbru M., Landolfo R., (2018). Finite element simulations on the ultimate response of extended stiffened end-plate joints. Steel and Composite Structures, An International Journal 27(6): 727-745. DOI: 10.12989/scs.2018.27.6.727.

[10] Tartaglia R., D'Aniello M., Landolfo R., (2018). The influence of rib stiffeners on the response of extended end-plate joints. Journal of Constructional Steel Research, 148: 669–690.

[11] ANSI/AISC 341-16 (2016). "Seismic Provisions for Structural Steel Buildings". American Institute of Steel Construction.

[12] Tartaglia R., D'Aniello M., "Nonlinear performance of extended stiffened end plate bolted beam-to-column joints subjected to column removal" The Open Civil Engineering Journal, 2017, 11: 369-383

[13] D'Aniello M., Cassiano D., Landolfo R. "Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable GR10.9 bolt assemblies". Journal of Constructional Steel Research, 124: 77–90, 2016.

[14] D'Aniello M., Cassiano D., Landolfo R., (2017) Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts. Steel and Composite Structures, An International Journal,24(6): 643-658.

[15] Zimbru M., D'Aniello M., De Martino A., Latour M., Rizzano G., Piluso V., (2018). Investigation on Friction Features of Dissipative Lap Shear Connections by Means of

Experimental and Numerical Tests. The Open Construction and Building Technology Journal, 12(Suppl-1, M9): 154-169.

[16]Francavilla A.B., Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2015). Simplified finite element analysis of bolted T-stub connection components. Engineering Structures, 100: 656-664.

KAPITOLA 5 ZATÍŽENÍ NÁRAZEMÚVOD

Při zatížení nárazem se chování přípoje nosníku na sloup liší od chování při gravitačním zatížení [1] až [4]. Zvýšené rychlosti přetvoření vychází z vysokých rychlostí zatížení při zatížení rázem. Rychlost přetvoření se definuje deformací d_ε za jednotku času d_t, které je materiál vystaven, d_ε /d_t. Ovlivňuje křivku napětí-deformace oceli. Obecně platí, že pevnost se při vyšších rychlostech deformace zvyšuje. Nárůste je výraznější u ocelí s vysokou tažností. U konstrukční oceli lze mez kluzu je při zvýšené rychlosti deformace, asi 600 s^{-1}, 1,5násobek meze kluzu při statickém zatížení [5] a [6]. U vysokopevnostních ocelí, např. ve šroubech, není nárůst meze kluzu více než 10 % [1,7,8]. Kromě změny pevnosti se při vyšší rychlosti deformace zredukuje tažnost.

Rozdíly v pevnosti oceli při zvýšené rychlosti deformace se popisují součinitelem DIF, daným poměrem mezi pevností při zvýšené rychlosti deformace a pevností při statickém zatížení. Modely, které představují součinitel, jsou uvedeny v literatuře [9,10]. Známý je Johnson-Cookův model [9], který popisuje změny logaritmickou funkcí.

Spoje jsou tvořeny různými materiály, např. vysokopevnostní ocelí pro šrouby a konstrukční ocel pro plechy. Jejich dynamická odezva se liší od statické v závislosti na vlastnostech rychlosti deformace materiálů plechů a šroubů. Obecně lze pozorovat zvýšení jejich meze kluzu a pevnosti, zatímco jejich tažnost se s rostoucí rychlostí zatěžování snižuje [1] až [4]. Při modelování konstrukce, je třeba zohlednit účinek rychlostí deformace [11,12 ce.

V kapitole je uveden souhrn výsledků projektu FREEDAM [13] při zatížení nárazem. Podrobnější informace lze získat z disertačních pracích Marina D'Antimo [14] a Ana Francisca Santos [15].

5.2 TLUMIČE FREEDAM PRO ZATÍŽENÍ NÁRAZEM

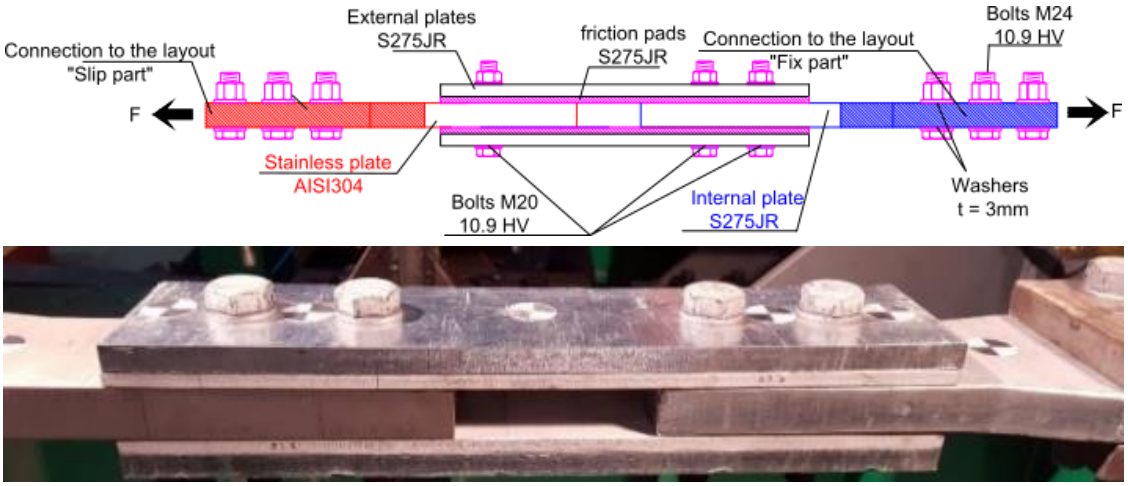
5.2.1 *Experimentální program*

Vzorky, na obrázku 1.1, byly navrženy obdobné vzorkům pro cyklické zkoušky. Jedná se o symetrické spoje s dvojicí přídavných 8 mm ocelových plechů z oceli S275JR potažených tepelným nástřikem s předepnutými šrouby M20. Vnitřní plech z nerezové oceli AISI304 s oválnými otvory odpovídal připojení pásnice v projektu FREEDAM. Vnitřní ocelový plech byl z S275JR. Vložky z plechů byly navrženy o tloušťce 15 mm. Podle EN1993-1-8 [16] byly navrženy tři variant přípojů, obrázek 1.1, aby bylo možno posoudit různé způsoby selhání třecího tlumiče, obrázek 1.2.

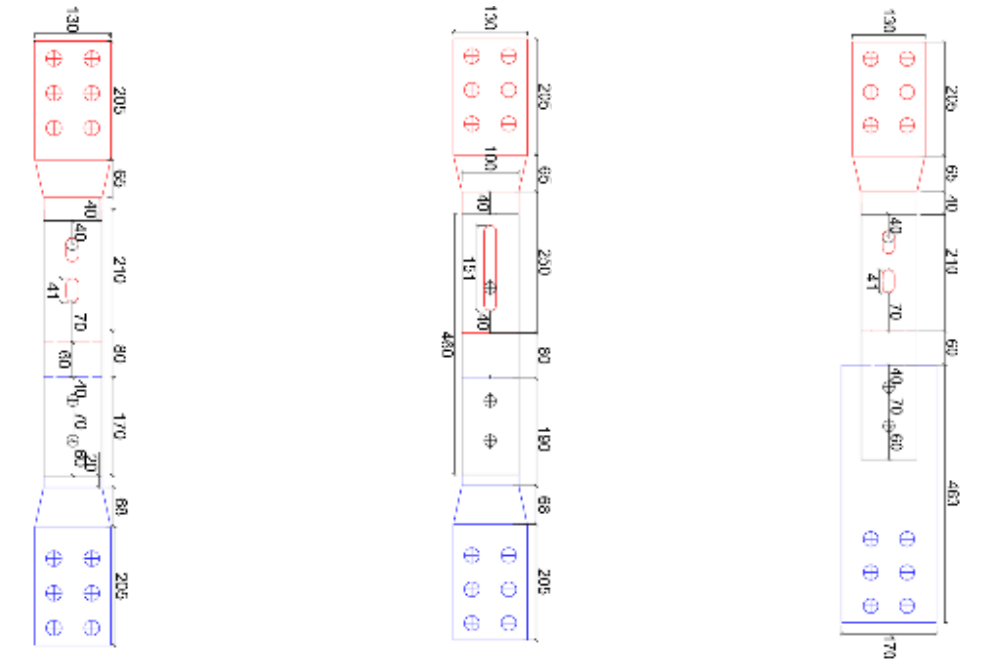
Experimentální program je shrnut v tabulce 1.1. V první skupině A) byla použita konfigurace, obrázek 1.2, která má dva štěrbinové otvory o celkové délce 41 mm, vnitřní desky o tloušťce rovné 30 mm a oválné otvory se šrouby M20 10,9 HV. Ve skupině B) byly šrouby M20 8,8 SB použity ve všech osmi zkouškách. Vzorek a) byl použit pro statické zkoušky, zatímco vzorek b) byl použit v nárazových. Od vzorku a) se lišit délkou prodlouženého otvoru, pouze jeden oválný otvor, obrázek 1.2. Ve skupině C) se vzorek c) se lišil od a) v tloušťkou vnitřních desek, 10 mm. Aby selhal vzorek prokluzem, byly rozšířeny vnitřní desky u pevné části. Byly použity tři

potahové materiály vybrané výsledky cyklických zkoušek na tlumičích FREEDAM, M1, M4 a M6.

Zkoušelo se 32 vzorků a 8 kvazi-statických, které ukázaly statické chování. Před zkouškou byly šrouby utaženy kalibrovaným momentovým klíčem k vyvození předpínací síly F_p rovné 0,5 f_{ub} A_s, kde (f_{ub} je mez pevnosti šroubu a A_s je plocha šroubu v tahu. Utahovací moment závisí na požadovaném předpětí F_p, průměru šroubu d a součiniteli k.



Obrázek 5.1 - Vzorek FREEDAM, pohled z boku



Konfigurace a) Konfigurace b) Konfigurace c)

Obrázek 5.2 Zkoušené vzorky, pohled zepředu, rozměry v mm

Tabulka 5.1 Experimentální program

[1]Položka	Conf.	Šroub	Předpětí	[2]Zkouška

Skupina A				
T3- M4/M1/M6-SI-30	a	M20 10.9 HV	122.5 kN	4 Impacts. 20 Bar; 50 Bar; 75 Bar; 100 Bar
T4- M1/M6- FI-30				100 Bar
T8-M4/M6/M1-St.-30				Monotonic FC: 0.2 KN/s
T10/11 –M4–St. 30				Monotonic DC: 0.01mm/s
Skupina B				
T1-M1- SI-30	b	M20 8.8 SB	98 kN	3 Impacts: 40 Bar; 60 Bar; 80 Bar
T2-M1- FI-30				80Bar
T1-M6- SI-30				3 Impacts: 20Bar;40Bar; 60Bar
T7-M1/M6-St.-30	a			Monotonic FC: 0.2kN/s
Skupina C				
T5-M4- SI-10	c	M20 10.9 HV	122.5 kN	5 Impacts: 50Bar; 80Bar; 100Bar; 120Bar; 150Bar
T5-M1/M6- SI-10				3 Impacts:50 Bar; 100 Bar; 150 Bar
T9-M1-St.-10				Monotonic [(2)]FC: 0.2kN/s

[(1)]ID-Test: Tn°- X- Tt – Pt: Tn°=číslo zkoušky- X=ID potahový materiál (M4, M1, M6) – Tt=typ zkoušky: Po krocích (SI), Plný Impact (FI), Statický (St.) – Pt=tloušťka vnitřního plechu [mm])

[(2)]FC – zatěžování kontrolované silou; DC- zatěžování kontrolované deformací

5.2.2 *Popis zkoušky*

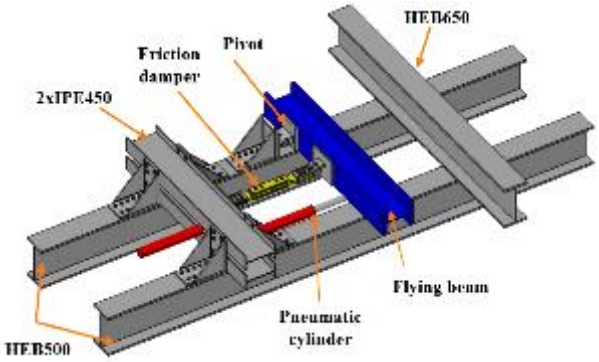
Zkoušky nárazem je schematicky znázorněna na obrázku 1.3. Skládá se z profilů HEB 500 umístěných vodorovně a připevněných k reakční desce laboratoře. Na jednom konci jsou nosníky přišroubovány k tuhému reakčnímu rámu ze dvou profile IPE450. Na druhém konci jsou připojeny k profilu HEB650. Ocelové profily byly vyrobeny z oceli třídy S355. Konstrukce je dostatečně tuhá a vykazuje male deformace a natočení. Pohyblivá část je vyrobena z ohybově tuhého profilu HEM340, který je na jedné straně ukončen čepem. Podrobnosti o zkušební zařízení lze nalézt v [17].

Zkoušený vzorek je připojen k pohyblivé části a reakčnímu rámu. Okrajové podmínky vzorku závisí na typu přenášeného zatížení. Vzorek byl spojen dvěma klouby a přenášel pouze tahové osové síly, obrázek 1.3.

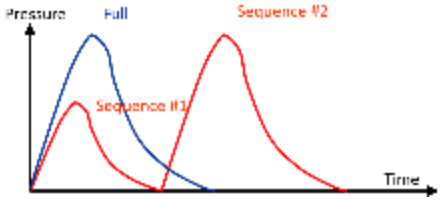
Sílu lze aplikovat najednou (FI) a po krocích (SI). Pro namáhání po krocích je vzorek opakovaně zatěžován a odlehčován, s přírůstky do selhání, na obrázku 1.4 červeně. Lze tak stanovit přibližnou hodnotu síly k dosažení poruchy. Z odlehčení lze získat přibližnou hodnotu pružné tuhosti vzorku. Síly pro nárazovou zkoušku najednou (FI) se stanoví z porušení zkoušky po částech.

Pro zkoušení vzorků při zatížení nárazem nelze zanedbávat setrvačné síly systému. Měřící soustava musí být přizpůsobena čtení v krátkých intervalech. Kromě síly a posunů se odečítá

zrychlení a rychlost. Síla byla odečtena siloměrem. Deformace vzorku a pohyblivého ramene laserovými triangulačními senzory. Byla použita vysokorychlostní kamera Photron, která zaznamenávala zkoušky a poskytovala hodnoty posunů, rychlosti a zrychlení během v konkrétních bodech vzorku. Setrvačné síly pohyblivého ramene byly měřeny dvěma akcelerometry ve středu hmoty a působení síly.



Obrázek 5.3 - Nákres experimentálního uspořádání pro nárazové zkoušky třecích tlumičů



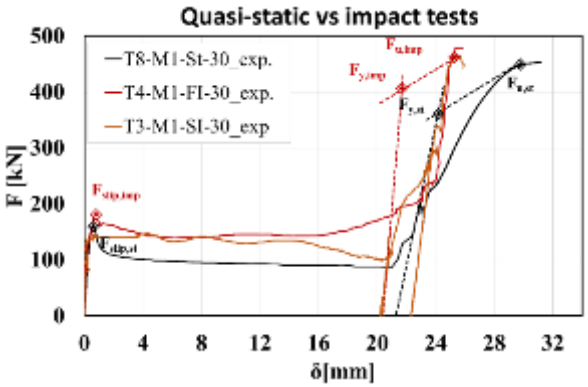
Obrázek 5.4 - Schéma historie sil při zkouškách nárazem

5.2.3 *Výsledky zkoušek*

Chování tlumičů FREEDAM při zatížení nárazem umožnilo vyhodnotit, zda rychlosti deformace vyvolané tímto namáháním změní chování stejných vzorků oproti kvazi-statickému zatížení. K hodnocení byl využit dynamický součinitel *DF*, rovnice 5.1.

$$DF_{Pi} = \frac{P_{i,imp}}{P_{i,st}} \tag{5.1}$$

kde P_i je parametr při zatížení nárazem, značeno $_{imp}$, a P_i je parametr při kvazi-statickém zatížení, značeno *st*. Byly vybrány parametry chování součinitel statického tření μ, síla na mezi kluzu F_y a pevnosti F_u, tuhost při prokluzu S_{ini} a tažnost tlumiče po prokluzu δ_u. Na obrázku 1.5 jsou parametry chování uvedeny pro zkoušky skupiny A), tabulka 1.1, s povlakem M1. Tabulky 1.2 a 1.3 shrnují dynamické součinitele.



Obrázek 5.5 - Experimentální křivky závislosti síly na posunu, skupina A, M1

Tabulka 5.2 - Hodnoty dynamických součinitelů tření a degradace síly při prokluzu

Materiál	Šrouby	F_k/F_{slip}		DF_{frict}
		Staticky	Nárazem	
M4	10.9 HV	0.8	0.84	1.06
M1	10.9 HV	0.7	0.9	1.04
	8.8 SB	0.48	0.84	1.09
M6	10.9 HV	0.5	1.15	1.13
	8.8 SB	0.67	0.83	1.03

F_k – kinematická síla při prokluzu, na konci prokluzu; F_{slip} – síla na počátku prokluzu, viz obrázek 1.5.

Tabulka 5.3. Hodnoty dynamických součinitelů po prokluzu

Parametr	DF	Skupina		
		A	B	C
S	DF_S	1.37	1.28	1.44
F_y	DF_y	1.08	-	1.3
F_u	DF_u	1.04	1.09	1.11
δ_u	DF_δ	0.72	0.57	0.44

Z výsledků zkoušek lze pro chování tlumičů FREEDAM shrnout:

•při rázovém zatížení bylo pozorováno zvýšení počátečního třecího odporu $DF_{friction}$ v tabulce 1.2). Během skluzu byla dále pozorována degradace skluzové síly jak při nárazu, tak při kvazi-statických zkouškách (Fk / Fslip v tabulce 1.2). Avšak nezávisle na povlakovém materiálu byla tato degradace při nárazových zkouškách méně významná, pravděpodobně proto, že při vysokých rychlostech zatížení je počáteční koeficient tření blíže kinetickému koeficientu. Z tohoto pohledu může použití třecích tlumičů uvnitř spojů zvýšit jejich výkon při rychle aplikovaném zatížení, protože jejich třecí odpor je zvýšen přítomností zvýšených rychlostí deformace.

- Počáteční tuhost při prokluzu *S* vzrostla pro vyšší rychlosti zatížení, souvisí se zvýšením pevnosti materiálů třecího tlumiče.
- Vliv rychlostí zatížení na únosnosti třecího tlumiče byl větší při porušení plechu, o 11 % oproti 5 %, než šroubu ve smyku, 50 % proti 30 %. Nerezová plechů je citlivější na rychlost deformace než vysokopevnostní ocel šroubů [18,19].

- Při vysokých rychlostech zatížení se poruchy oproti statickým zkouškám nezměnily. Selhání ovlivní mechanické a geometrické vlastnosti částí přípoje, tloušťka plechů a třída šroubů, rychlost zkoušky a okrajové podmínky. Studie Ribeiro et al. [20] ukázala, že se T průřez může zvýšením rychlosti zatížení porušit křehce. Autoři [3,4] pozorovali nezávisle na tloušťce plechů a rychlosti zatížení stejný způsob porušení.

5.2.4 *Modelování zkoušek*

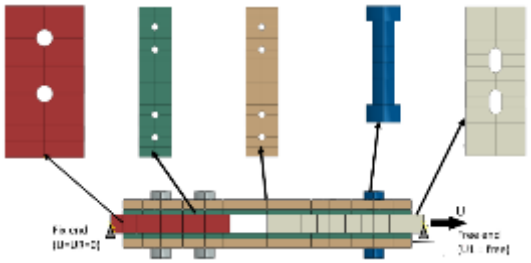
Na základě experimentů byla k rozšíření znalostí o chování třecích tlumičů připravena numerická studie. Model byl validován. Po validaci byla připravena parametrická studie, která zahrnula i) tloušťky vnitřního plechu, 8 mm, 10 mm 15 mm a 30 mm, pro aktivaci různých režimů porušení, ii) počáteční předpětí šroubu a iii) rychlost zatěžování.

Numerické analýzy byly připraveny v programu ABAQUS dynamickým implicitním řešičem [21] popisem kvazi-statického a dynamického chování vzorků.

Model využil geometrii vzorků z experimentů, obrázek 1.6. Pohyblivý prvek byl na jedné straně uvolněn a na druhém konci byl zadržen. Zatížení bylo aplikováno po krocích. Nejprve byly utaženy šrouby pomocí změny teploty poté byl zatížen vnitřní nerezový plech. Pro kvazi-statickou analýzu byly posuny simulovány rovnoměrně. Pro kalibraci dynamických numerických modelů byly experimentální křivky čas-posunutí využity jako okrajová podmínka.

Model byl navržen prvkem C3D8R, prvek se sníženou integrací prvního řádu, s tvarem prvku Hex, což umožnilo nelineární geometrické a materiálové chování. Byly zavedeny kontaktní podmínky, které umožnily oddělení. Chování ve smyku umožnilo se popis vlastností v závislosti na styčných plochách. U prvků, které nebyly ve styku s třecími podložkami, se předpokládal součinitel tření 0,2. U zbývajících částí se předpokládala hodnota součinitele tření rovnala experimentálně zjištěné hodnotě. Během prokluzu třecího tlumiče bylo pozorováno snížení tření. Účinek byl podle experiment zaveden jako zmenšení předpínací síly ve šroubech. Pro nárazové zkoušky umožnil model popsat rychlost prokluzu podle DF_{frict}, tabulka 1.2.

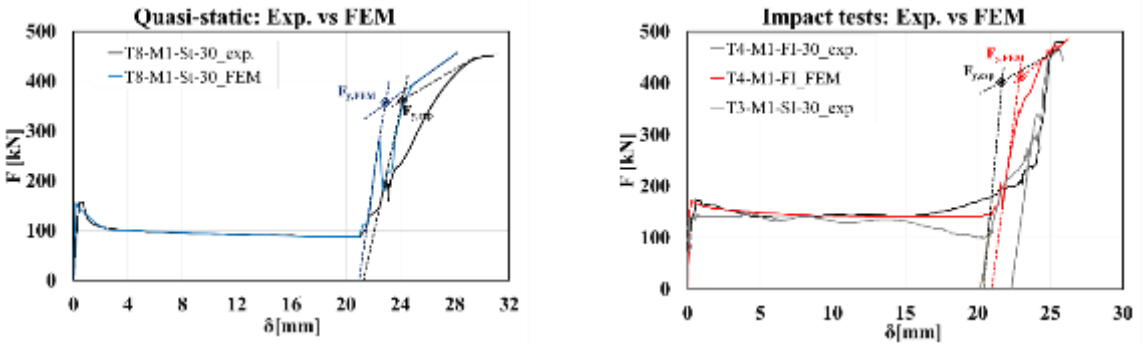
Numerické studie umožnily popsat materiálové vlastnosti částí tlumiče pomocí závislosti deformace na napětí včetně poškození a vlivu rychlosti deformace. Poškození materiálů bylo popsáno v programu ABAQUS jako duktilní poškození a k zohlednění účinků rychlostí deformace byl využit Johnson Cook model [22].



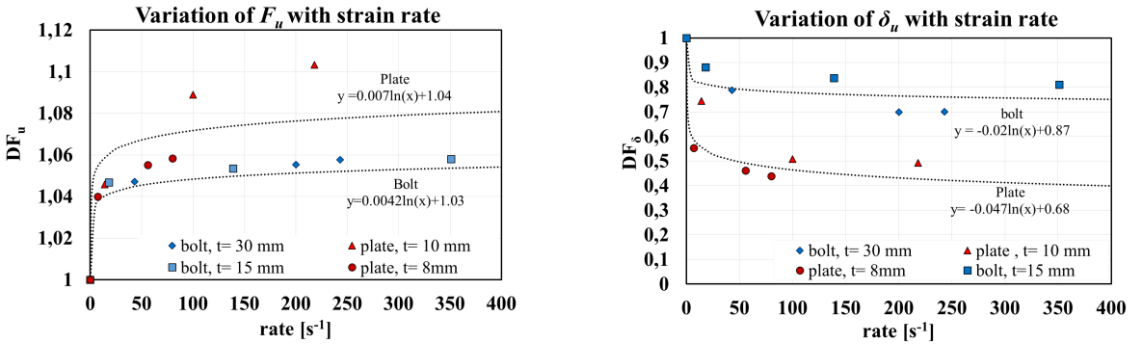
Obrázek 5.6 - Numerický model tlumiče tření, geometrie a okrajové podmínky

Numerická simulace dokázala popsat závislost posunu na síle dobře, což je pro křivky zobrazené výše znázorněno na obrázku 1.7.

Zvýšení počtu parametrů umožnilo pozorovat různé režimy selhání a úrovně deformace všech komponent tlumiče. jak je uvedeno na obrázku 1.8 pro mez pevnosti a deformaci šroubu a plechu. Závislosti byly využity v analytickém modelu k charakterizaci prvků [23].



Obrázek 5.7 – Validace numerického modelu



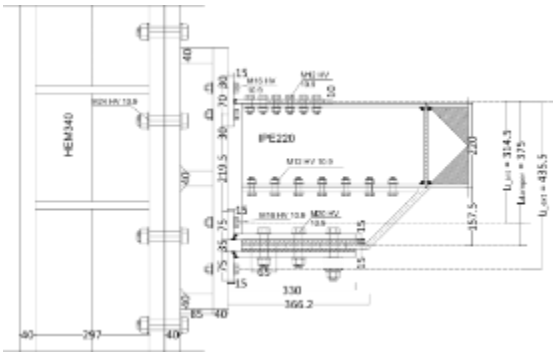
Obrázek 5.8 - Vliv rychlosti na chování třecího tlumiče

5.3 PŘÍPOJE FREEDAM PŘI ZATÍŽENÍ NÁRAZEM

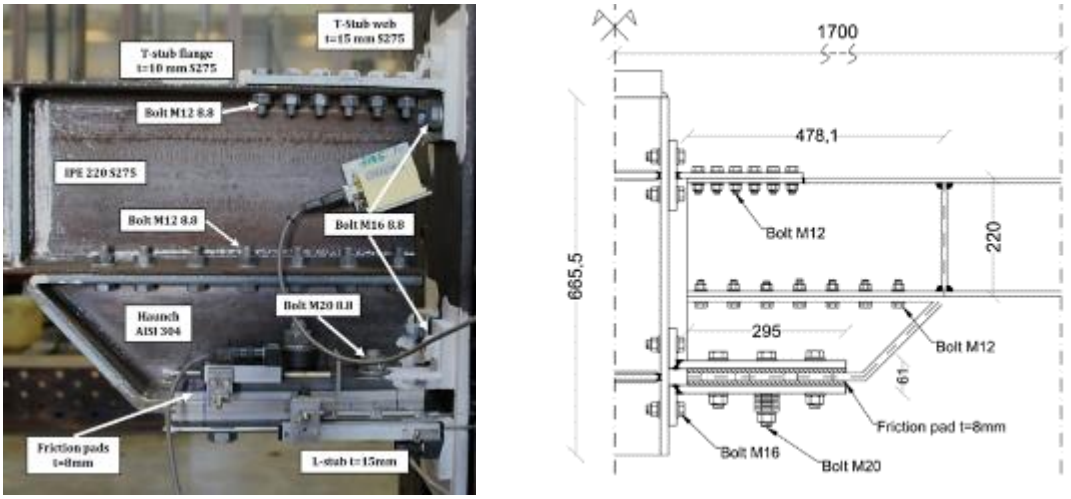
5.3.1 *Vzorky*

Vzorky zkoušené na Univerzitě v Coimbře a na Univerzitě v Liege byly navrženy podobné. Lišily se profily sloupů HEM340 a HEB220 pro vnější a vnitřní klouby, viz obrázek 1.9 a 1.10. Vzorky vznikly modifikací spoje DST (Double Split T-stub), kde je T profil nahrazen třecím tlumičem. Je přišroubován na dolní pásnici IPE220 šrouby M12 10.9HV. Podložky jsou třecí podložky tvořící třecí tlumič jsou spojeny šesti šrouby M20 10,9 HV. Dva jsou předepnuty na 30 % předpínací síly podle EN1993-1-8:2006 [24], tj. 50 kN.

Horní pásnice nosníku je připojena pomocí T profilu ke sloupu a dolní je přišroubována k náběhu úhelníky. Třecí podložky se povrchovou úpravou M4 jsou umístěny mezi pásnicí náběhu a úhelníky třecího tlumiče. K zajištění posunu slouží oválné otvory. Prvky jsou vyrobeny z oceli S275JR kromě pásnice náběhu, která je z nerezové oceli AISI 304.



Obrázek 5.9 – Jednostranný styčník zkoušený na Universitě v Coimbře



Obrázek 5.10 - Styčník zkoušený na Universitě v Liege

5.3.2 *Oboustranný styčník*

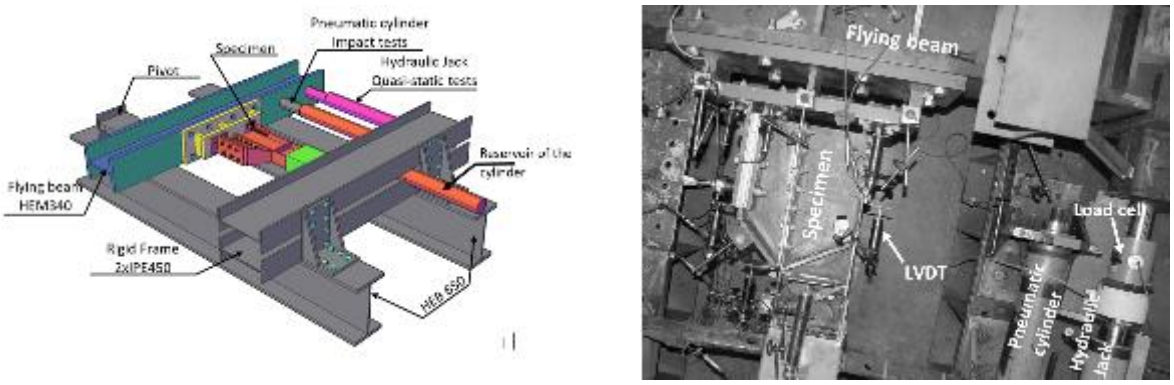
Experimentální program

Oboustranný styčník byl zkoušen v ohybu na čtyřech vzorcích, tabulka 1.4, jedna kvazi-statická zkouška a tři zkoušky nárazem. Nárazem bylo zatěžováno po krocích podle počáteční rychlosti. Rychlost při zkouškách nebyla konstantní.

Sestava odpovídá zkouškám tlumičů FREEDAM v kapitole 1.2. Přípoj je připevněn k pohyblivé části, obrázek 1.11. Vystrojení zkoušky bylo stejné.

Tabulka 5.4. Experimentální program

Zkouška	Quasi-statická	Impaktní
Zatížení	Monotónní	Po částech:
	Kontrolována deformací 0.02 mm/s	75 bar (500 mm/s); 120 bar (1000 mm/s); 200 bar (1200 mm/s)



a. 3D schéma b. Fotografie zkušební sestavy

Obrázek 5.11 – Uspořádání experimentu

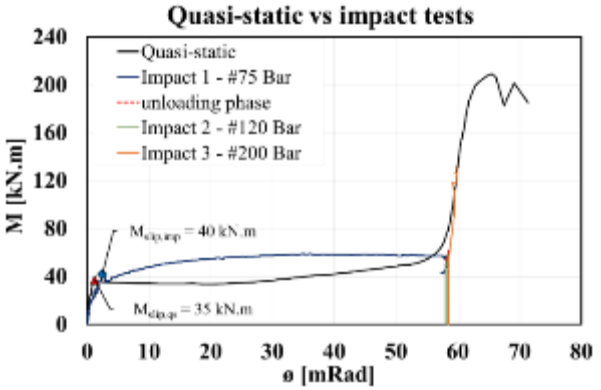
Výsledky zkoušek

Závislost natočení na ohybovém momentu *M–Ø* po nárazech (Impact 1, Impact 2 a Impact 3) a kvazi-statická křivka *M–Ø* jsou zachyceny na obrázku 1.12.

Počáteční část grafu ukazuje, že odezva styčníku je řízena chováním třecího tlumiče. Kvazistatické s rázové zkoušky (náraz 1 - # 75 bar) se liší součinitelem tření DF = 1,14, M_{slip} na obrázku 1.12. Při kvazi-statickém zatížení dochází ke snížení tření. Při zatížení nárazem se jeho hodnota zvyšuje, což odpovídá zvýšení rychlosti prokluzu [25].

Po prokluzu třecího zařízení se aktivují další prvky styčníku a projeví se chování nedisipativních prvků. Při kvazi-statickém zatížení se T-profil porušil v linii šroubů, obrázek 1.13 s následujícím porušením šroubu. Jedná se o porušení 2 nebo 3 podle [1,26,27].

Po prvním nárazu (Impact 1 - # 75bar) byly provedeny dva další při vyšších tlacích. Tlaky nestačily na porušení přípoje. Po prokluzu následuje chování jako při statickém namáhání.



Obrázek 5.12 - Chování spoje při natočení při experimentech kvazi-statickém a nárazovém

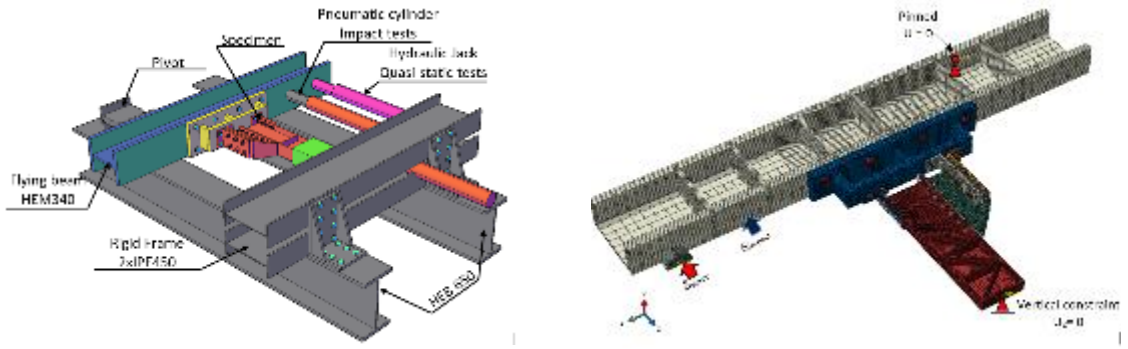
Obrázek 5.13 - Porušení T-průřezu

Modelování zkoušek

Styčníky FREEDAM byly modelovány softwarem ABAQUS. Aby se snížil výpočetní čas, bylo experimentální uspořádání zjednodušeno. Byla využita symetrie v rovině XX modelována pouze polovina vzorku. Podpěry byly modelovány pomocí referenčních bodů. Byla zavedena uložení v oblasti kontaktu s podpěrami, na vodorovně a svisle na obrázku 1.14b. Zatěžovací člen byl modelován jako pevné rameno s pohybem v čase.

Bylo uvažováno pět různých částí: i) prvek HEM 340; ii) prvek IPE 220; iii) ovladač; iv) tuhá část spojující styčník s nosníkem HEM 340 a v) části styčníku FREEDAM. Šrouby byly modelovány jako jeden prvek, dřík + hlava + matice. U šroubů M16 HV byl přechod mezi hladkým dříkem a závity modelován zmenšením průřezu šroubu, podle Grimsno et al [28], obrázek 1.15.

Předpoklady modelování, tj. síť, kontakty, předpětí a vlastnosti materiálů, byly převzaty z modelování tlumičů FREEDAM.



a. Prostorové schéma experimentu b. Model

Obrázek 5.14 - Okrajové podmínky modelů

x šroubu v mm

Obrázek 5.15 - Modelování šroubu M16 HV

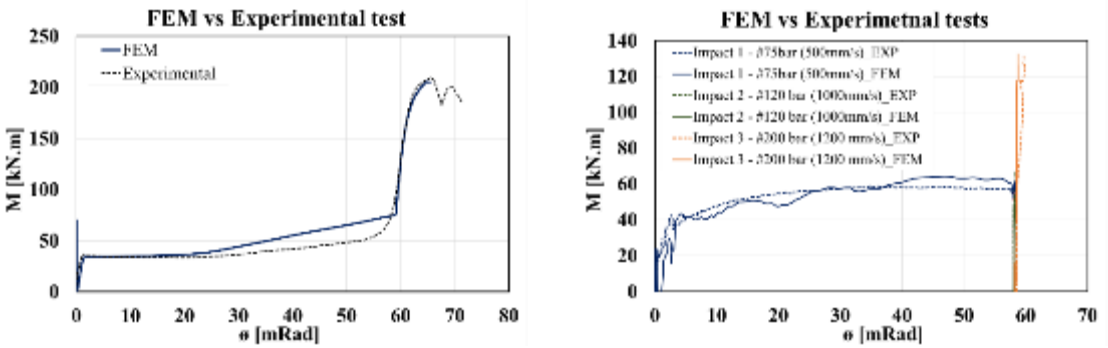
Numerické modely byly rozděleny do dvou částí. Nejprve byly modelovány zkoušky, obrázek 1.16. Dále byly připravena studie citlivosti i) ohybu šroubů, ii) vliv protažení šroubu a iii) rychlost zatěžování.

– Na základě modelování byly připraveny závěry:

Numerická studie ukázala, že chování styčníku není při normálovém namáhání a ohybu symetrické, obrázek 1.17a. Asymetrie do skluzu souvisí s ohybem T profilu [29]. Po prokluzu je asymetrické chování způsobeno příspěvkem horního a dolního úhelníku. Projeví se deformace šroubů tlumiče tření ve smyku, která roste před porušením. Prostřednictvím modelu bylo prokázáno, že toto chování lze zlepšit použitím dvou matic, obrázek 1.17a.

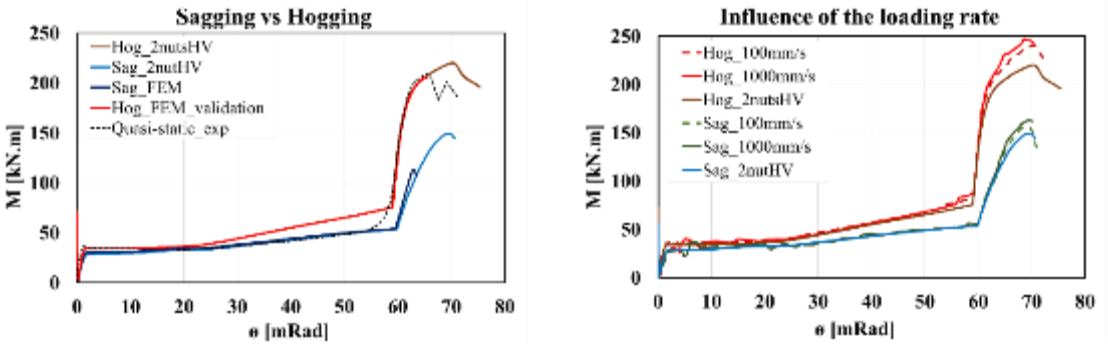
– Pro dynamické chování styčníku bylo pozorováno:

Ke zvýšení počáteční únosnosti prokluzu dochází při rychlosti zkoušek DF_{friction} mezi 1,02 a 1,14 a při zvýšení tuhosti DF_{MRd} mezi 1,1 a 1,15 a únosnosti mezi DF_{Mu} mezi 1,05 a 1,12. Duktilita nevýznamně klesá pro DFØu mezi 1,0 a 0,88. Kromě toho nebyly pozorovány žádné významné změny v počáteční tuhosti vzorků, obrázek 1.17b.



a. Quasi-statická zkouška a. Zkouška nárazem

Obrázek 5.16 – Validace MKP na experimentech



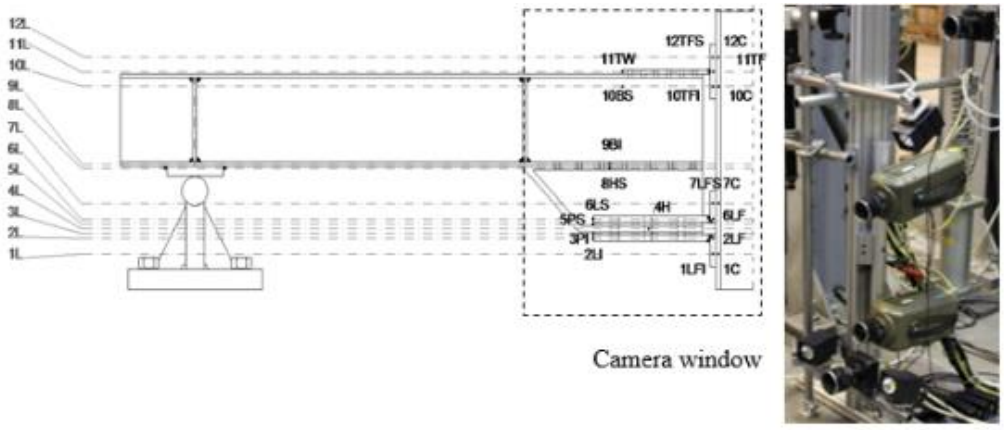
a. Vliv směru zatěžování na tažnost šroubů a. Vliv rychlosti zatěžování

Obrázek 5.17 – Výsledky studie citlivosti MKP

5.3.3 *Studie symetrických styčníků*

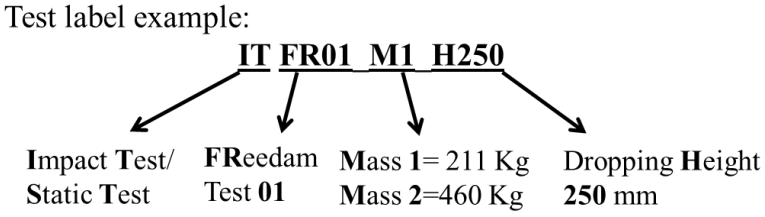
Popis zkoušky

Symetrické styčníky s tlumiči tření SFD byly zkoušeny staticky a dva vzorky rázem při pádu břemena, obrázek 1.18.



Obrázek 5.18 – Uspořádání nárazové zkoušky, polovina vzorku, s měření korelace digitálního obrazu

Zkoušky rázem proměnlivými rychlostmi se uskutečnily pádem břemena na konec sloupu, obrázky 1.18 a 1.20. Měnila se výška pádu břemena do 4,1 m od sloupu a hmotnost pádové hmotnosti, M_1 = 211 kg a M_2 = 460 kg, obrázek 1.20. Hodnotila se energie nárazu. Břemeno bylo vedeno vodítky z uzavřených průřezů, obrázek 1.20. Vzorky byly označeny alfanumericky. Na obrázku 1.19 označuje (i) typ zkoušky, IT pro nárazová a ST statická, ii) styční, FR styčník FREEDAM, (iii) počet zkoušek (01, 02 atd.), (iv) hmotnost, M_1 = 211 kg a M_2 = 460 kg a (v) výška pádu, H250 znamená 250 mm.



Obrázek 5.19 Popis vzorků

Bylo připraveno šest zkoušek rázem, jak je uvedeno v tabulce 1.5. U břemena M_1 se výšky pádu pohybovaly od 250 mm do 4 300 mm, u hmotnosti M_2 od 250 mm do 3 744 mm, nevyšší výška vzhledem k zatížení vzorku a hmotnosti. Rychlost pádu se pohybovala od 2,04 m/s do 8,45 m/s. Byly zkoušeny dva vzorky. Vzorek 1 byl zasažen 5krát. Vzorek 2 jednou s maximální energií nárazu. Zkoušek jsou shrnuty v tabulce 1.5, kde „1*“ znamená postupný dopad na stejný vzorek.

Dále byly připraveny kalibrační zkoušky zařízení a tahové zkoušky materiálu vzorků. Kalibrovalo se nárazem do prostě podepřených nosníků [30].

Tabulka 5.5. Zkoušky rázem

Impact test	Specimen	M [kg]	h [m]	v [m/s]
ITFR01-M1-H250	1	211	0.25	2.04
ITFR02-M1-H4300	1	211	4.3	8.97
ITFR03-M2-H250	1*	460	0.25	1.98
ITFR04-M2-H2000	1*	460	2	6.09
ITFR05-M2-H2500	1*	460	2.5	6.93
ITFR06-M2-H3744	2	460	3.74	8.45

(a) (b) (c)

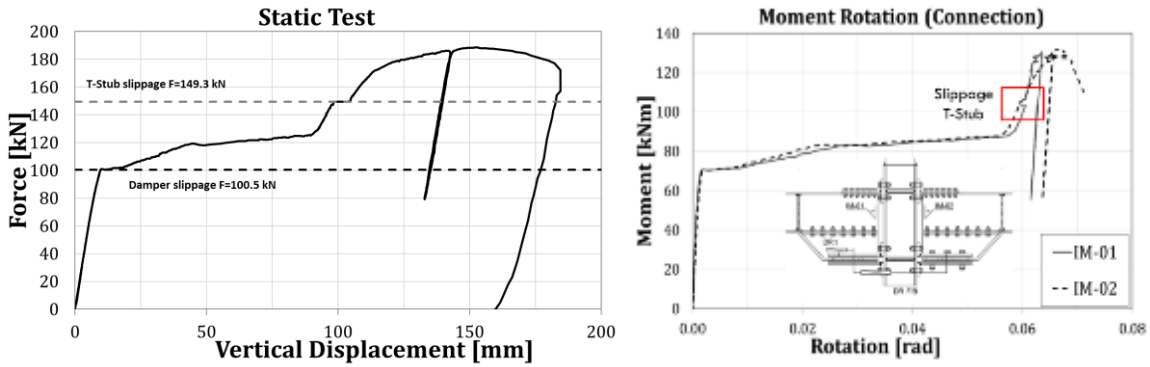
Obrázek 5.20 Rozložení nárazové zkoušky: M_1 = 211 kg (b) a M_2 =460 kg (c)

Deformace a poměrný přetvoření byla měřena pomocí Digital Image Correlation (DIC), obrázek 1.18.

Výsledky

Při statických zkouškách byly vztahy síly a svislé deformace a momentu a natočení určeny z měření posunů a natočení, obrázek 1.21. Bylo pozorováno téměř dokonale symetrické chování vzorku. Maximální síly bylo dosaženo nestabilitě vzorku z roviny, které bylo dále zabráněno bočním vedením.

Změřené závislosti byly použity k validaci modelu, který byl využit ke studie citlivosti.



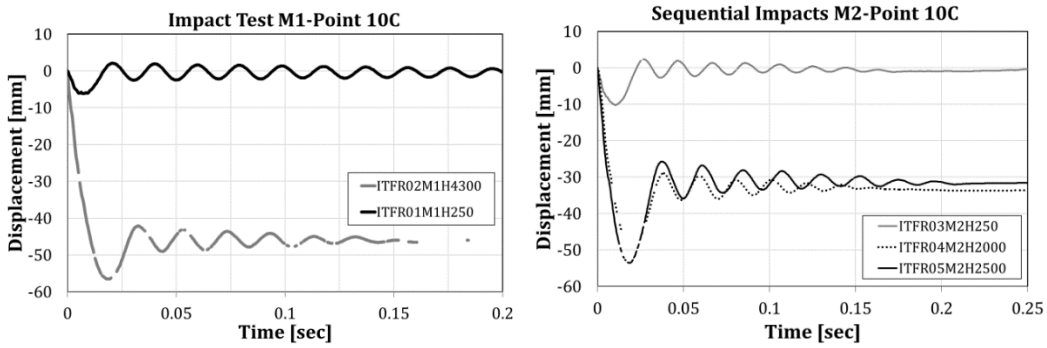
Obrázek 5.21 Vztah síly a svislé deformace a momentu a natočení při statické zkoušce

Rázem byly zkoušeny vzorky hmotou M_1 vzorek 1: zkoušky ITFR01-M1-H250 a ITFR02-M1-H4300, tabulka 1.5. První zkouška byla s malou výškou pádu 250 mm, aby vzorek působil pružně a na žádném místě se neplastifikoval. Druhý vzorek s výškou pádu 4300 mm byl zkoušen v plastické oblasti působení materiálu.

Čtyři zkoušky rázem byly připraveny s hmotoeM_2. Tři z nich, ITFR03, ITFR04 a ITFR05, na vzorku 1. Postupně břemena hmotou M_2 dopadala na vzorek již zkoušený s hmotou M_1. Poslední vzorek ITFR06 byl zatížen na maximální kapacitou energie a rychlosti na vzorku M_2.

Během nárazu byly kamerami zaznamenány významné body. Na obrázku 1.22 jsou uvedeny vertikální posuny bodu 10C. Na obrázku 1.18. dokládají hodnoty obdobný trend pro všechny registrované body vývoje posunutí v čase.

.



Obrázek 5.22 Výsledky zkoušky nárazem, posunutí bodu 10C

Při zkouškách ITFR01-M1-H250 a ITFR03-M2-H250 se zkoušelo v pružné oblasti. Vzorek po zkouškách nevykazoval trvalé deformace. Po zkoušce ITFR02-M1-H4300 měl vzorek trvalou deformaci 46,2 mm. Úroveň plasticity ve styčníku byla omezená. Energie nárazu s hmotou M_1 nebyla dostatečná k plastifikaci. Třecí přípoj měl prokluz 20 mm. Šrouby byly před zkouškou umístěny ve středu oválných otvorů 65 mm. Po zkoušce dosáhly kontaktu. Zkouška s maximální dostupnou energií a rychlostí ITFR06 vykázala prokluz 24 mm a trvalou deformaci 88,5 mm, obrázek 1.25.

Ve všech zkouškách se teoretické rychlosti pro náraz, rovnice (1.2), mírně liší od rychlosti detekované při experimentu. Skutečné rychlosti jsou nižší než teoretické. Skutečná energie je nižší než teoretická, rovnice (1.3).

$$v_{theo,imp} = \sqrt{2gh} < v_{act,imp} \qquad (0.2)$$

$$E_{theo,imp} = \frac{1}{2} m v_{theo,imp}^2 < E_{act,imp} \qquad (0.3)$$

kde g je gravitační zrychlení, m je hmotnost a h je výška pádu. V tabulce 1.6 jsou uvedeny skutečné a teoretické hodnoty, které ukazují, že čím nižší je výška pádu, tím vyšší je rozptyl. Pozorovaný rozdíl je spojen s vývojem tření mezi hmotou a vodicím systémem, který není v teoretickém odhadu zohledněn. Ve všech zkouškách se poměry mezi skutečnou rychlostí a změřenou rychlostí blíží k 1,0; což ukazuje na zanedbatelný vliv tření na skutečné rychlosti. V tabulce jsou také uvedeny hodnoty maximálních a trvalých průhybů spoje v bodě 10C. U

postupného nárazu, ITFR03, ITFR04 a ITFR05, se trvalé posunutí vztahuje k předchozímu testu, i-tý maximální posun. Zvýšení výšky pádu způsobí zvýšení hodnot trvalé deformace.

Pokud je rychlost nárazu blízká rychlosti odskoku, konkrétně rychlosti, kdy nárazové těleso opustí tělo, je náraz považován za pružný. Ve skutečnosti není náraz nikdy úplně elastický, část energie se spotřebuje k deformaci zasaženého těla. Povahu nárazu lze charakterizovat poměrem těchto rychlostí, který se nazývá koeficient restituce COR, viz rovnice (1.4) v tabulce 1.6. Hodnota COR blízká 1,0 znamená, že odezva vzorku je převážně pružná.

$$\mathrm{COR} = \frac{\mathrm{V_{reb}}}{\mathrm{V_{theo,imp}}} \leq 1 \qquad (0.4)$$

Koeficient COR se pro zkoušky pohybuje od 0,58 pro ITFR03 do 0,16 pro ITFR02. Posledně uvedené ukazuje, že zvyšování energie nárazu, hmotnosti nebo výšky, vede k většímu rozptylu energie aktivací plastických deformací. Dopad se stává nepružný.

Tabulka 5.6. Výsledky zkoušek nárazem

Zkouška	h [mm]	$v_{theo,imp}$ [m/s]	$v_{act,imp}$ [m/s]	v_{reb} [m/s]	$v_{act,imp}$ / $v_{theo,imp}$	$E_{theo,imp}$ [J]	$E_{act,imp}$ [J]	COR	δ_{max} [mm]	δ_{perm} [mm]
M1 = 211 kg										
ITFR01-	250	2.21	2.04	1.06	0.92	517.5	439.0	0.51	6.16	NA
ITFR02-M1-H4300	4300	9.18	8.97	1.49	0.98	8900.6	8488.6	0.16	56.5	46.2
M2 =4 60 kg										
ITFR03-	250	2.21	1.98	1.16	0.89	1128.2	901.7	0.58	10.2	NA
ITFR04-M2-H2000	2000	6.26	6.09	1.20	0.97	9025.2	8530.3	0.19	49.3	34.8
ITFR05-M2-H2500	2500	7.00	6.93	1.13	0.99	11281.5	11045.7	0.17	53.6	31.1
ITFR06-M2-H3744	3744	8.57	8.45	1.46	0.98	16895.2	16422.6	0.17	102.6	88.5

Zkoušky rázem potvrdily možnost plastifikace úhelníku a T průřezu. Byl pozorován prokluz třecího zařízení a opotřebení povlaku vložek.

Vlivem omezením v laboratorních zařízeních nebyla nárazová síla měřena během zkoušek přímo. Byla využit zákon hybnosti a výsledky zpracovány graficky podle [14] a [30].

Tabulka 1.7 shrnuje výsledky obou metodik odhadu maximální nárazové síly. Hodnoty DIF se pro styčník stanoví pouze pro nepružné dopady, což odpovídá definici DIF, viz tabulka 1.7. U kumulativních nárazových zkoušek ITFR04 a ITFR05 došlo k prokluzu již v prvních zkouškách a grafickou metodu nelze maximální posunutí a trvalou deformaci využít. Součinitel DIF pro zkoušku ITFR06 je pouze orientační. Během zkoušky prut částečně vodorovně vybočil. Model MKP lze orientačně validovat a připravit studii citlivosti.

Tabulka 5.7. Stanovení součinitele DIF

Zkouška	δ_{max} [mm]	δ_{perm} [mm]	$v_{act,imp}$ [m/s]	v_{reb} [m/s]	t_{pulse} [s]	F_{ST} [kN]	F_{GR} [kN]	F_{IT} [kN]	DIF_{GR}	DIF_{IT}
Hmota M1										
ITFR02 M1	56.5	46.2	8.97	1.49	0.018	118.5	123.1	122.6	1.039	1.03
Hmota M2										
ITFR06 M2	102.6	88.5	8.45	1.46	0.027	158.7	164.6	168.8	1.037	1.06

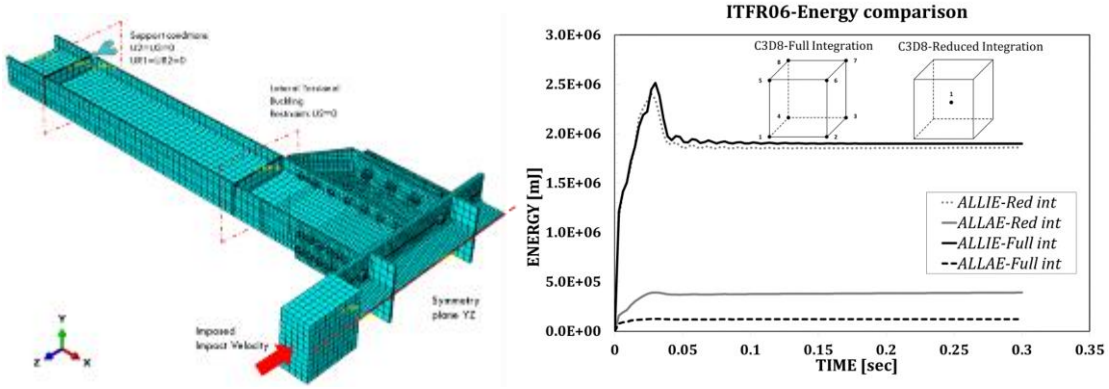
V tabulce značí indexy $_{vact,\ imp}$ měřená rychlost; $_{vreb}$ měřená rychlost prvního odrazu; $_{tpulse}$ impuls šířky nárazu, $_{FST}$ ekvivalentní statická síla, $_{FGR}$ síla nárazu odhadnutá grafickou metodou a $_{FIT}$ maximální síla nárazu vyhodnocená pomocí věty o impulsu.

Modelování zkoušek

Předpoklady

Předběžný MKP model statické zkoušky byl připraven v ABAQUS/CAE s využitím implicitního dynamického řešiče [31]. I když model nezahrnoval poškození materiálu, byl časově náročný. Pro optimalizaci doby výpočtu využily simulace dopadu na styčník FREEDAM integraci Explicit time. Bylo použito explicitního řešení pro vysokorychlostní problémy, kde se využívá setrvačnost [21]. Explicitní řešič je doplněn o statickou analýzu vzorku a validován na porovnán s experimentálními výsledky.

Dále je ukázán postup přípravy MKP modelu s explicitním řešičem. Byla využita symetrie sloupu, polovina HEB 200. Na konec prvku byl umístěn váleček, který reprodukoval okrajové podmínky v laboratoři, obrázek 1.23. Pruty byly jako při experiment vodorovně a torzně drženy.



a) *b)*

Obrázek 5.23. Model MKP, předpověď energie v čase

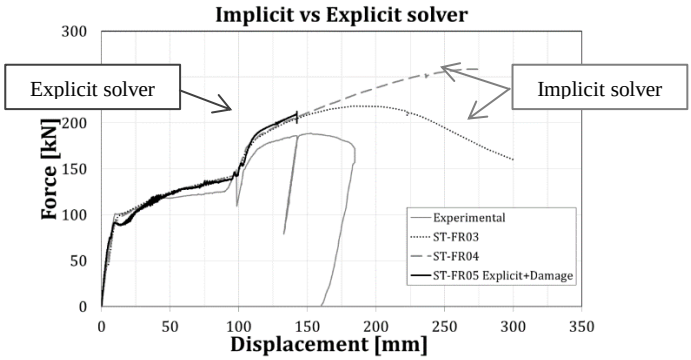
Náraz byl simulován tuhým tělesem s izotropní setrvačností pomocí tuhých prvků. U kontaktů se předpokládal tuhý kolmo a tangenciální se součinitelem tření 0,3. Kontakt mezi třecími podložkami a plechem s oválnými otvory byl definován jako povrch-povrch. S třením a normálovým kontaktem podle klasického modelu tření Coulomb. Tuhé těleso bylo umístěno přímo do kontaktu se vzorkem. Pro hmotnosti byly přiřazeny hodnoty počátečních rychlostí podle zkoušek, vact, imp v tabulce 1.6. Pro řešení byla zvolena plná integrace C3D8.

Studie citlivosti sítě připravila kompromis mezi přesností výsledků a časem analýzy. Síť se skládala z 33737 prvků. V závislosti na výstupech potřebovala na výpočet 20 až 48 hod. Výpočet byl navržen ve dvou etapách. V první byly šrouby předem předepnuty. Deformace od předpětí byly pro druhou analýzu uvažovány jako počáteční stav pomocí předdefinovaného pole. Šrouby byly modelovány nominálním průměrem a mezí pevnosti [32–36]. Předpětí šroubu se aplikovalo ve středu dříku šroubu funkcí Bolt Force. Tlumení bylo modelováno pomocí Rayleighovy teorie opravou hmotnosti součinitelem a = 11 s tlumením 2 %, [30] a [37]

Materiálové modely se v programu ABAQUS kalibrují na tahových zkouškách materiálu. Inženýrské křivky se převádí na křivky skutečného napětí se skutečnými deformacemi. Uvažuje se modul pružnosti 210 GPa a Poissonovo číslo 0,3. Materiál poškození je využívá model Pavloviče [38]. Poškození bylo zavedeno pouze v částech, kde se očekává vysoká plasticita, v T průřezu, úhelnících a šroubech. Vývoj poškození byl kalibrován na základě tahových zkoušek [14] a [30]. Šrouby byly modelovány náhradním dříkem podle [36]. Pro šrouby byly využity materiálové modely podle [32]. Z výsledků v [30] byla zohledněna rychlost deformace podle Johnson-Cook.

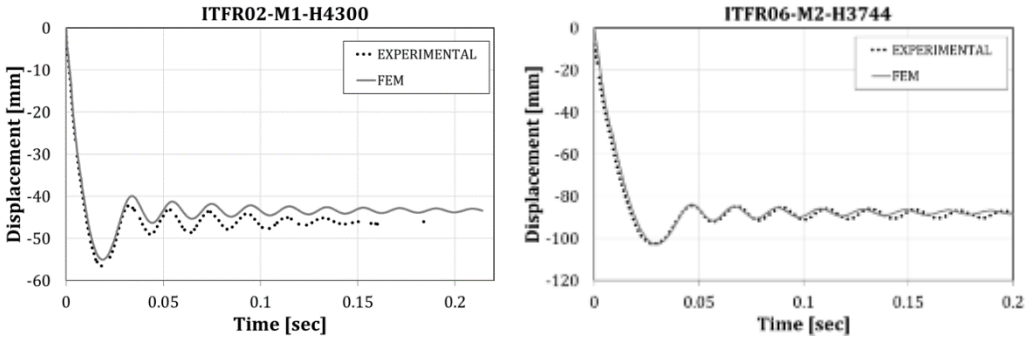
Hlavní výsledky

Statická zkouška byla simulována posunem sloupu a ověřením sil do reakcí při zohlednění symetrie. Vzorek při zabránění klopení vykazuje zvýšení únosnosti a snížení deformační kapacity. Selhání šroubu lze detekovat modelem. V numerické simulaci podle [31] a [39] byla tažnost nadhodnocena. Dynamická simulace poskytuje dobrou předpověď únosnosti dosažené při zkoušce. Ukazuje na zabrání poškození klopením. Selhání se dosáhlo ve šroubu dolního L profile při kombinaci střihu a tahu.



Obrázek 5.24. Porovnání implicitní a explicitní simulace statické zkoušky

Děle se modelovalo chování vzorku při nárazu. Obrázek 1.25 ukazuje, že připravený model dosahuje dobrou shodu odezvy přípoje během a po nárazu.



Obrázek 5.25 Porovnání MKP modelu s experimentem při nárazu

V tabulce 1.8 je MKP model porovnán s experimentálními výsledky z hlediska maximálního a trvalého posunu, δ_{max} a δ_{perm}, s relativními chybami v predikci. Celkově se zdá, že FEM s dobrou přesností předpovídá dvě hodnoty s maximální chybou kolem 9% pro test ITFR01.

Tabulka 5.8. Porovnání MKP modelu s experimentem

Zkouška nárazem	$\delta_{max,Exp}$ [mm]	$\delta_{perm,Exp}$ [mm]	$\delta_{max,FEM}$ [mm]	$\delta_{perm,FEM}$ [mm]	$\%_{err,\delta max}$ [-]	$\%_{err,\delta per}$ [-]
ITFR01-M1-H250	6.16	-	5.6	-	9.09%	-
ITFR02-M1-H4300	56.7	46.2	55.1	43.9	2.82%	4.98%
ITFR06-M2-H3744	102.6	88.5	102.8	87.8	0.19%	0.79%

Během zkoušek nebylo možné zaznamenat síly při nárazu. Validovaný MKP model je tak užitečný nástroj pro odhad síly do podpor. Pro výpočet DIF byla využita reakce ze simulace MKP (FST, FEM) místo experimentálních hodnot (FST). Při statické zkoušce zabráněno vybočení, tak jako bylo zkoušek rázem a v numerických simulací. Tabulka 1.9 srovnává DIF vypočítaný různými metodami. Z porovnání se zdá, že pulsní metoda podhodnocuje hodnoty DIF.

Tabulka 5.9. Odhad síly při nárazu a DIF

Test	$\delta_{max,EX}$ [mm]	$\delta_{perm,Ex}$ [mm]	$\delta_{max,FEM}$ [mm]	F_{ST} [kN]	$F_{ST,FEM}$ [kN]	$F_{DYN,FEM}$ [kN]	E_{Diss} [kNmm]	DIF_{FEM} [-]	DIF_{GR} [-]	DIF_{IT} [-]
ITFR02	56.5	46.2	55.1	118.5	124.9.18	136.8	4774.2	1.09	1.04	1.03
ITFR06	102.6	88.5	102.8	159.7	153.2	179.2	11234	1.14	1.04	1.06

kde $\delta_{max,EX}$ je největší posunutí ve zkouškách; $\delta_{perm,EX}$ deformace ve zkouškách; $\delta_{max,MKP}$ největší posunutí, $_{MKP;FST}$ ekvivalentní statická síla; $_{FST,FEM}$ statická síla z MKP; $_{FDYN,FEM}$ síla spojená s nárazem; $_{EDiss}$ rozptýlená energie.

Modelem MKP byla připravena pro rozšíření výsledků z experimentů rázem studie citlivosti. Nejdůležitějším parametrem popisujícím chování styčníků styčníku je energie nárazu. Pro různé hmotnosti břemen rychlostí lze popsat chování styčníků. Z parametrické studie je vidět možnost schopnost disipace energie styčníku. Popisuje se rychlostí disipace energie Re [40]. Byly připraveny tři skupiny analýz s 25 simulacemi:

- Skupina 1 zkoumá vliv rychlosti nárazu hmotami
  M_1 = 0,106 t, M_2 = 0,23 t a M_3 = 0,3 t
- Skupina 2 vliv hmotnosti na odezvu udržující pro konstantní rychlost
  V_5 = 6,26 m/s

- Skupina 3 vliv variace hmoty a rychlosti při zachování konstantní energie nárazu E_{11} = 8,83*E*+03*J*

Hlavní výsledky parametrické studie lze shrnout:

- Zvýšení *V* nebo *M* zvyšuje *RE*. Pro konstantní energii nárazu styčníky odolávají lépe vyšší rychlosti než vyšším hmotám vlivem účinků rychlosti deformace. Rozsah rychlostí je omezen selháním šroubu. Vertikální posun je citlivější na hmotnost než na rychlost pádu.
- Nebyla shledána korelace mezi DIF a rychlostí natočení styčníků, protože mnoho součinitelů přispívá k odlišnému rozložení rychlosti ve složce kloubu (rychlost, hmotnost a energie nárazu);
- Globální DIF spoje nevykazuje korelaci s naměřenou maximální rychlostí deformace, která se objevuje ve vzorku.

5.4 Shrnutí pro návrh

Přípoje FREEDAM s třecími tlumiči mají při nárazu tažné chování. Energii disipuje třecí tlumič při jeho prokluzu.

Dynamické účinky ovlivní odezvu přípoje. Únosnost se zvýší vlivem

(i) zvýšení součinitele tření na třecí podložce a
(ii) zvýšením pevnosti materiálu styčníku při mírném snížení tažnosti.

Pro vhodné chování je třeba zajistit aktivaci prokluzu při nárazu a vyhnout se porušení šroubů ve smyku a/nebo tahu.

Přípoj FREEDAM lze pro rychlou deformaci při nárazu navrhnout staticky. S ohledem na účinek rychlé deformace se posoudí statický a uvažuje se s rychlostí deformace. Je k dispozici více možností, jak zohlednit rychlou deformaci v chování styčníku. Zjednodušeně lze dynamické chování uvažovat vynásobením statické únosnosti součinitelem DIF, který se pohybuje od 1,0 do 1,2. Statické tření při skluzu se zvýší o asi 1,1. Rychlost deformace lze uvažovat jednotlivě v každé komponentě styčníku. Účinky lze zavézt pro únosnost a tažnost komponent pomocí grafů např. na obrázku 0-8. Takto lze analyticky vyhodnotit globální a místní chování styčníku pro různé rychlosti zatížení podle indukovaného přetvoření [22] a [25].

Styčníky FREEDAM lze navrhnout pomocí MKP.

- K zohlednění účinků rychlosti deformace lze využít pravidla Johnson-Cook, která byla validována. Doporučené hodnoty jsou uvedeny v [30].
- Byly navrženy a validovány metody pro vhodnou simulaci předpětí ve šroubech.
- Byl validován materiálový model poškození, který připravil Pavlović v [38]. Jedná se zejména o hodnoty materiálových součinitelů, které jsou uvedeny v [14].

5.5 Literatura

[1] G. Culache, M.P. Byfield, N.S. Ferguson, A. Tyas, Robustness of Beam-to-Column End-Plate Moment Connections with Stainless Steel Bolts Subjected to High Rates of Loading, J. Struct. Eng. 143 (2017).

[2] J.B. Davison, Investigation the Robustness of Steel Beam-to-column connections, in: 10th Int. Conf. Steel, Sp. Compos. Struct., North Cyprus, May, 2011.

[3] E.L. Grimsmo, A.H. Clausen, M. Langseth, A. Aalberg, An experimental study of static and dynamic behaviour of bolted end-plate joints of steel, Int. J. Impact Eng. 85 (2015) 132–145.

[4] P. Barata, A. Santiago, J.P. C. Rodrigues, C. Rigueiro, Experimental behaviour of beam - to-column steel joints subjected to impact loading, in: Eighth Int. Conf. Adv. Steel Struct., Lisbon, July, 2015.

[5] E. Saraiva, Variação das propriedades mecânicas do aço relacionadas com problemas de impacto em estruturas., University of Coimbra, 2012.

[6] K. Vedantam, D. Bajaj, N.S. Brar, S. Hill, Johnson - Cook strength models for mild and DP 590 steels, AIP Conf. Proc. 845 I (2006) 775–778.

[7] J. Ribeiro, A. Santiago, C. Rigueiro, L. Simões da Silva, Analytical model for the response of T-stub joint component under impact loading, J. Constr. Steel Res. 106 (2015) 23–34.

[8] H. Fransplass, M. Langseth, O.S. Hopperstad, Tensile behaviour of threaded steel fasteners at elevated rates of strain, Int. J. Mech. Sci. 53 (2011) 946–57.

[9] G. Johnson, W. Cook, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, in: Proc. 7th Int. Symp. Ballist., The Hague, The Netherlands, 1983: pp. 541–7.

[10] J. Malvar, J. Crawford, Dynamic increase factors for steel reinforcing bars, in: Twenty-Eighth DDESB Semin., Orlando, n.d. https://doi.org/10.1061/(ASCE)CF.1943-5509.0000971.

[11] T. McAllister, World Trade Center building performance study: data collection, preliminary observations and recommendations., Federal Emergency Management Agency, Federal Insurance and Mitigation Administration, 2002.

[12] Arup, Review of international research on structural robustness and disproportionate collapse, Department for Communities and Local Government, 2011.

[13] FREEDAM, FREE from DAMage Steel Connections, Final Report, 2019.

[14] M. D'Antimo, Impact characterization of innovative seismically designed connections for robustness application, 2020.

[15] A.F. Santos, Behaviour of friction joints under impact loads, University of Coimbra, PhD thesis, 2019.

[16] Eurocode 3, Design of steel structures. Part 1.8: Design of joints, Brussels, Belgium, 2010.

[17] P. Barata, A. Santiago, J.P.C. Rodrigues, C. Rigueiro, Development of an experimental system to apply high rates of loading, Int. J. Struct. Integr. 7 (2016) 291–304.

[18] W.-S. Lee, C.-F. Lin, Impact properties and microstructure evolution of 304L stainless steel, Mater. Sci. Eng. A. 308 (2001) 124–135.

[19] W.E. Luecke, J.D. McColskey, C.N. McCowan, S.W. Banovic, R.J. Fields, T. Foecke, T.A. Siewert, F.W. Gayle, Mechanical Properties of Structural Steels, Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster, NIST NCSTAR 1-3D;, 2005.

[20] J. Ribeiro, A. Santiago, C. Rigueiro, L.S. Da Silva, Analytical model for the response of T-stub joint component under impact loading, J. Constr. Steel Res. 106 (2015) 23–34.

[21] Abaqus, Abaqus Theory Manual, 2011.

[22] A.F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, Analytical assessment of the friction dampers behaviour under different loading rates, J. Constr. Steel Res. 158 (2019) 443–459. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.04.005.

[23] A.F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, Analytical assessment of the friction dampers behaviour under different loading rates, J. Constr. Steel Res. 158 (2019) 443–459.

[24] Np En 1993-1-8, Norma Portuguesa - Eurocódigo 3 - Projeto de estruturas de aço, Inst. Port. Da Qual. (2010) 146.

[25] A.F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, L. Simões da Silva, Response of friction joints under different velocity rates, J. Constr. Steel Res. 168 (2020). https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106004.

[26] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable gr10 . 9 bolt assemblies, J. Constr. Steel Res. 124 (2016) 77–90.

[27] E. Munoz Garcia, J.. Davidson, A. Tyas, Analysis of the response of structural bolts subjected to rapid rates of loading, in: 4th Eur. Conf. Steel Compos. Struct. - EUROSTEEL, Mastricht, The Netherlands, 2005.

[28] E.L. Grimsmo, A.H. Clausen, A. Aalberg, M. Langseth, A numerical study of beam-to-column joints subjected to impact, Eng. Struct. 120 (2016) 103–115.

[29] M. Latour, M. D'Aniello, M. Zimbru, G. Rizzano, V. Piluso, R. Landolfo, Removable friction dampers for low-damage steel beam-to-column joints, Soil Dyn. Earthq. Eng. 115 (2018) 66–81.

[30] M. D'Antimo, M. Latour, J.-F. Rizzano, Gianvittorio Demonceau, Experimental and numerical assessment of steel beams under impact loadings, J. Constr. Steel Res. 158 (2019) 230–247. https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0002288.

[31] M. D'Antimo, M. Zimbru, M. D'Aniello, J.-F. Demonceau, J.-P. Jaspart, R. Landolfo, Preliminary finite element analyses on seismic resistant FREE from DAMage beam to column joints under impact loading, 2018. https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.763.592.

[32] M.D. Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable gr10 . 9 bolt assemblies, J. Constr. Steel Res. 124 (2016) 77–90. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.05.017.

[33] M. D'Aniello, R. Tartaglia, S. Costanzo, R. Landolfo, Seismic design of extended stiffened end-plate joints in the framework of Eurocodes, J. Constr. Steel Res. 128 (2017) 512–527. https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.09.017.

[34] M.D. Aniello, M. Zimbru, M. Latour, A. Francavilla, Development and validation of design criteria for free from damage steel joints, 1 (2017). https://doi.org/10.1002/cepa.57.

[35] M. D'Aniello, M. Zimbru, R. Landolfo, M. Latour, G. Rizzano, V. Piluso, Finite element analyses on free from damage seismic resisting beam-to-column joints, in: COMPDYN 2017 - Proc. 6th Int. Conf. Comput. Methods Struct. Dyn. Earthq. Eng., 2017: pp. 802–814. https://doi.org/10.7712/120117.5458.17524.

[36] M.D. Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts, Steel Compos. Struct. 6 (2017) 643–658.

[37] M. D'Antimo, M. Latour, J. Jaspart, J. Demonceau, Numerical and experimental

investigation of simply supported steel beams under drop-weight impact tests, Ce/Papers. 3 (2019) 803–809. https://doi.org/10.1002/cepa.1137.

[38] M.S. Pavlovic, Resistance of Bolted Shear Connectors in prefabricated steel-concrete composite decks, (2013) 1–10.

[39] M. D'Antimo, M. Latour, G. Rizzano, J.-F. Demonceau, J.-P. Jaspart, Preliminary Study on beam-to-column joints under impact loading, Open Constr. Build. Technol. J. (2017).

[40] H. Wang, B. Yang, X.H. Zhou, S.B. Kang, Numerical analyses on steel beams with fin-plate connections subjected to impact loads, J. Constr. Steel Res. (2016). https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.05.016.

6.1 ÚVOD

V předchozích kapitolách bylo popsáno chování styčníků FREEDAM modelování experimentální a numerické odezvy obou sestav a třecích tlumičů. Vzhledem k nedostatku dat z experimentů s hodnocením chování konstrukcí v reálném měřítku s třecími spoji, jsou představeny výsledky experimentů konstrukcí ve skutečné velikosti připravených během projektu. Dříve bylo experimentálnímu chování ocelových konstrukcí v reálném měřítku při zemětřesení věnováno pouze několik prací. Pro nelineární výpočet časového průběhu odezvy to způsobuje nejistotu v rozsahu platnosti. Numerické modely se používají běžně. Inženýři si často nejsou vědomi omezení v rozsahu použití modelů. Důvodem je omezená dostupnost dat z experimentů konstrukcí v reálném měřítku, která se používají pro validaci analytických přístupů. Nedostatek dat vyplývá z limitů omezenými zdroji, dostupností zkušebního zařízení a obtížemi při zkoušení konstrukcí ve skutečné velikosti.

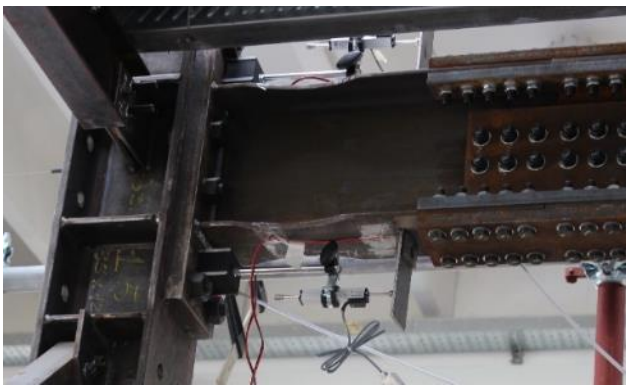
V kapitole je publikováno dynamické chování konstrukcí ve skutečném měřítku se styčníky FREEDAM a RBS (s redukovaným průřezem nosníku). Za tímto účelem byly v STRENGTH Laboratoři Univerzity v Salernu provedeny pseudodynamické zkoušky budov. Je třeba zdůraznit, že tyto zkoušky jsou součástí většího experimentálního programu, který se týká výzkumu v oblasti styčníků při zemětřesení. Pět různých typologií styčníků, které jsou všechny navrženy tak, aby poskytovaly rotační kapacitu vyšší, než je minimum požadované EN 1998-1 pro třídu duktility H: styčníky RBS s redukovaným průřezem nosníku (Reduced Beam Section); styčníky s malým poškozením (typ FREEDAM), spoje s rozšířenou čelní deskou (Extended End-Plate EEP), styčníky s dvěma T-profily (DST) a styčníky s dvěma T-profily ve tvaru X (DST-X). V současné době se plánované zkoušky zabývají provedením dvou experimentálních programů dvoupodlažní ocelové budovy v reálném měřítku se styčníky RBS v první skupině a styčníky FREEDAM ve druhé skupině. Hlavní výsledky pseudodynamických zkoušek jsou uvedeny v této kapitole. Ukazují výhody styčníků s malým poškozením ve srovnání se styčníky navrženými pomocí tradičních metod, které se běžně používají při návrhu styčníků nosníku na sloup.

6.2 ZKUŠEBNÍ BUDOVA

Zkušební budova je dvoupodlažní ocelová konstrukce složená ze dvou podélných rámů (MRF), které jsou příčně vyztuženy, aby se zabránilo nežádoucímu kroucení. Podélné rozpětí je 4 metry, příčné rozpětí je 2 metry a výška podlaží 2,40 metru. Vzhledem k tomu, že cílem studie je posouzení chování, které vykazují styčníky RBS a FREEDAM, pokud jsou použity v budově s reálným měřítkem, byla zkušební budova koncipována tak, aby umožňovala snadnou výměnu jak styčníků, tak poškozených konců sloupů nebo nosníků. Je tak možné provést dva experimentální programy, jeden pro každou analyzovanou typologii styčníků (obrázek 6.1). Cílem experimentů je posoudit seizmickou odezvu konstrukce vystavené sérii seismických událostí pomocí metody pseudodynamického zkoušení. Prostřednictvím této metody je seizmické chování konstrukce hodnoceno bez zavedení zrychlení podloží, ale s použitím několika hydraulických součinitelů a vyhodnoceno krok za krokem pomocí dynamických pohybových rovnic [1-3].

a) Zkušební budova se styčníky RBS

b) Zkušební budova se styčníky FREEDAM



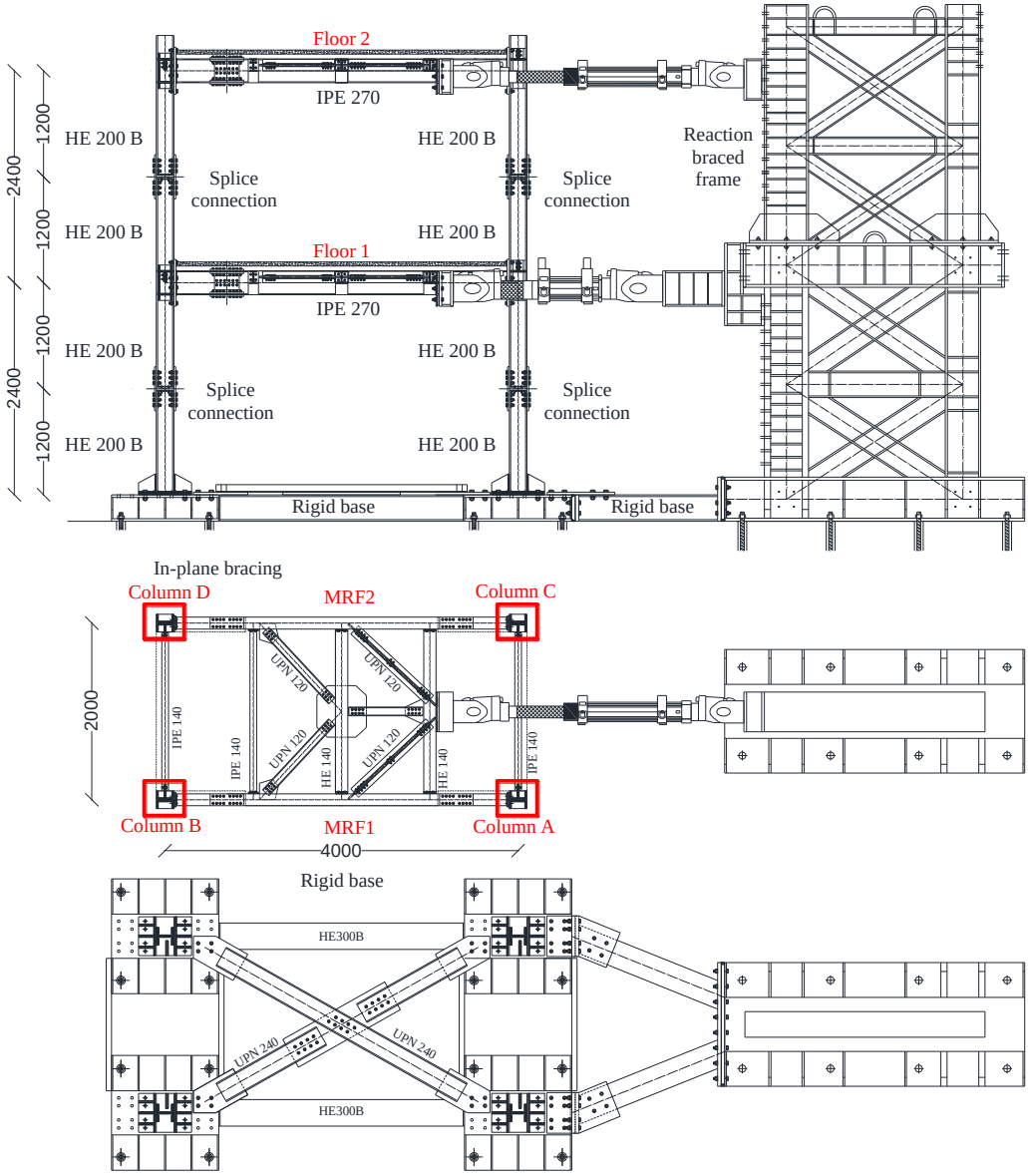
c) Styčník RBS

d) Styčník FREEDAM

Obrázek 6.52 – Zkušební budova a její styčníky

Stručně jsou popsány hlavní informace týkající se zkušební budovy. Podlahy jsou vyrobeny z ocelového trapézového plechu HI-BOND A55, který má včetně železobetonové desky celkovou výšku 100 mm. Deska přenáší zatížení na pět rovnoměrně rozmístěných sekundárních nosníků IPE 140 nebo HEB 140 (obrázek 6.2). Schéma nevykazuje žádné kompozitní chování, protože nebyly použity žádné smykové trny a mezi železobetonovou deskou a sloupy byla ponechána příslušná mezera, jak doporučuje i EN1998-1. Vetknuté ocelové patky upevněné vysokopevnostními tyčemi dywidag zajišťují připojení zkušební budovy k podlaze laboratoře.

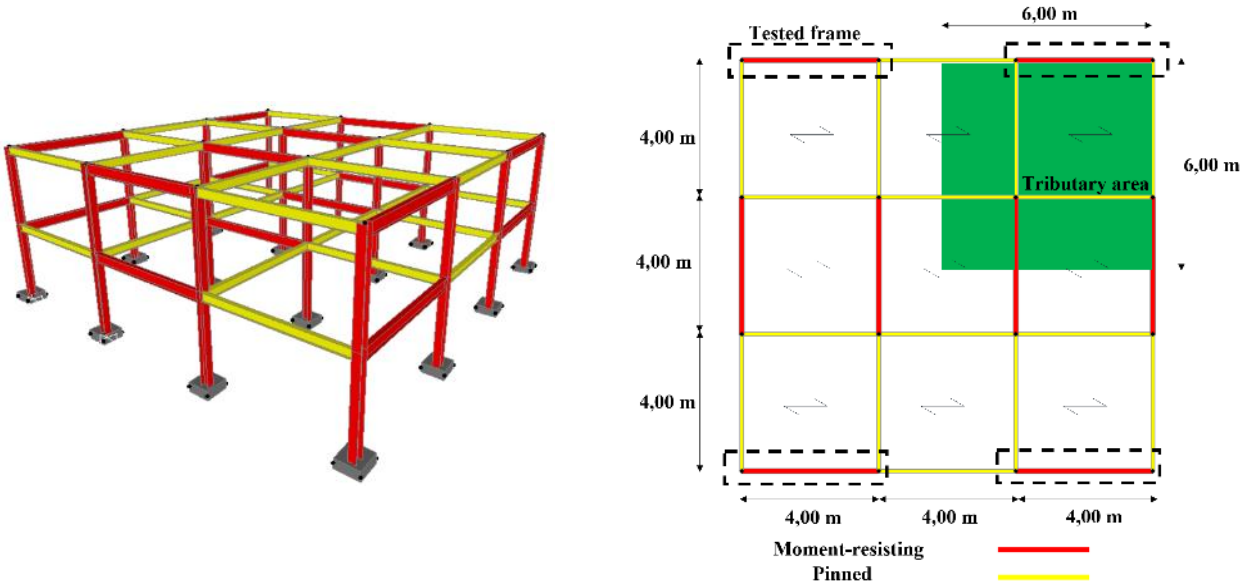
Tuhé základové diafragma spojuje ocelové patky zkušební budovy se základem ztužujícího rámu (Reaction braced frame).



Obrázek 6.53 – Zkušební budova (se styčníky RBS)

Pro konstrukční prvky byly použity nosníky IPE 270 vyrobené z oceli třídy S275JR a sloupy HEB 200 vyrobené z oceli třídy S355JR. Konstrukce rámu byla navržena podle Eurokódu 8 [4 a 5]. Konkrétně jsou rámy MRF navrženy pro třídu duktility H a konstrukční prvky byly navrženy s ohledem na požadavky v mezním stavu únosnosti i použitelnosti (součinitel duktility 6, spektrum Typu 1, návrhové zrychlení podloží 0,35g a půda typu B, 1% mezipatrový posun za provozních podmínek za předpokladu, že dělící stěny nesledují deformace hlavní konstrukce). Testovaná zkušební budova byla zvolena tak, aby prutové soustavy MRF byly reprezentativní a pro každý směr mají tři pole o délce 4 m (obrázek 6.3). Budova je charakterizována čtyřmi rámy MRF, označené červeně, zatímco zbývající styčníky jsou kloubově připojené (označené žlutě), viz obrázek 6.3. Návrhové hodnoty zatížení jsou následující: i) stálé zatížení 3,9 kN/m2 na podlaží a 3,6 kN/m2 na úrovni střechy; ii) proměnné zatížení 3 kN/m2 na podlaží a 0,5 kN/ 2 na

úrovni střechy. Zatěžovací plocha na každém rámu MRF odpovídá 1/4 celkové podlahové plochy. Hmotnost konstrukčních prvků a opláštění byla započítána navýšením hmotnosti asi o 10 %. Hmotnosti aplikované na každý rám se rovnají 19 tunám na první a 14,2 tunám na druhé úrovni.



a) 3D pohled na konstrukční schéma *b) Půdorys zkušební budovy*

Obrázek 6.54 – Referenční schéma přijaté pro návrh testovaných MRF

Experimentální program provedený v laboratoři STRENGTH na univerzitě v Salernu patří do širšího výzkumného programu zaměřeného na zkoumání vlivu různých styčníků nosníku na sloup na celkové seismické chování konstrukcí. Z tohoto důvodu je přijatá sekvence akcelerogramů stejná pro oba experimentální programy se styčníky RBS [5] a styčníky FREEDAM. Vybrané akcelerogramy a jejich špičky zrychlení podloží (agR) jsou uvedeny v tabulce 6.1. Je třeba zdůraznit, že během prvního experimentálního programu byl mezi Testem 1 a Testem 2 proveden další test, ale šlo o dílčí test, a z tohoto důvodu není dále uváděn.

Tabulka 6.8: Akcelerogramy použité pro zkoušky

Test č.	Akcelerogram	agR
1	Imperial Valley	1.10g
2	Spitak	0.80g
3	Umělý	0.50g
4	Santa Barbara	0.80g
5	Coalinga (částečný)	0.80g

6.3 PSEUDODYNAMICKÁ ZKOUŠKA SE STYČNÍKY RBS

V této části jsou popsána experimentální data z experimentálního programu, který se zabývá konstrukcemi se styčníky RBS.

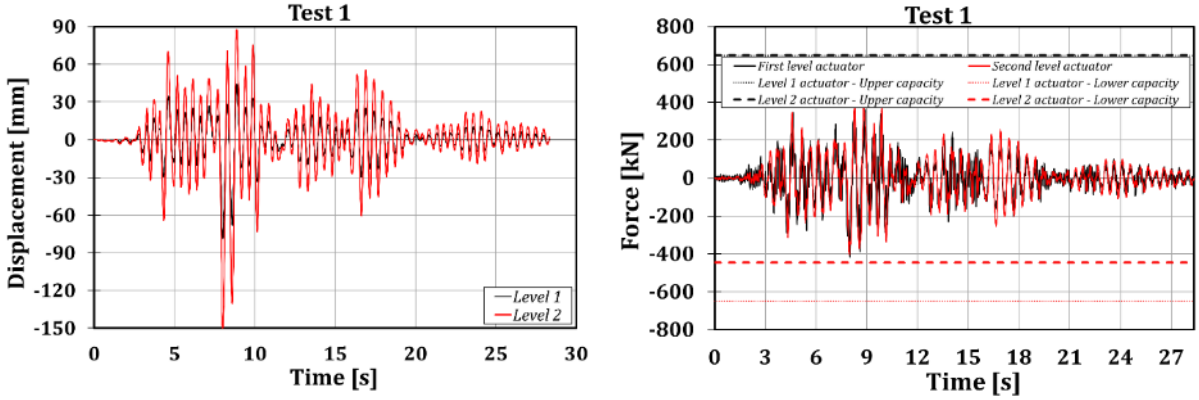
Z analýzy experimentálních výsledků lze očekávat, že u všech zkoušek došlo ke špičkám posunu podlaží a špičkám sil v hydraulickém válci ve stejném okamžiku. Aspekt souhlasí s očekávanou odezvou, protože konstrukce je pravidelná a první tvar kmitání je výrazný. V tabulce 6.2 jsou uvedeny hlavní výsledky.

Tabulka 6.9: Hlavní výsledky experimentu (konstrukce se styčníky RBS)

Imperial Valley 1.1g			Test 1	Test 2	Test 3	Test 4	Test 5
Maximální smyková síla v patce (kN)	**Tah**		-751	-652	-444	-586	-630
	Tlak		667	670	555	592	612
Posun v prvním podlaží (mm)	**Tah**		-78	-17	-29	-48	-47
	Tlak		44	85	40	41	62
Posun v úrovni střechy (mm)	**Tah**		-150	-34	-66	-99	-94
	Tlak		88	171	83	85	129
Maximální mezipatrový posun (%)	**Tah**	**Úroveň 1**	-3.3	-0.7	-1.2	-2.0	-2.0
		Úroveň 2	-3.0	-0.7	-1.5	-2.2	-2.0
	Tlak	**Úroveň 1**	1.9	3.5	1.7	1.7	2.6
		Úroveň 2	1.9	3.6	1.8	1.8	2.8

6.3.1 *Imperial Valley (agR = 1.10g)*

První test spočíval v aplikaci zrychlení podloží zaznamenaného stanicí umístěnou v Imperial Valley (USA) v roce 1979. Je důležité zdůraznit, že skutečné špičky zrychlení podloží byly rovné 0,37g, ale v tomto případě bylo použito zvětšené agR 1,10 g, což je asi trojnásobek skutečné hodnoty.

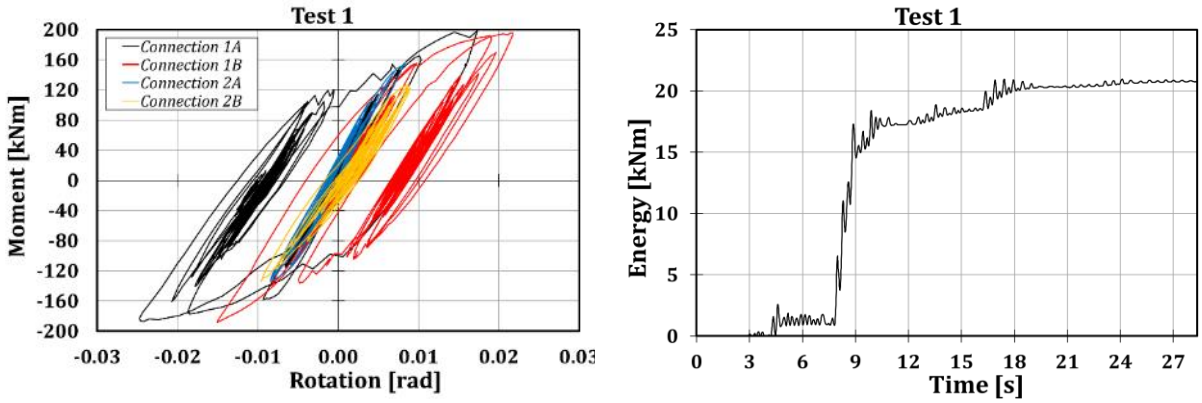


Obrázek 6.55 – Časový průběh posunu (vlevo) a síly (vpravo) pro test 1

Z obrázku 6.4 lze pozorovat, že hodnoty síly získané z hydraulického válce v první úrovni kolísají více než ve druhé úrovni. Je to hlavně kvůli přesnosti měřiče síly instalovaného ve válci MTS 243.60-02, který se vyznačuje nižší přesností. Zatímco horní válec (MTS 243.45-01) je vybaven snímačem tenzometrického tlaku, spodní ovladač je vybaven snímačem diferenčního

tlaku. Maximální smyková síla v základech, vodorovný posun a mezipatrový posun jsou shrnuty v tabulce 6.2.

Maximální mezipatrový posun je asi 3%, což vede k významnému plastickému zapojení konstrukčních prvků. Lokální měřicí zařízení ukázala, že jak styčníky RBS, tak patky sloupů byly poškozeny. Škoda byla větší pro styčníky RBS umístěné v prvním podlaží a nižší pro styčníky RBS v druhém podlaží. Hodnota síly ve styčníku při dosažení meze kluzu RBS je v souladu s návrhovými hodnotami (127,5 kNm).

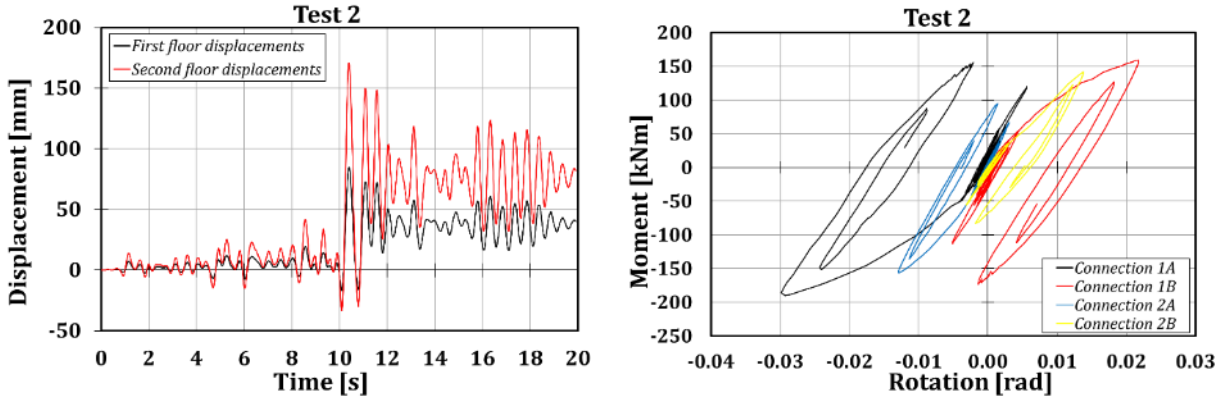


Obrázek 6.56 – Hysterezní křivky pro styčníky RBS (vlevo) a celková disipovaná energie (vpravo) pro Test 1 (MRF-1)

Míra poškození, ke které došlo v konstrukci v testu 1, byla způsobena významným počtem cyklů, které působily na styčníky RBS v prvním podlaží. Ukazují to hysterezní křivky styčníků uvedené na obrázku 6.5 vlevo. Na obrázku 6.5 vpravo je uvedena energie disipovaná ve styčníku vypočítaná z hysterezních křivek. Stojí za zmínku, že maximální lokální natočení styčníků RBS je nižší než 30 mrad, což je blízko požadavku EC8 na styčníky nosníku na sloup pro třídu duktility H a ohybově tuhou prutovou soustavu MRF (35 mrad).

6.3.2 *Spitak (agR = 0.80g)*

Druhý akcelerogram se lišil od předchozího, protože byl charakterizován pouze velkou amplitudou, zatímco předchozí byl charakterizován vyšším počtem vrcholů. Tato vlastnost je patrná z výsledků: pro zemětřesení Spitak existuje pouze jedna hlavní plastická větev v diagramu, charakterizovaná mezipatrovým posunem přibližně 3,6%, zatímco ve všech ostatních případech zůstává konstrukce prakticky elastická. To lze jasně vyvodit z analýzy lokálních měření v pracovním diagramu pro styčníky RBS (obrázek 6.6). Lze poznamenat, že pracovní diagram nejvíce namáhaného styčníku RBS je charakterizován maximálním natočením asi 30 mrad, s ohybovým momentem asi 200 kNm.

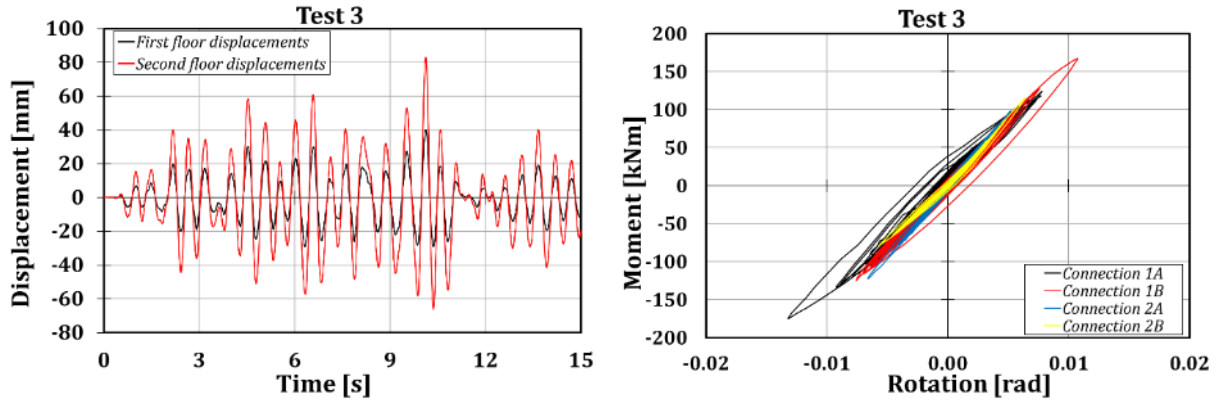


Obrázek 6.57 – Časový průběh posunu (vlevo) a pracovní diagram (vpravo) pro test 2

Je užitečné si povšimnout, že tato maximální hodnota momentu je daleko za očekávanou hodnotou ohybového momentu určenou jako kontrolní ve fázi návrhu styčníku, která byla stanovena s uvážením plného využití plastické oblasti a zpevněním materiálu (140 kNm). To znamená, že součinitel zvýšené pevnosti 1,1 navrhovaný EC8 je do značné míry podceňován. Ve skutečnosti je v tomto případě poměr mezi naměřeným ohybovým momentem a návrhovou hodnotou plastické únosnosti styčníku RBS roven asi 1,6. Tato hodnota zvýšené pevnosti, výrazně překračující hodnotu danou ustanoveními v normě, je pravděpodobně způsobeno snížením poměru šířky a tloušťky pásnic nosníku v oblasti redukovaného průřezu nosníku, které prakticky zabraňují lokálnímu boulení, jak dokazuje tvar porušení způsobený trhlinou v pásnici nebo svaru.

6.3.3 *Umělý akcelerogram (agR = 0.50g)*

Třetí akcelerogram byl uměle vytvořen nástrojem SIMQKE, aby odpovídal přijatému návrhovému spektru. Tato volba byla provedena s cílem prozkoumat účinky zemětřesení charakterizovaného vysokým počtem amplitud zrychlení. V tomto případě bylo zvoleno zrychlení podloží (agR) 0,50 g.



Obrázek 6.58 – Časový průběh posunu (vlevo) a pracovní diagram (vpravo) pro test 3

Během třetího testu dosáhly styčníky RBS v prvním podlaží hodnot ohybového momentu asi 170 kNm, zatímco ve druhém podlaží byly styčníky RBS poškozeny jen mírně, s maximálními ohybovými momenty 120 kNm a natočeními nižší než 10 mrad, obrázek 6.7. Maximální smyková síla v patce byla 555 kN a maximální posun střechy asi 83 mm, což vedlo

k maximálnímu mezipatrovému posunu 1,8%. Pokud jde o pracovní diagram, styčníky RBS zůstaly prakticky v pružné oblasti.

6.3.4 *Santa Barbara (agR = 0.80g)*

Test 4 spočíval v použití akcelerogramu Santa Barbara. Test neprokázal žádnou další významnou plastifikaci styčníků RBS a chování konstrukce zůstalo téměř v pružné oblasti, jak je zřejmé z pozorování posunů podlaží a hysterezních křivek uvedených na obrázku 6.8. Všechny hlavní výsledky týkající se této zkoušky jsou uvedeny v tabulce 6.2.

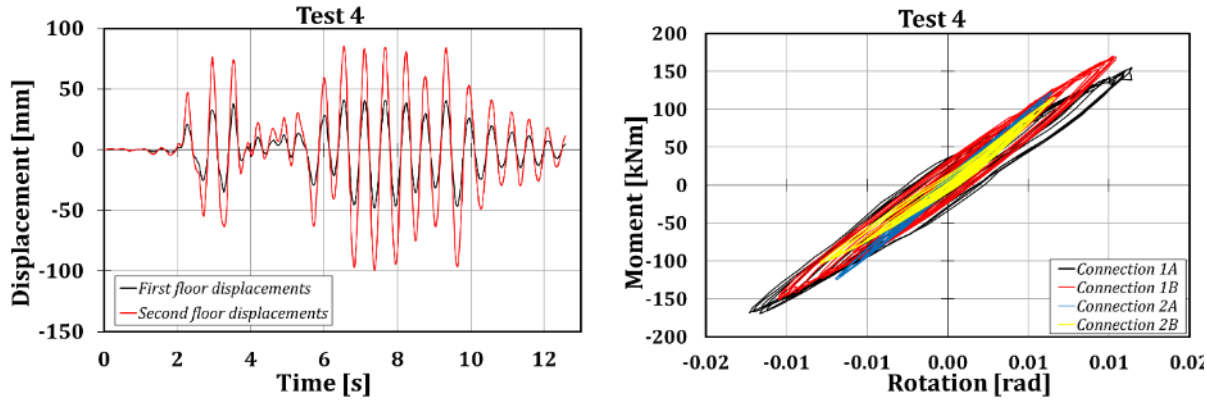
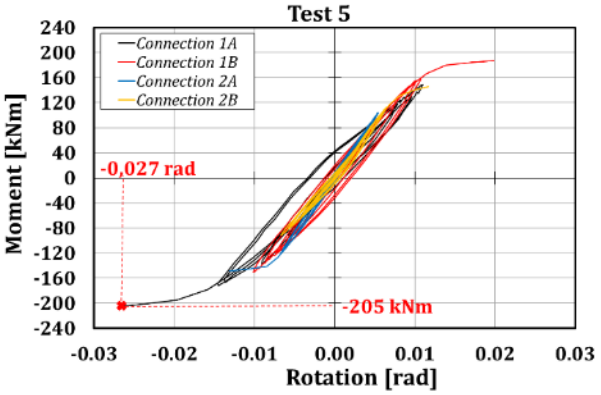


Figure 6.59 – Časový průběh posunu (vlevo) a pracovní diagram (vpravo) pro test 4

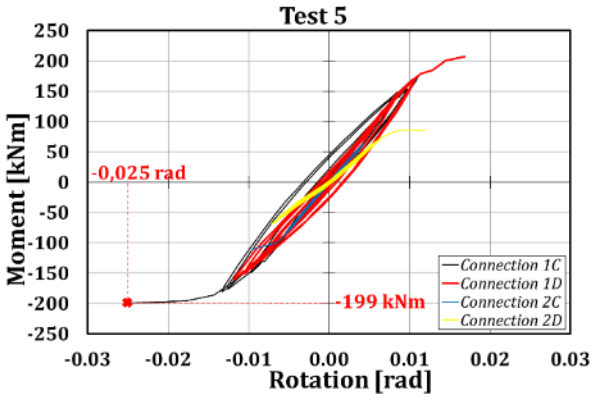
6.3.5 *Coalinga (agR = 0.80g)*

Porušení konstrukce bylo dosaženo během zkoušky 5. Poslední zkouška byla přerušena po porušení dvou styčníků RBS umístěných v prvním podlaží budovy, na dvou protilehlých rámech, na straně hydraulických válců (obrázek 6.9). Porušení bylo iniciováno lokálním selháním svaru ve styčníku RBS-1A následované porušením styčníku RBS-1C v důsledku přerozdělení sil, které vedlo ke kroucení a přetížení protilehlého rámu. Lokální porušení styčníku RBS-1A bylo přičítáno dosažení únavové pevnosti svaru a neočekávaně vysokému ohybovému momentu působícímu na úrovni pásnice sloupu. Je třeba poznamenat, že ohybový moment při porušení styčníku RBS-1A byl roven 205 kNm. Tato hodnota, jak již bylo dříve zdůrazněno, je větší než návrhová únosnost styčníku RBS asi o 60 %, obrázek 6.9.

Přestože porušení svaru, který spojuje pásnici nosníku a pásnici sloupu, je tvarem porušení, který se v případě styčníků RBS neočekává, je třeba vzít v úvahu, že zatěžovací protokol, který se běžně používá v experimentálních analýzách cyklického chování styčníků RBS prováděných na jednoduchých soustavách nosníku a sloupu, je odlišný od zatížení vyskytujícího se ve styčnících nosníku na sloup testované dvoupodlažní budovy. Zdá se, že porušení svaru může být důsledkem únavy způsobené opakovanými zemětřeseními, jejichž působení celkově vede k vysokému počtu cyklů s relativně malými amplitudami, které nejsou schopny vést k lokálnímu boulení. Malé množství cyklů s velkou amplitudou nezpůsobilo lokální boulení kvůli zmenšení poměru šířky k tloušťce pásnic nosníku v oblasti redukovaného průřezu.



a) Test 5 – Sloupy A-B, 1. a 2. podlaží



b) Test 5 – Sloupy C-D, 1. a 2. podlaží

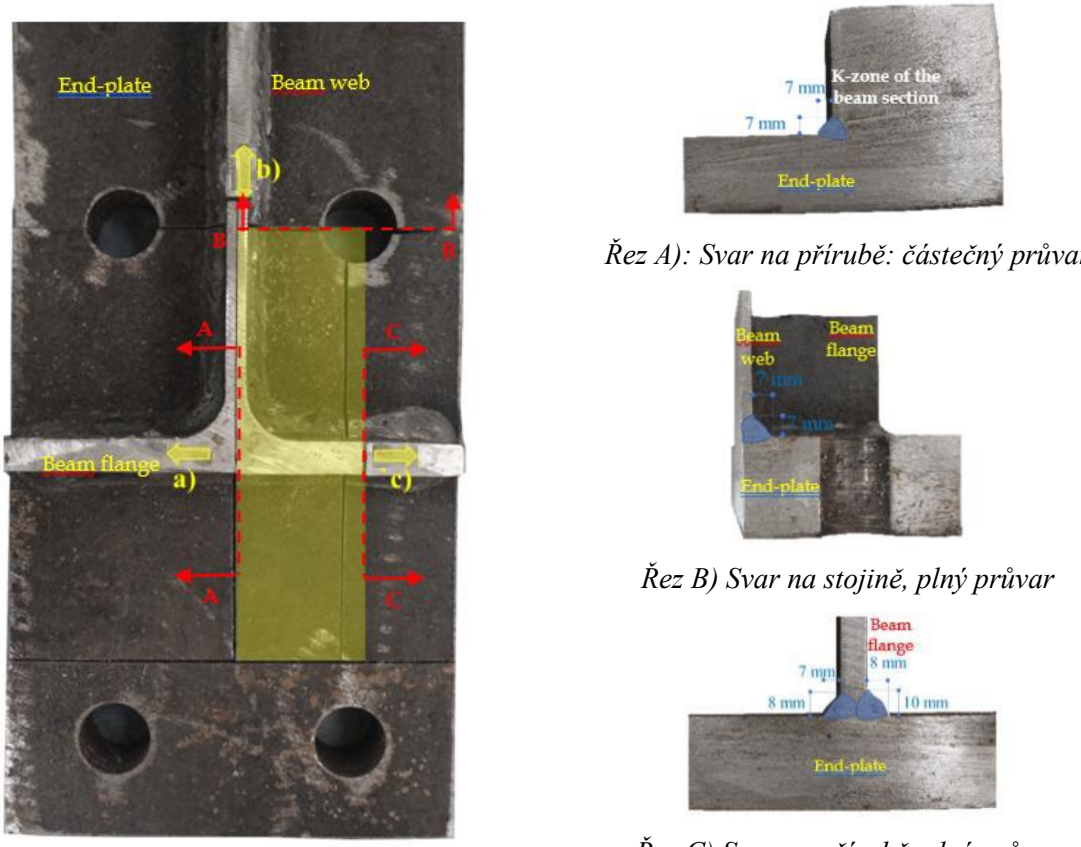
c) Porušení svaru styčníku RBS 1A

d) Porušení ve styčníku RBS 1C

Obrázek 6.60 – Hysterezní křivky porušených styčníků RBS (nahoře) a odpovídající tvary porušení (dole)

Po skončení zkoušky byl z náhradního styčníku RBS (ze stejného plechu a materiálu) vyříznut a zkontrolován detail svaru pro kontrolu přesnosti. Z průzkumu vyplynulo, že detail plně provařeného tupého spoje byl proveden správně a bez významných vad (obrázek 6.10).

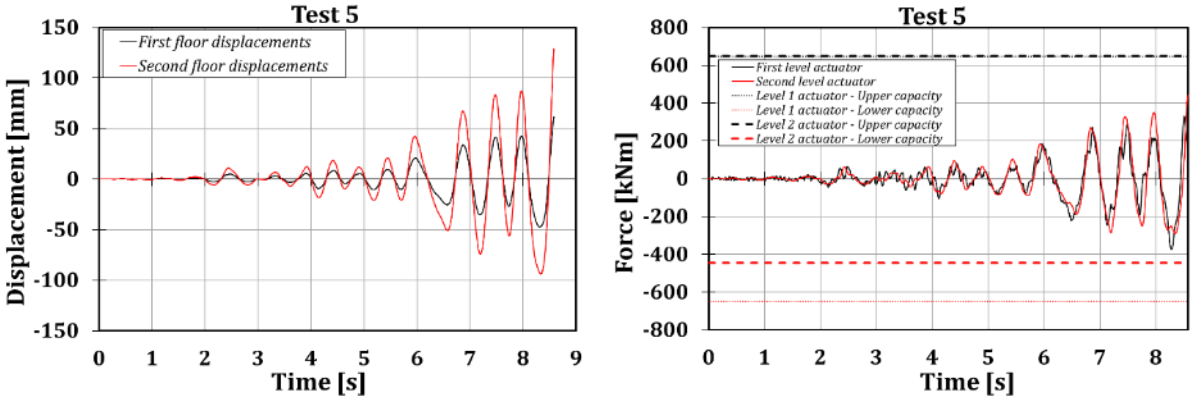
Přijatá typologie detailů svaru je v souladu s předpisy EN1993 [6] a EN1998-1 a e v souladu s údaji uvedenými v AISC Steel Design Guide [7]. Svary nosníku a čelní desky, jak je doporučeno v AISC Steel Design Guide, nemají přístupové otvory ve stojině nosníku, aby se zabránilo předčasnému lomu pásnice nosníku v důsledku koncentrace napětí [8]. Proto, jak je uvedeno na obrázku 6.10, byla pásnice nosníku připojena tupými svary pod úhlem 45° s plným provařením, řez C-C, s výjimkou oblasti pásnice přímo nad stojinou nosníku, která byla připojena tupým svarem s částečným provařením na vnější straně a koutovými svary v kořenech, řez A-A. Vzhledem k tomu, že detail je v souladu s hlavními normovými pravidly, získaný výsledek potvrzuje, že křehký lom ve svaru musí být na jedné straně přičítán podcenění součinitele zvýšené pevnosti použitého v návrhu a na druhé straně přijatým pravidlům pro návrh svarů, které pravděpodobně nesprávně zohledňují účinky únavové životnosti, které mohou nastat v důsledku opakovaných seismických událostí. Výsledek zdůrazňuje potřebu dalšího výzkumu věnovaného posouzení seismické odezvy typických svarových detailů při zemětřesení a jejich nízkocyklové únavové životnosti.



Obrázek 6.10 - Porušený vzorek RBS a poškození

Zkoušené styčníky RBS byly vystaveny sérii pěti destruktivních seismických událostí, což je závažný stav, který běžná návrhová situace obvykle nevyžaduje. Přestože konečný tvar porušení nebyl uspokojivý, chování prutové soustavy MRF bylo spolehlivé a potvrdilo dobrou disipaci energie styčníků RBS.

Na obrázku 6.11 jsou znázorněny posuny podlaží a síly zaznamenané hydraulickými válci. Další podrobnosti jsou uvedeny v tabulce 6.2.



Obrázek 6.61 – Posun podlaží (vlevo) a síly v hydraulických válcích (vpravo) pro test 5

6.4 PSEUDO-DYNAMICKÁ ZKUŠKA SE STYČNÍKY FREEDAM

V této části jsou uvedena a diskutována data experimentálního programu týkajícího se konstrukce se styčníky FREEDAM. Seismická vstupní data jsou stejná jako v předchozím programu. Volba umožní srovnání seismického chování konstrukcí, které mají dva rozdílné typy analyzovaných styčníků. V tabulce 6.3 jsou shrnuty hlavní výsledky programu.

Tabulka 6.10: Hlavní výsledky experimentu (konstrukce se styčníky FREEDAM)

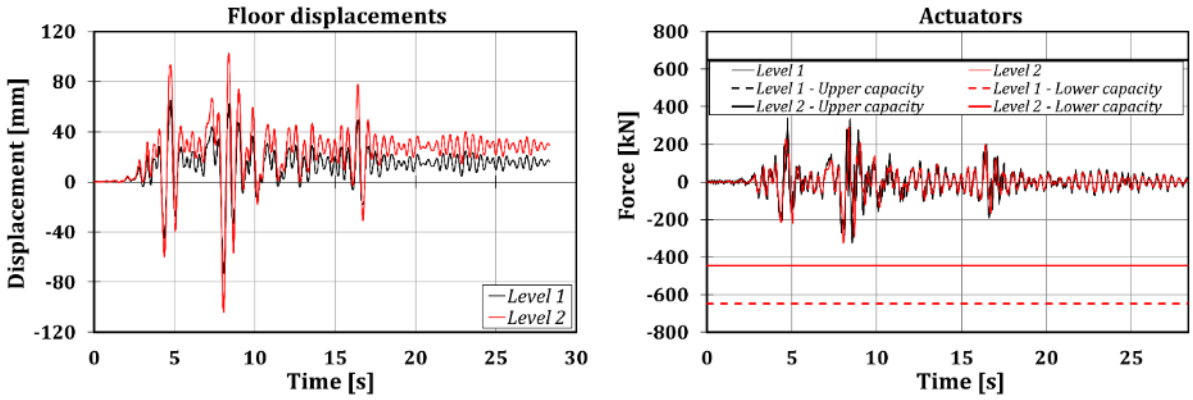
Imperial Valley 1.1g			**Test 1**	**Test 2**	**Test 3**	**Test 4**	**Test 5**
Maximální smyková síla v patce (kN)		**Tah**	-537	-447	-272	-388	-439
		Tlak	477	470	347	483	495
Posun v prvním podlaží (mm)		**Tah**	-73	-53	-41	-56	-72
		Tlak	65	79	38	52	61
Posun v úrovni střechy (mm)		**Tah**	-104	-84	-75	-89	-112
		Tlak	103	112	52	70	85
Maximální mezipatrový posun (%)	**Tah**	**Úroveň 1**	-3.0	-2.2	-1.7	-2.3	-3.0
		Úroveň 2	-1.3	-1.3	-1.4	-1.4	-1.7
	Tlak	**Úroveň 1**	2.7	3.3	1.6	2.2	2.5
		Úroveň 2	1.6	1.4	0.6	0.7	1.0

6.4.1 *Imperial Valley (agR = 1.10g)*

První test spočíval v použití akcelerogramu Imperial Valley, který byl použitý také v prvním experimentálním programu. Bohužel kvůli technickým problémům, které se vyskytly u externích snímačů během tohoto testu, nejsou k dispozici žádná data o odezvě styčníků. Proto lze publikovat pouze posun podlaží a síly zaznamenané hydraulickými válci, jak je znázorněno na obrázku 6.12.

Posuny v prvním a druhém podlaží dosáhly maximálních hodnot 73, respektive 104 mm, a maximální smyková síla v patce byla 537 kN, tabulka 6.3. Ke špičkám posunu podlaží a špičkám sil v hydraulickém válci došlo ve stejném okamžiku, jak bylo očekáváno, protože konstrukce je pravidelná a je charakterizována prvním vlastním tvarem kmitání. Další relevantní aspekt souvisí se skutečností, že třecí tlumiče nezajistily vycentrování konstrukce, protože na konci zkoušky došlo ke zbytkovým posunům, 16 mm v prvním a 29 mm ve druhém patře.

Během této zkoušky byly některé z třecích tlumičů vystaveny prokluzu. S odkazem na tabulku 6.3 lze poznamenat, že maximální mezipatrové posuny dosáhly 3 % v prvním a 1,6 % ve druhém podlaží, značně za mezní elastickou únosností konstrukce rovnou přibližně 1 %, jak se předpokládá v návrhové fázi.

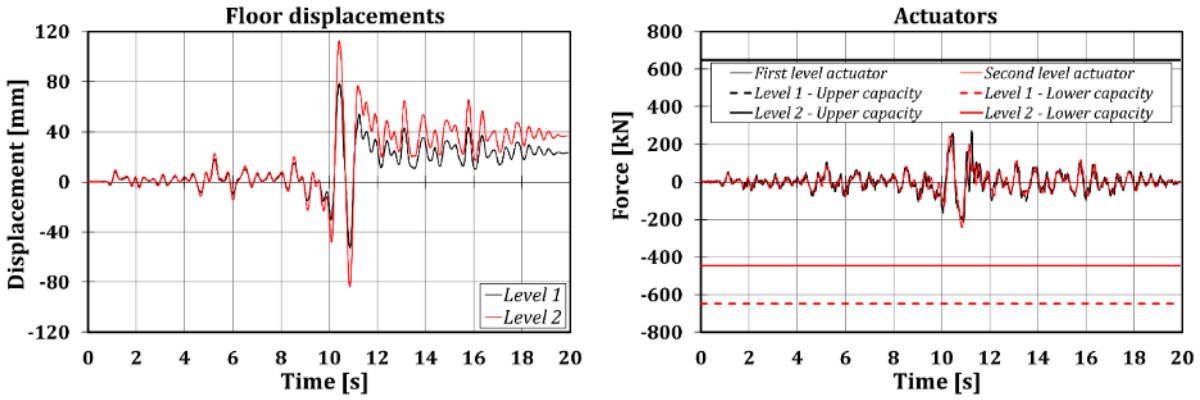


Obrázek 6.62 – Test 1: posun podlaží (vlevo) a síly v hydraulickém válci (vpravo)

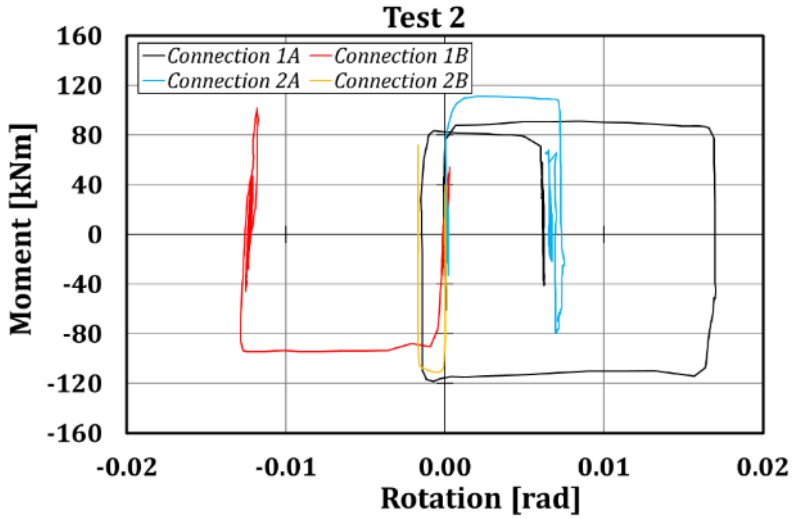
6.4.2 *Spitak (agR = 0.80g)*

U druhého testu byla zkušební budova vystavena zemětřesení Spitak. V tomto případě jsou k dispozici také experimentální data odkazující na chování styčníků. Pokud jde o akcelerogram, je třeba zdůraznit důležitou vlastnost: jeho časový průběh je charakterizován pouze jedním významným vrcholem amplitudy, jak již bylo zdůrazněno u výsledků předchozího experimentálního programu. Aspekt se odráží ve výsledcích: zkušební budova zaznamenala pouze jednu hlavní plastickou větev v diagramu, jak je zřejmé z obrázku 6.13, kde jsou zobrazeny výsledky posunu podlaží a sil v hydraulických válcích.

I když bylo pozorováno snížení maximální smykové síly v základech o 15% ve srovnání s testem 1, lze pozorovat mírně větší maximální posun střechy (112 mm vs. 104 mm) a maximální mezipatrový posun rovný 3,3 % v prvním podlaží. Navíc v tomto případě jsou maximální mezipatrový posuny v druhém podlaží nízké. Na obrázku 6.14 je uvedena lokální odezva na příkladu hysterezních křivek závislosti momentu na natočení. Z tohoto obrázku lze pozorovat, že podle očekávání byly získány široké a stabilní hysterezní křivky obdélníkového tvaru. Přesto lze poznamenat asymetrické chování styčníků, protože absolutní hodnoty maximálního a minimálního ohybového momentu jsou 80 kNm, respektive 120 kNm. To je v souladu s asymetrickým chování styčníku, na které již poukazují experimentální zkoušky sestav jednoduchých styčníků nosníku na sloup [9], jak je popsáno v předchozí kapitole. Vzhledem k tomu, že akcelerogram Spitak je charakterizován jedním hlavním vrcholem, byl experimentálně potvrzeno předpoklad, že třecí tlumiče vykazují pouze jedno proklouznutí, které odpovídá dosažení špičky zrychlení podloží. Maximální natočení bylo dosaženo ve styčníku 1A a jeho hodnota je 17 mrad. Ostatní styčníky dosáhly nižších hodnot natočení. Zejména v druhém podlaží dosáhlo natočení styčníku hodnot 0,007 a 0,002 rad.



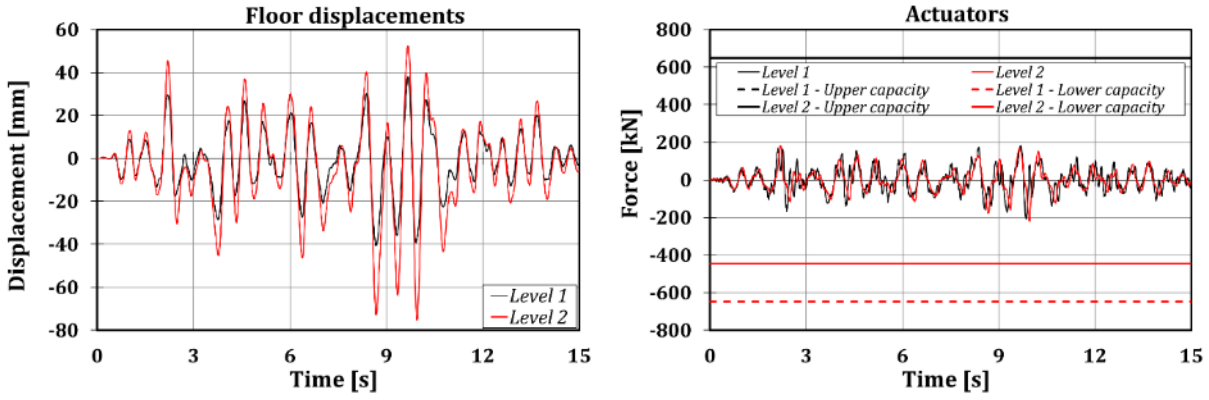
Obrázek 6.63 – Test 2: posun podlaží (vlevo) a síly v hydraulických válcích (vpravo)



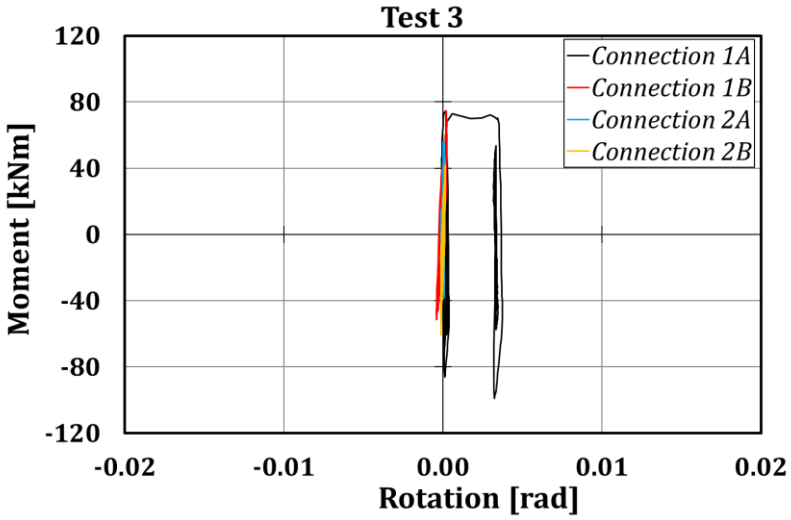
Obrázek 6.64 – Test 2: pracovní diagram styčníků FREEDAM prutové soustavy MRF-1

6.4.3 *Umělý akcelerogram (agR = 0.50g)*

S tímto uměle vytvořeným akcelerogramem, který byl vybrán kvůli konzistenci s konstrukcí testovanou v předchozím experimentálním programu, zůstaly rámy MRF téměř v pružné oblasti bez dalších zbytkových posunů, obrázek 6.15. Lokální měření v tomto testu také naznačují malé plastické využití konstrukce, protože pouze styčník 1A byl zapojen v plastické oblasti, přičemž došlo k natočení pouze 4 mrad, obrázek 6.16.



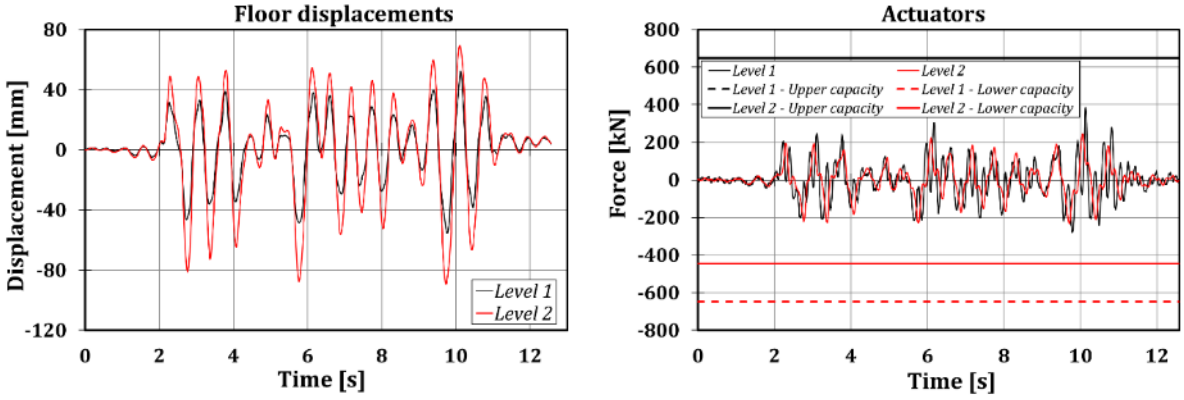
Obrázek 6.65 – Test 3: posun podlaží (vlevo) a síly v hydraulických válcích (vpravo)



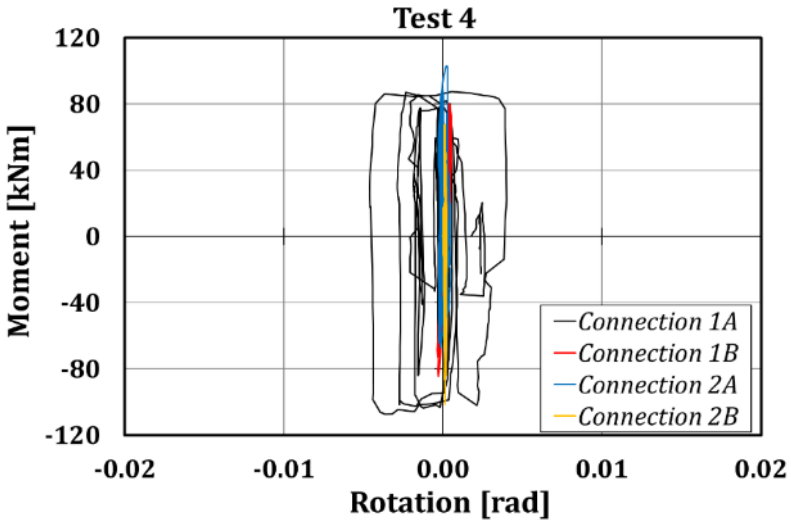
Obrázek 6.66 – Test 3: pracovní diagram styčníků FREEDAM prutové soustavy MRF-1

6.4.4 *Santa Barbara (agR = 0.80g)*

Čtvrtý test spočíval v aplikaci zrychlení podloží zaznamenaného stanicí umístěnou v Santa Barbaře (USA) v roce 1978. I když je časový průběh charakterizován špičkami s příslušnou amplitudou, přijaté zrychlení podloží (0,80 g) umožnilo pouze mírný prokluz v třecích tlumičích. Celkové chování je podobné jako uvedené pro Test 3: posun podlaží nepřesáhl 60 mm v prvním, respektive 90 mm ve druhém patře, což v prvním podlaží vyvolalo maximální mezipatrový posun 2,3 %, obrázek 6.17. Na konci zkoušky nebyly pozorovány žádné zbytkové posuny. Také v tomto případě, podobně jako v Testu 3, byl aktivován pouze styčník 1A. Jeho maximální natočení bylo 4,6 mrad, obrázek 6.18.



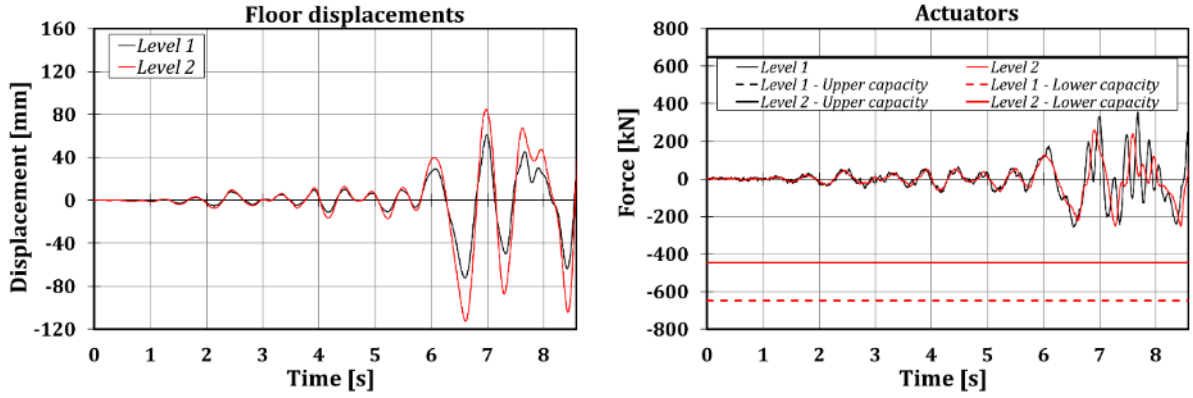
Obrázek 6.67 – Test 4: posun podlaží (vlevo) a síly v hydraulických válcích (vpravo)



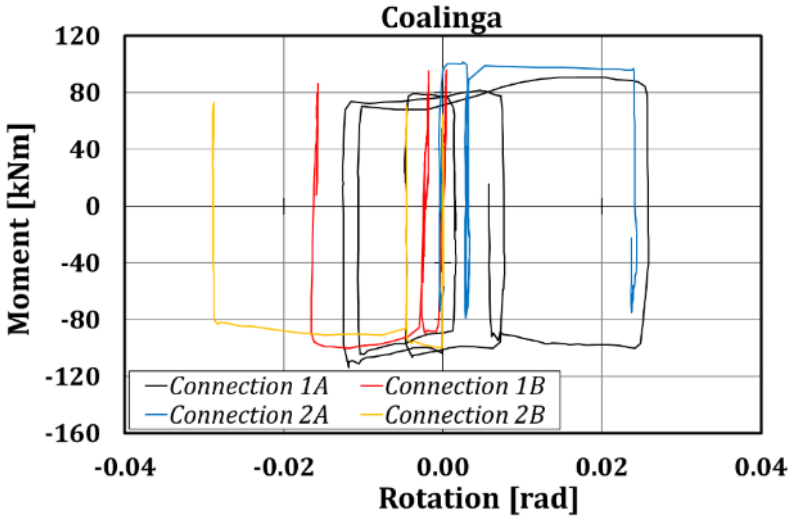
Obrázek 6.68 – Test 4: pracovní diagram styčníků FREEDAM prutové soustavy MRF-1

6.4.5 *Coalinga (agR = 0.80g)*

Během posledního testu došlo k větší disipaci energie. Tato zkouška nebyla dokončena kvůli technickému problému (ztráta kontroly), který vedl k významnému poškození prvku spojujícího zkušební budovu a hydraulický válec umístěný v prvním podlaží. Toto poškození nastalo po 8,58 s ve stejném okamžiku, kdy došlo ke křehkému lomu prvního styčníku RBS v prvním experimentálním programu. Na obrázku 6.19 jsou uvedeny hysterezní křivky a časový průběh posunu testu 5, které potvrzují výše uvedené hlavní výsledky. Maximální posun podlaží na úrovni střechy je 112 mm (stejná hodnota, jakou má konstrukce v testu 2). Hysterezní křivky se vyznačují asymetrií, pokud jde o kladné a záporné ohybové momenty. Kromě toho lze pozorovat, že špičky momentů se snižovaly se zvyšujícím se počtem cyklů. Je to dáno snížením utahovacího momentu předpjatých vysokopevnostních šroubů způsobeného využitím třecích podložek, obrázek 6.21.

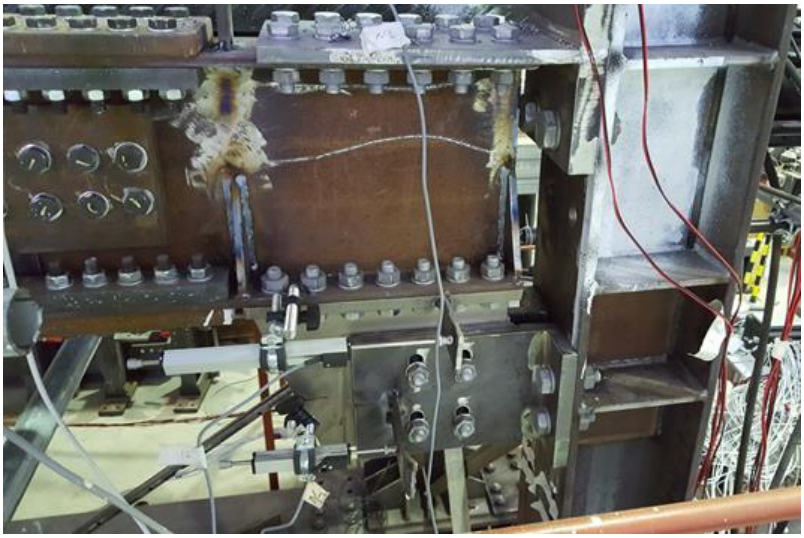


Obrázek 6.69 – Test 5: posun podlaží (vlevo) a síly v hydraulických válcích (vpravo)



Obrázek 6.70 – Test 5: pracovní diagram styčníků FREEDAM prutové soustavy MRF-1

Na konci druhého experimentálního programu nebylo pozorováno žádné poškození konstrukce, protože jedinými prvky, které přispěly k disipaci seismické energie, byly třecí podložky patřící do styčníku FREEDAM.



Obrázek 6.71 – Styčník FREEDAM 1A na konci experimentálního programu

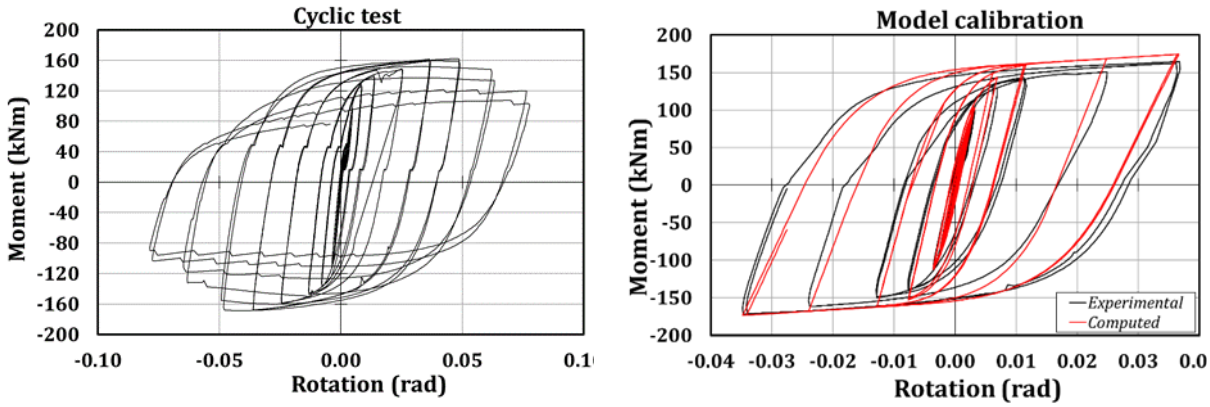
6.5 NUMERICKÁ ANALÝZA SEIZMICKÉ ODEZVY

6.5.1 *Konstrukce se styčníky RBS*

V úvodní fázi návrhu zkušební budovy, jehož cílem bylo doplnit zkušební data a provést předpověď seizmické odezvy, byl pomocí softwaru SeismoStruct vyvinut nelineární 3D konečně prvkový model konstrukce se styčníky RBS [10] (obrázek 6.22). Nelinearita seismické odezvy konstrukce byla modelována kombinací koncentrované a distribuované plasticity. Konkrétně byly konstrukční prvky modelovány pomocí nepružných prvků založených na síle, které zohledňují geometrické a materiálové nelinearity s přístupem rozprostřené plasticity.

Obrázek 6.72 – 3D model zkušební budovy se styčníky RBS

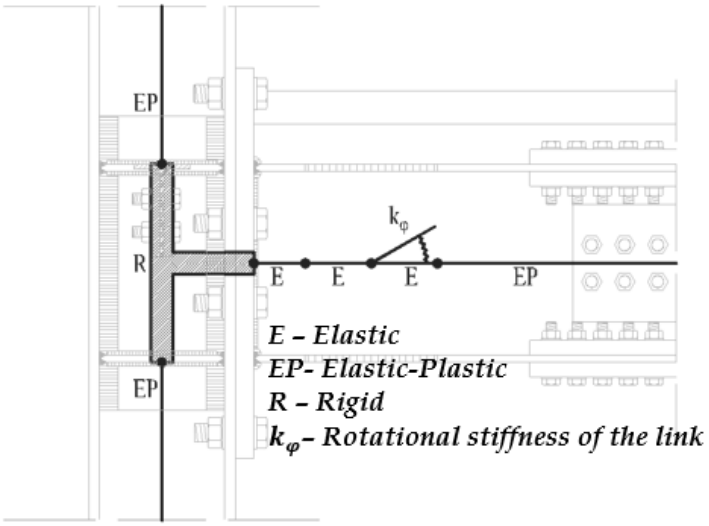
Konečný prvek je charakterizován pěti integračními body, které byly rozděleny na alespoň 150 vláken. Toto rozdělení je obvykle dostačující k zajištění přiměřené přesnosti při výpočtu křivek vycházejících ze vztahů mezi napětím a deformací. Pro modelování diafragmat v podlažích byly použity pevné vazby, zatímco koncentrované hmoty byly umístěny ve středu rozpětí. Konstrukční detail styčníků nosníku na sloup použitý v modelu byl již publikován v předchozí práci stejných autorů. Zkušební vzorek měl styčník RBS se stejnou geometrií a podobnou třídou oceli. Výsledky tohoto experimentálního testu [11] byly použity v této práci ke kalibraci nelineární pružiny, která modeluje odezvy RBS styčníků. Pracovní diagram styčníku RBS testovaná v [11] je uvedena na obrázku 6.23 s odkazem na ohybový moment a natočení vypočtené v ose styčníku RBS. Zejména bylo modelováno chování styčníku RBS s využitím distribučního prvku [12]. Typ prvku je jedním z úplnějších a složitějších hysterezních modelů dostupných v současném komerčním softwaru. Jeho hlavní nevýhodou však je, že je založen na velkém počtu parametrů, díky nimž je proces kalibrace složitý. Hodnoty byly získány nástrojem Multical [13], který minimalizoval rozptyl mezi experimentální a modelovanou křivkou jak z hlediska disipace energie, tak z hlediska cyklické odezvy. MultiCal je nástroj pro kalibraci hysterezních modelů založených na genetických algoritmech. Umožňuje najít nejlepší kombinaci parametrů odpovídajících experimentální odezvě na základě souboru kritérií definovaných uživatelem.



a) Cyklická odezva styčníku RBS *b) Kalibrace modelu*

Obrázek 6.73 – Experimentální a numerická hysterezní křivka styčníku RBS

Pokud zkoušky na zkušební budově vedly k amplitudám natočení nižším než 35 mrad, byl použit kalibrační postup s přihlédnutím k testovacím cyklům až do amplitudy 35 mrad. Aspekt je důležitý, protože kalibrace koeficientů modelu mimo očekávaný rozsah natočení by mohla vést k definování sady parametrů ovlivněných jevy, které se v konstrukcích nevyskytují. To je případ boulení pozorovaného při zkoušce, ke kterému došlo pouze při natočení asi 50 mrad. Oblast styčníku byla modelována podle přístupu popsaného na obrázku 6.24. Proto byla vyztužená část panelu sloupu modelována s tuhými posuny, zatímco nelineárnost RBS byla zahrnuta do dříve kalibrované pružiny. Tato nelineární pružina byla umístěna na ose styčníku RBS.



Obrázek 6.74 – MKP model styčníku RBS

Seismické zatížení bylo aplikováno v podobě zrychlení na rámu. Analýzy časového průběhu byly provedeny s ohledem na časový krok 0,01s, s využitím algoritmu Hilbert-Hughes-Taylor a zahrnující hodnotu útlumu rovnou 1% s Rayleighovým přístupem, jak již bylo provedeno během pseudodynamického zkoušení.

V této části je porovnán numerický modelem s experimentálních výsledky. U pěti uvedených zkoušky dokáže model FE zachytit globální parametry seismické odezvy s dostatečnou přesností, tabulka 6.4. Rozdíly mezi skutečnou a předpovězenou špičkou posunu nebo skutečnými a předpokládanými špičkami sil nepřesahují 25 %, s výjimkou akcelerogramu Spitak. Nižší přesnost je v tomto konkrétním případě pravděpodobně způsobena kalibračním postupem použitým pro charakterizaci styčníky RBS. Jak je vysvětleno v [13], když jsou akcelerogramy charakterizovány pouze několika vrcholy, kalibrace parametrů modelu založená pouze na výsledcích jednoho cyklického testu může vést k aproximacím. Již v [13] bylo uznáno, že kalibrace založená pouze na výsledcích jednoho cyklického testu obvykle není dostatečná k získání uspokojivé predikce lokální odezvy, zejména v případech, kdy styčník prochází pouze několika velkými amplitudovými cykly.

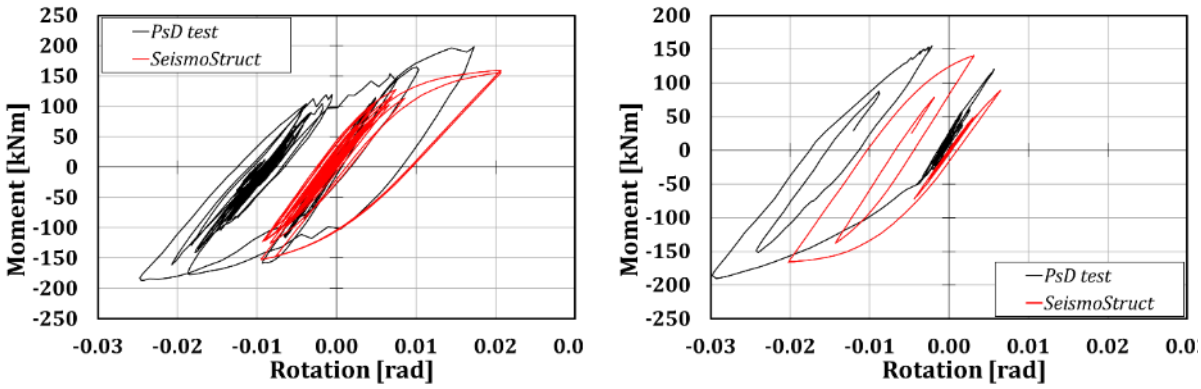
Tabulka 6.11: Porovnání výsledků experimentů a numerického modelu

	Maximální smyková síla v patce (kN)		**Posun v prvním podlaží (mm)**		**Posun v úrovni střechy (mm)**		**Maximální mezipatrový posun (%)**				
Test	**Tah**	**Tlak**	**Tah**	**Tlak**	**Tah**	**Tlak**	**Tah (L-1)**	**Tah (L-2)**	**Tlak (L-1)**	**Tlak (L-2)**	**Energie (kNm)**

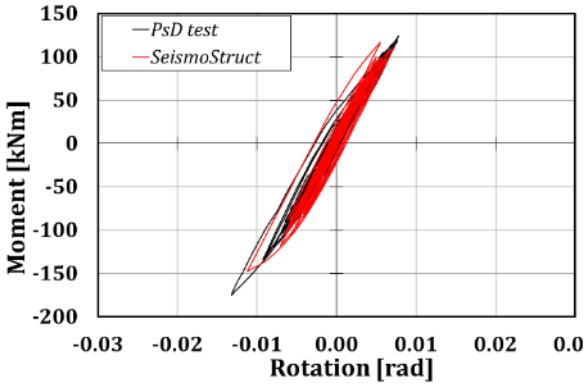
1 - Exp	-751	667	-79	44	-150	88	-3.27	-2.98	1.84	1.86	55.70
1 - Sim.	-656	601	-66	43	-130	84	-2.74	-3.02	1.77	1.97	50.80
1-Odch. (%)	15	11	20	4	15	5	20	-1	4	-5	10
2 - Exp	-652	670	-17	85	-34	171	-0.70	-0.72	3.54	3.61	33.16
2 - Sim.	-645	648	-27	74	-52	133	-1.12	-1.24	3.08	2.55	30.21
2-Odch. (%)	1	3	-37	15	-36	28	-37	-42	15	42	10
3 - Exp	-444	555	-29	40	-66	83	-1.22	-1.54	1.67	1.79	28.59
3 - Sim.	-477	563	-31	42	-60	88	-1.27	-1.52	1.74	1.97	15.78
3-Odch. (%)	-7	-1	-4	-4	10	-6	-4	2	-4	-9	81
4 - Exp	-586	592	-48	41	-99	85	-2.00	-2.16	1.71	1.84	55.63
4 - Sim.	-588	575	-47	44	-98	92	-1.95	-2.12	1.83	2.07	54.42
4-Odch. (%)	0	3	2	-6	2	-8	2	2	-6	-11	2
5 - Exp	-630	612	-47	62	-94	129	-1.97	-1.96	2.57	2.81	37.16
5 - Sim.	-665	555	-47	54	-81	117	-1.95	-1.62	2.26	2.63	31.12
5-Odch.(%)	-5	10	1	14	15	10	1	21	14	7	19

V případech by měla být kalibrace provedena s ohledem na výsledky cyklického testu a výsledky monotónního testu. Pro všechny ostatní případy se však předpovědi posunu podlaží, špiček sil a mezipatrových posunů zdají být docela přesné.

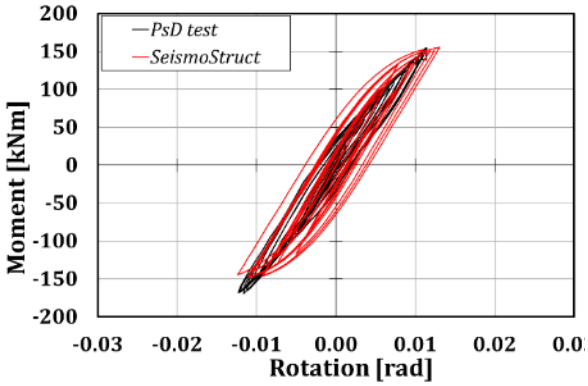
Tabulka ukazuje, že MKP model poskytuje pro většinu případů celkem uspokojivou předpověď globální odezvy. Tato přesná předpověď globálních parametrů odezvy neodpovídá stejné úrovni přesnosti, když jsou data experimentu a analytické výsledky porovnávány z hlediska parametrů místní odezvy. Zatímco hysterezní cykly mají celkový tvar podobný experimentálním smyčkám, předpovědi z hlediska maximálních/minimálních natočení styčníků RBS a špiček ohybových momentů jsou relativně dobré (obrázek 6.25).



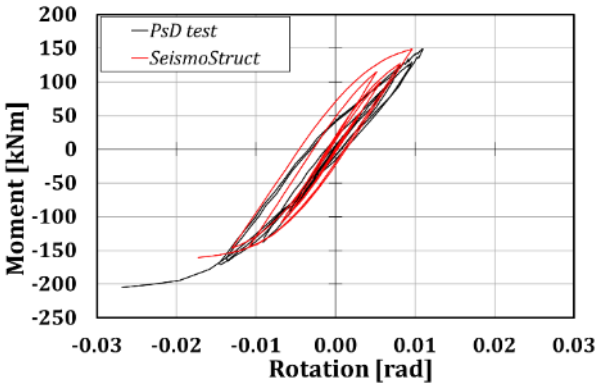
a) Test 1 *b) Test 2*



c) Test 3



d) Test 4



e) Test 5

Obrázek 6.75 – Porovnání hysterezních křivek pro styčník RBS-1A

Srovnání výsledků pro pět zkoušek je uvedeno na obrázku 6.25, pokud jde o odezvu styčníku 1A pro MRF-1. Výsledky ukazují, že špičky natočení jsou v mnoha případech předpovídány s nízkou přesností, zatímco špičky ohybových momentů jsou předpovídány přesněji. To znamená, že i když byl pružinový model použitý k modelování odezvy styčníků RBS kalibrován na základě výsledků experimentálního testu a za použití přesné kalibrační procedury, hlavní problém fenomenologických modelů je v typologii modelu přirozeně přítomný.

Zatímco teoreticky jsou takové modely založeny na několika parametrech schopných přesně reprodukovat experimentální odezvu jakéhokoli typu styčníku, nejsou tyto parametry přímo spojeny s mechanickou odezvou modelovaného prvku. To může vést k rozporu mezi reálným a simulovaným chováním, což může být v mnoha případech také významné. Srovnání uvedená v tabulce 6.5 ukazují, že pokud jde o špičky natočení, jsou chyby v rozmezí 1 % až 62 %, zatímco z hlediska špičky ohybového momentu jsou chyby v rozmezí 0% až 22 %. Rozpětí odchylek při předpovídání špiček natočení v rozmezí 1% až 62% je zjevně způsobeno skutečností, že parametry pro modelování cyklického chování styčníků jsou kalibrovány s experimentálními výsledky vycházejícími z zkoušení dílčích sestav nosníku na sloup vystavených konvenčním zatěžovacím protokolům, které se mohou významně lišit od těch, které se vyskytují při skutečných zemětřeseních, a také při výskytu opakovaných zemětřesení, jako je posloupnost uvažovaná v této publikaci. Získané výsledky přisuzují hlavní roli historii zatěžování, jak již bylo uvedeno v předchozích částech [13]. Je však také důležité zdůraznit, že odchylky se významně snižují, když jsou méně důležité parametry globální odezvy, jako jsou mezipatrový posuny. To je způsobeno tím, že místní nepřesnosti jsou zprůměrovány, jakmile se zvýší počet

disipativních zón. Očekává se, že v případě konstrukcí, které mají větší počet podlaží a polí, se očekává další zlepšení v predikci parametrů globální odezvy kvůli vysokému počtu disipativních zón.

Tabulka 6.12: Porovnání pro styčník 1A

	Natočení (mrad)		Moment (kNm)		
Test	**Maximum**	**Minimum**	**Maximum**	**Minimum**	**Energie (kNm)**
1 - Exp	17	-25	199	-187	10
1 - Sim.	21	-10	160	-152	7
1-Odch. (%)	19	62	-20	18	-27
2 - Exp	6	-30	156	-190	4
2 - Sim.	6	-20	141	-166	3
2-Odch. (%)	15	32	-10	13	-28
3 - Exp	8	-13	124	-175	3
3 - Sim.	7	-11	117	-147	2
3-Odch. (%)	-7	15	-6	16	-18
4 - Exp	11	-12	155	-169	7
4 - Sim.	13	-12	155	-149	9
4-Odch. (%)	14	-1	0	12	40
5 - Exp	11	-27	149	-205	6
5 - Sim.	10	-17	148	-161	4
5-Odch.(%)	-13	36	0	22	-28

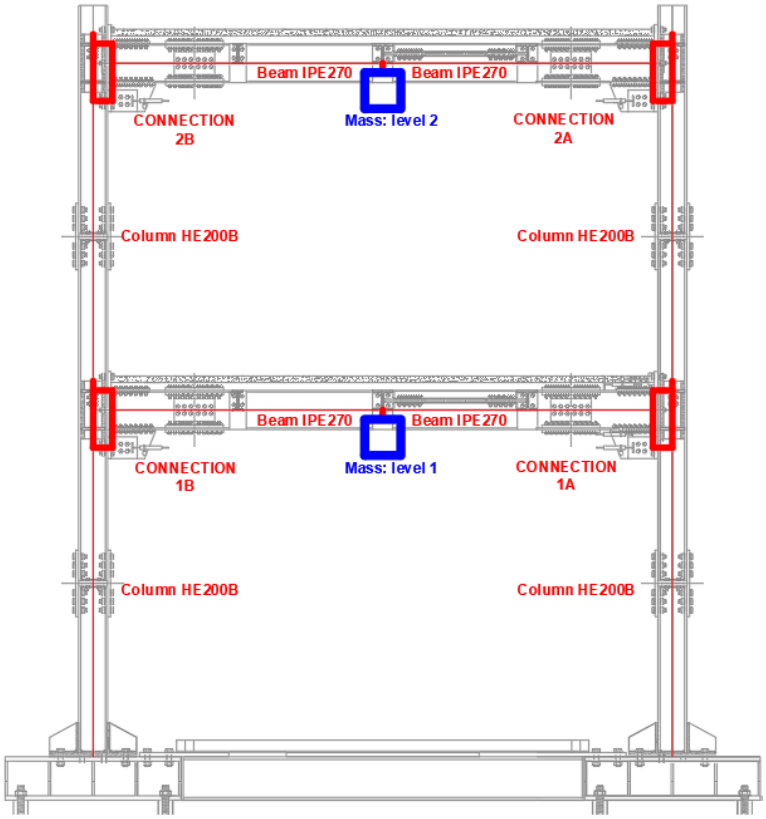
Z hlediska disipace energie jsou v mnoha případech významné odchylky, jak ukazuje tabulka 6.5.

6.5.2 *Konstrukce se styčníky FREEDAM*

Pro konstrukci se styčníky FREEDAM byl pomocí softwaru OpenSees [14] vyvinut nelineární 2D model budovy, obrázek 6.26, pro:

1) MKP model byl původně vyvinut k předpovědi seismické odezvy budovy;

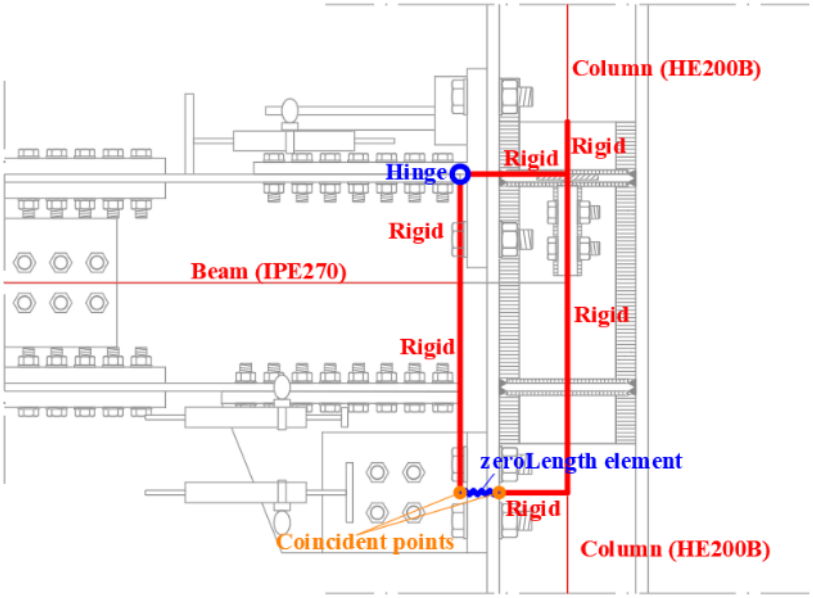
2) Výsledky MKP modelu byly zaměřeny na kontrolu návrhu zkušebního zařízení na základě předpovědí sil a jejich ověřením.



Obrázek 6.76 – MKP model konstrukce

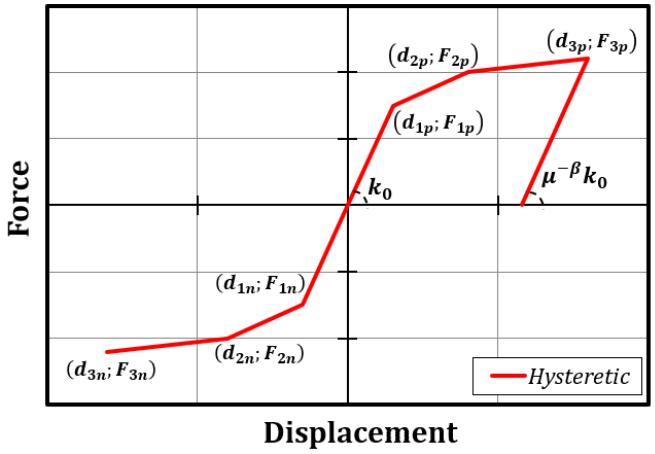
Postup přijatý pro modelování pomocí MKP byl založen na použití kombinace koncentrované a distribuované plasticity. Zejména nosníky a sloupy byly modelovány pomocí nepružných prvků založených na síle (prvek *forceBeamColumn* v OpenSees), aby byly zohledněny geometrické a materiálové nelinearity s rozprostřenou plasticitou. Každý prvek byl charakterizován pěti integračními body rozdělenými na alespoň 120 vláken. Tím je zajištěna dobrá přesnost pro posouzení zakřivení a vnitřních sil počínaje znalostmi vlastností materiálu. Koncentrované hmoty byly umístěny 65 mm pod středem rozpětí pro modelování bodů, kde jsou vnášeny setrvačné síly prostřednictvím hydraulických válců ve zkušebním zařízení.

Pro styčníky bylo použito přesné modelování. Model obsahuje kloub umístěný v úrovni horní pásnice nosníku, kde je umístěn T-profil, který drží střed otáčení. Proto je model v souladu s fyzickým umístěním středu otáčení. Kromě toho je prvek „*zeroLength*" vybavený zákonem závislosti nepružné síly a posunu umístěn na osu třecího tlumiče (obrázek 6.27).



Obrázek 6.77 – MKP model styčníku nosníku na sloup

Zákon závislosti síly na posunu translační pružiny byl aplikován pomocí jednoosého hysterezního prvku, jehož vstupní parametry jsou znázorněny na obrázku 6.28; tyto parametry zahrnují souřadnice šesti bodů pro modelování nelineárního chování styčníku. Dále lze modelovat také tuhost při odtěžování s degradací duktility závislou na tažnosti podle faktoru $\mu^{-\beta}$.



Obrázek 6.78 – Jednoosý hysterezní materiál

Tabulka 6.13: Jednoosý hysterezní materiál: parametry

Bod	d (mm)	F (kN)
3n	-170.00	-236.00
2n	-10.00	-235.00
1n	-0.02	-234.00
	0.00	0.00
1p	0.02	234.00
2p	10.00	235.00
3p	170.00	236.00

Vzhledem k analyzovanému případu byl přijat symetrický trilineární zákon závislosti síly na posunu, za předpokladu, že síla na mezi kluzu se rovná síle v prokluzu třecích tlumičů ($F_{cf,Sd}$ = 234 kN) a zanedbatelné post-elastické zpevnění. Pro objasnění jsou souřadnice bodů uvedeny v tabulce 6.6, zatímco faktor β byl stanoven jako 0.

Pro připojení různých částí modelu byly použity tuhé prvky, jak je znázorněno na obrázku 6.27.

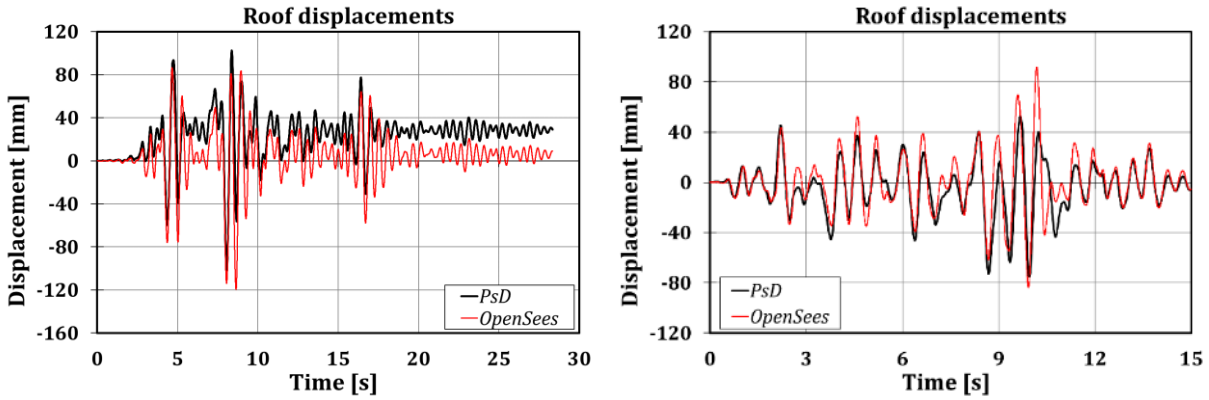
Pro aplikaci vstupního posunu podloží byla použita zrychlení v základech konstrukce. Přijaté časové průběhy jsou charakterizovány časovým krokem 0,01 s. Pohybová rovnice byla vyřešena pomocí Newmarkova algoritmu, který nastavil hodnotu útlumu rovnou 1 % ve všech testech, s Rayleighovým přístupem, jak již bylo provedeno během pseudodynamického zkoušení.

Navrhovaný postup modelování styčníků se ukázal jako spolehlivější než jednoduchý přístup spočívající v koncentraci ohybové tuhosti styčníku v rotační pružině, protože toto řešení není schopné předpovědět aktivaci třecích tlumičů, jak se to děje v pseudodynamické zkoušky. Vylepšený přístup může místo toho zohlednit skutečné mechanické chování přípojů.

Výsledky týkající se celkové seismické odezvy budovy jsou uvedeny v tabulce 6.7. Odchylky špičky posunu podlaží jsou nižší než 25 %. Navíc, jak ukazuje obrázek 6.29, časový průběh posunů je ve fázi, což potvrzuje přesnější modelování.

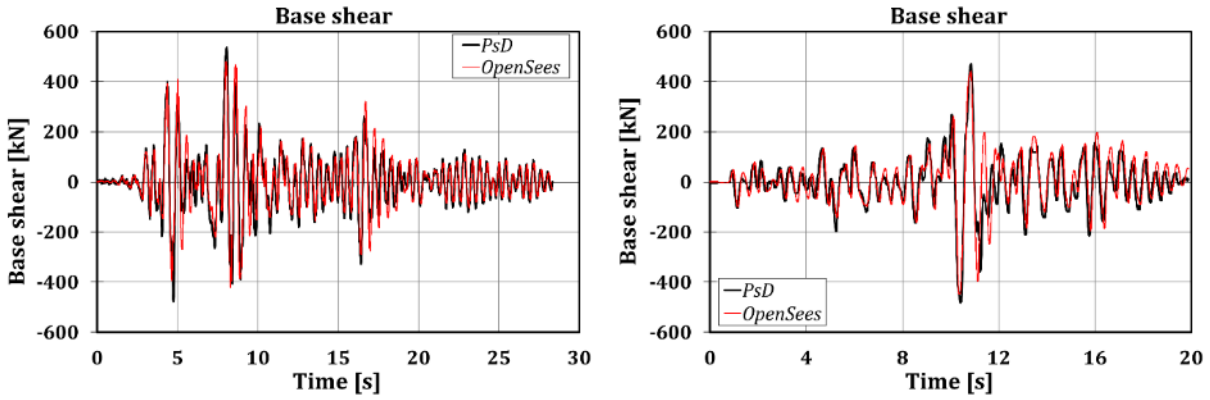
Tabulka 6.14: Porovnání experimentálních a numerických výsledků sil v hydraulickém válci a špiček posunu podlaží

Test	Síly v hydraulickém válci (kN)		Špičky posunu podlaží (mm)	
	(L-1)	(L-2)	(L-1)	(L-2)
1 – PsD	339	326	73	104
1 - Sim. 2	250	232	58	119
1 - Odch. (%)	-26	-29	-21	14
2 - PsD	282	257	79	112
2 - Sim. 2	237	223	59	133
2 - Odch. (%)	-16	-13	-25	18
3 - PsD	220	222	41	75
3 - Sim. 2	228	215	36	92
3 - Odch. (%)	4	-3	-12	22
4 - PsD	390	255	56	89
4 - Sim. 2	240	214	43	103
4 - Odch. (%)	-38	-16	-23	15
5 - PsD	340	270	72	112
5 - Sim. 2	266	242	58	126
5 - Odch. (%)	-22	-10	-20	12



Obrázek 6.79 – Posuny v úrovni střechy: Test 1 (vlevo) a Test 3 (vpravo)

Přesná předpověď smykové síly v patce je dále znázorněna na obrázku 6.30.



Obrázek 6.80 – Smyková síla v základech: Test 1 (vlevo) a Test 2 (vpravo)

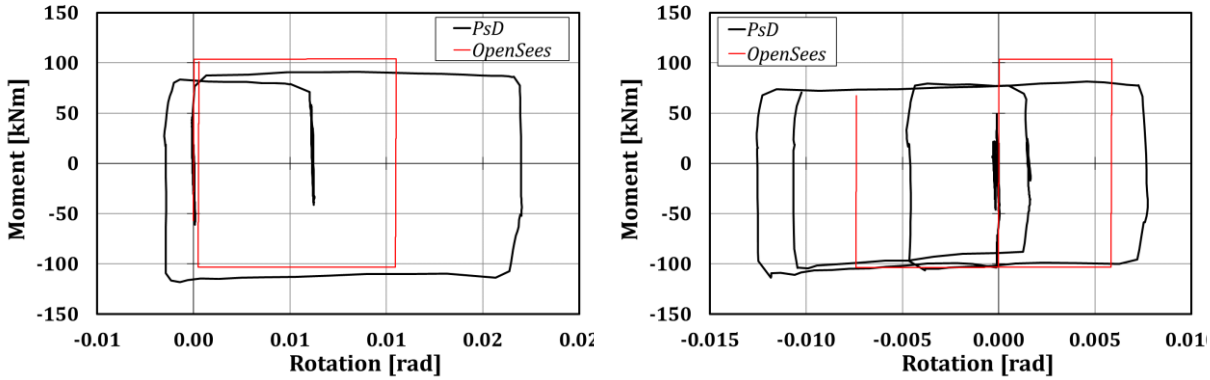
Porovnání výsledků experimentu s numerickými simulacemi je uvedeno v tabulce 6.8, kde jsou ohybové momenty a natočení, ke kterým došlo ve styčníku 1A. Maximální odchylky ohybového momentu se pohybují mezi -14 a + 28%. Hlavní výhodou, kterou poskytuje přístup modelování, je, že model zachycuje skutečnou aktivaci třecích tlumičů (obrázek 6.31).

Avšak nezávisle na přijatém přístupu modelování nejsou odchylky mezi experimentálními a numerickými výsledky zanedbatelné, což svědčí o obtížích při předpovídání seismické nelineární odezvy konstrukcí v důsledku mnoha zdrojů nejistot. Zejména ve zkoumaném případě je důležitý vliv způsoben náhodnou variabilitou součinitele tření tlumičů a kontrolou skutečného předpětí šroubů, což ovlivňuje únosnost v prokluzu třecích tlumičů a dobu odpovídající jejich proklouznutí při zemětřesení.

Nakonec je důležité zdůraznit, že po celé sekvenci zemětřesení nevykazovaly styčníky nosníku na sloup prakticky žádné poškození, což potvrzuje chování, které již vykazovaly sestavy styčníků nosníku na sloup během experimentálních zkoušek za cyklického zatížení [9]. Mohou být označovány jako styčníky s nízkým poškozením, protože u dříku šroubovaného T-profilu blízko středu otáčení došlo pouze k malé plastifikaci. Podobná malá plastifikace se objevila v úhelnících spojujících třecí tlumič s pásnicí sloupu [9]. Naopak stejná budova s přípojem s rozšířenou čelní deskou s RBS vystavená stejné sekvenci zemětřesení vykazovala [5] na konci seismické sekvence selhání styčníků z důvodu lomu pásnic nosníku v redukované oblasti průřezu nosníku sníženém a u některých styčníků kvůli lomu svarů spojujících nosník s čelní deskou.

Tabulka 6.15: Porovnání výsledků experimentu a numerického modelu styčníku 1A (PsD zkoušky vs Sim. 2)

Test	Natočení (mrad)	Moment (kNm)		Energie (kNm)
		Záporný	Kladný	
2 - PsD	17.03	118.36	90.98	4.14
2 - Sim. 2	10.52	103.50	103.93	2.15
2 - Odch. (%)	-38	-13	14	-48
3 - PsD	3.74	99.24	74.11	0.34
3 - Sim. 2	0.65	85.63	103.53	0.07
3 - Odch. (%)	-83	-14	40	-81
4 - PsD	4.61	107.55	87.42	2.64
4 - Sim. 2	2.53	103.60	98.49	0.26
4 - Odch. (%)	-45	-4	13	-90
5 - PsD	12.58	113.82	81.36	5.69
5 - Sim. 2	7.42	103.80	103.74	1.98
5 - Odch. (%)	-41	-9	28	-65



Obrázek 6.81 – Hysterezní křivky (styčník 1A): Test 2 (vlevo) a Test 5 (vpravo)

6.6 POROVNÁNÍ SEISMICKÉHO CHOVÁNÍ

V této části je uvedeno srovnání hlavních výsledků získaných ze dvou experimentálních programů.

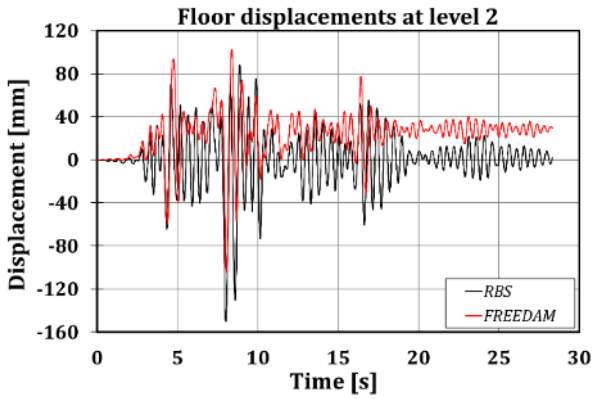
V tabulce 6.9 jsou uvedeny posuny podlaží a smyková síla v patce sledované v obou experimentálních programech: lze pozorovat, že konstrukce se styčníky FREEDAM vždy vykazuje nižší smykové síly v základech. To je způsobeno menšími ohybovými momenty, které může konstrukce s třecími tlumiči přenášet na sloupy. Trend nelze pozorovat, pokud jde o špičky posunu podlaží.

Tabulka 6.16: Porovnání výsledků experimentů pro posun podlaží a smykové síly v patce

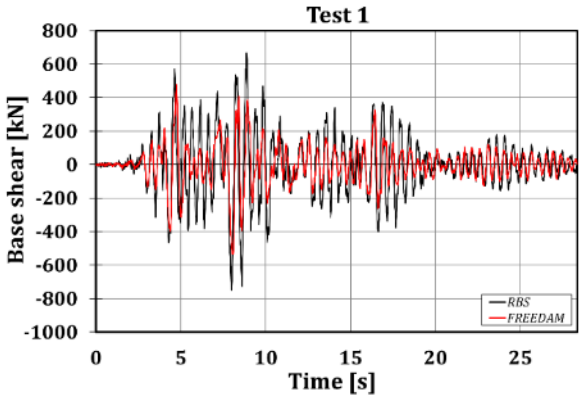
	Posun podlaží (mm)	Smyk (kN)

		Tah		Tlak		Tah	Tlak
		Úroveň 1	Úroveň 2	Úroveň 1	Úroveň 2		
Imperial Valley	**RBS**	-79	-150	44	88	-751.33	667.09
	FREEDAM	-73	-104	65	103	-536.88	477.20
Spitak	**RBS**	-17	-34	85	171	-652.47	670.44
	FREEDAM	-53	-84	79	112	-446.98	469.73
Artificial	**RBS**	-29	-66	40	83	-444.42	555.15
	FREEDAM	-41	-75	38	52	-271.62	346.79
Santa Barbara	**RBS**	-48	-99	41	85	-585.66	592.36
	FREEDAM	-56	-89	52	70	-388.06	483.42
Coalinga	**RBS**	-47	-94	62	129	-629.71	612.24
	FREEDAM	-72	-112	61	85	-439.24	459.37

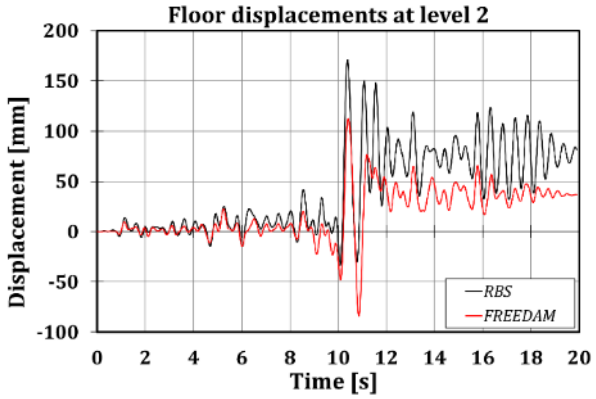
Kromě toho styčníky FREEDAM zapříčiňují, že chování konstrukce je elastické mezi dvěma následujícími špičkami vstupního zrychlení: to je důvod sníženého rozsahu posunů pozorovaného během zkoušek ve druhém programu. Poslední jev má obecnou platnost pro všechny testy, ale pro Test 1, 2 a 5 je uveden na obrázku 6.32. Výsledky dále zdůrazňují, že třecí tlumiče nezaručují samocentrování konstrukce.



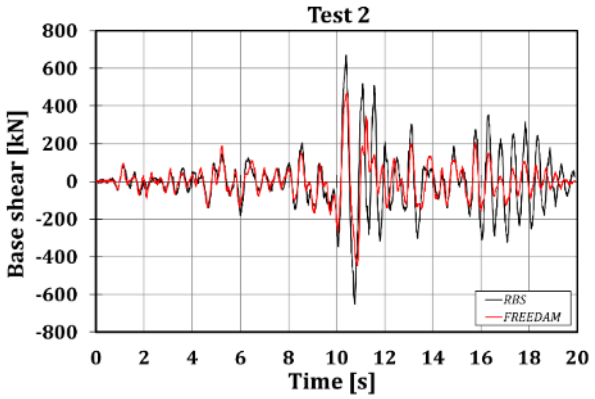
a) Test 1: posun v úrovni střechy



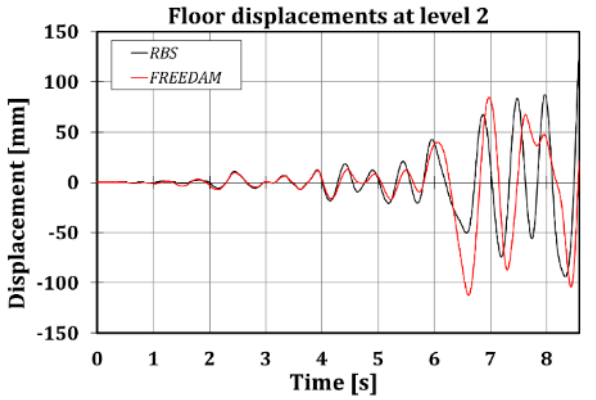
b) Test 1: smyková síla v základech



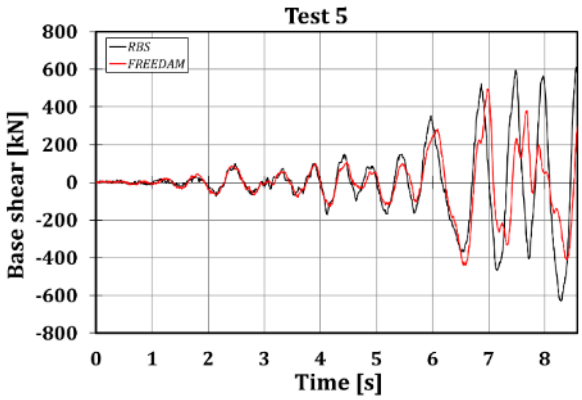
c) Test 2: posun v úrovni střechy



d) Test 2: smyková síla v základech



e) Test 5: posun v úrovni střechy



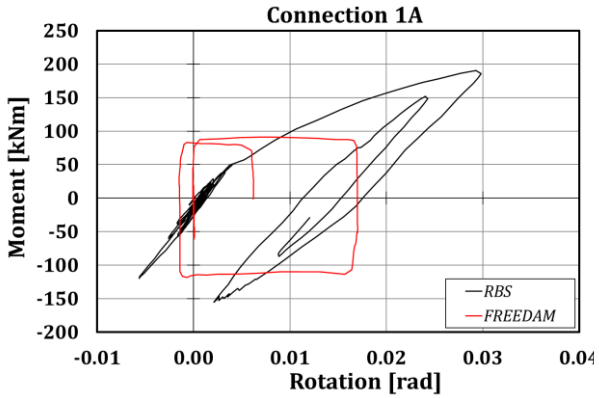
f) Test 5: smyková síla v základech

Obrázek 6.82 – Porovnání výsledků posunu v úrovni střechy smykové síly v základech

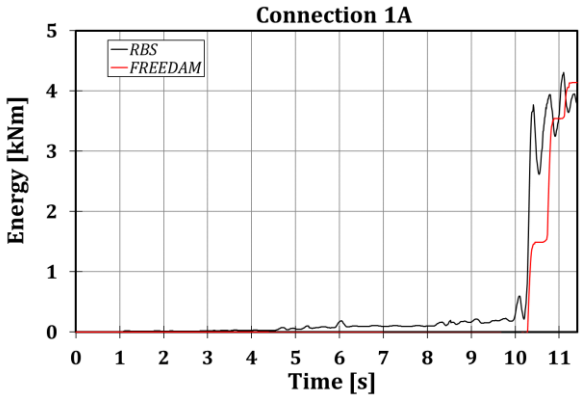
Kvůli zjednodušení je uvedeno lokální chování konstrukce vykazované analyzovanými styčníky s odkazem na styčník s největším využitím, u kterého nedošlo k žádným technickým problémům; je zvolen styčník 1A a je provedeno srovnání s odkazem na zemětřesení Spitak a Coalinga s agR= 0,8g. Diskuse o tomto styčníku a vstupním zrychlení jsou analogické pro všechny ostatní případy. Na obrázku 6.33 lze pozorovat, že styčník RBS přenesl vyšší hodnotu ohybového momentu a splnil vyšší požadavek na natočení: přibližně 240 kNm ve srovnání se 120 kNm, a přibližně 0,027 rad ve srovnání s 0,013 rad, v daném pořadí. Lze však prokázat, že oba porovnávané styčníky disipují stejnou energii. To je způsobeno optimálním způsobem chování

styčníků FREEDAM, které zároveň umožňují namáhat konstrukci na nízké úrovni a zvýšit její tuhost, aniž by se zabránilo možnosti disipace vysokého množství energie.

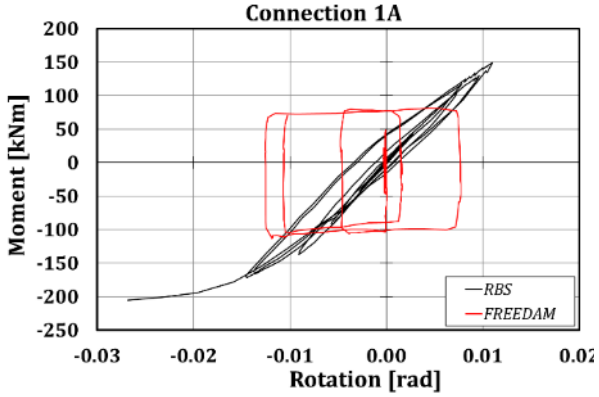
Předchozí úvahy jsou platné pro styčníky patřící do prvního podlaží, zatímco ty, které se nacházejí na úrovni střechy, vykazují hlavně elastické chování, a proto zde nejsou uvedeny.



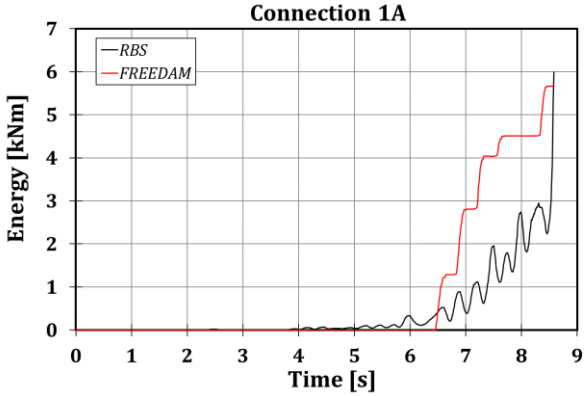
a) Test 2 – Hysterezní křivky



b) Test 2 – Disipovaná energie



c) Test 5 – Hysterezní křivky



d) Test 5 – Disipovaná energie

Obrázek 6.83 – Styčník 1A: Hysterezní křivky a disipovaná energie

6.7 LITERATURA

[1] Magonette, G., Pegon, P., Buchet, P., Advanced Testing Techniques at the ELSA-JRC Reaction Wall (1998).

[2]Molina, F. J., Buchet, Ph., Magonette, G. E., Negro, P., Bidirectional pseudodynamic techinique for testing a three-storey reinforced concrete building (2004) Proc. Of 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Paper N., 75.

[3]Tsai, K., Weng, Y., Lin S. L., Pseudo-dynamic test of a full-scale CFT/BRB frame (2004) 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Paper No. 750.

[4] CEN (2005) EN 1998-1 Eurocode 8: Design of Structures for Earthquake Resistance. Part 1: General Rules, Seismic Actions and Rules for Buildings, CEN, European Committee for Standardization, 2005.

[5] CEN (2005) EN 1998-3: Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance – Part 3: Assessment and retrofitting of buildings, CEN, European Committee for Standardization, 2005.

[6] Di Benedetto, S., Francavilla, A.B., Latour, M., Ferrante Cavallaro, G., Piluso, V., Rizzano, G. Pseudo-dynamic testing of a full-scale two-storey steel building with RBS connections (2020) Engineering Structures, 212.

[7] CEN [2005]: EN 1993-1-8 Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part 1-8: Design of Joints, CEN, European Committee for Standardization, 2005.

[8] AISC Steel Design Guide, Murray, T. M., Summer, E. A., Extended End-Plate Moment Connections. Seismic and Wind Applications, 2003.

[9] Meng, R. L., Design of moment end-plate connections for seismic loading (1996) Ph. D. Thesis, College of Architecture and Urban Studies, The Virginia Polytechnic Institute and State University, USA.

[10] Francavilla, A.B., Latour, M., Piluso, V., Rizzano, G., Design criteria for beam-to-column connections equipped with friction devices, Journal of Constructional Steel Research, 172 (2020) 106240.

[11] SeismoSoft (2016). SeismoStruct 2016 – A computer program for static and dynamic analysis of framed structures.

[12] Iannone, F., Latour, M., Piluso, V. and Rizzano, G., Experimental Analysis of Bolted Steel Beam-to-Column Connections: Component Identification (2011) J. Earthq. Eng., vol. 15, no. 2, pp. 214–244.

[13] Sivaselvan, M. V., Reinhorn, HYSTERETIC MODELS FOR DETERIORATING INELASTIC STRUCTURES (2000) J. Eng. Mech., vol. 126, no. June, pp. 633–640.

[14] Chisari, C., Francavilla, A. B., Latour, M., Piluso, V., Rizzano G., Amadio, C., Critical issues in parameter calibration of cyclic models for steel members (2017) Engineering Structures, vol. 132, pp. 123-138

[15] McKenna, F., OpenSees: A Framework for Earthquake Engineering Simulation, Computing in Science and Engineering (2011) 13, 58-66.

7.1 OBSAH

(1) Text upravuje požadavky na ocelové nosné prutové konstrukce s přípoji s tlumiči FREEDAM podle prEN 1998-1-1 a prEN 1998-1-2.
(2) Jsou připravena pravidla pro návrh přípojů nosníku na sloup s tlumiči FREEDAM, která jsou harmonizována s prEN 1993-1-8.

7.2 NORMATIVNÍ ODKAZY

(1) V textu jsou využity materiály:

- EN 1990 Eurokód - Základ pro navrhování konstrukcí
- EN 1991 (všechny části), Eurokód 1: Působení na konstrukce
- EN 1993 (všechny části), Eurokód 3: Navrhování ocelových konstrukcí.
- EN 1998 (všechny části), Eurokód 8: Navrhování konstrukcí na únosnost proti zemětřesení.

7.3 MEZNÍ STAVY A TŘÍDY DUKTILITY

(1) Únosnost konstrukce při zemětřesení se hodnotí poškozením při daném seismickém namáhání. Poškození se vztahuje k mezním stavům definovaným v bodech a) až d) pro všechny části normy EN 1998:

a) Mezní stav možného zřícení (Near Collapse, NC) se definuje jako stav, kdy je konstrukce silně poškozena, s velkými trvalými posuny. Zachovává si svou svislou únosnost. Většina pomocných prvků, pokud jsou přítomny, se zřítila.

b) Mezní stav značného poškození (Significant Damage, SD) je definována jako stav, při kterém je konstrukce značně poškozená, případně se středně velkými trvalými trhlinami. Zachovává si svislou únosnost. Pomocné prvky, pokud jsou přítomny, jsou poškozeny. Příčky a výplně se ještě nezhroutily. Očekává se, že konstrukci půjde opravit. Oprava nemusí být ekonomická.

c) Mezní stav omezeného poškození (Damage Limitation, DL) je definován jako stav, při kterém je konstrukce jen mírně poškozená a opravitelná. Konstrukce vykazuje trvalé zanedbatelné posuny. Nemá sníženu schopnost odolávat budoucím zemětřesením. Konstrukční prvky si zachovaly plnou pevnost a mírný pokles tuhosti. Pomocné prvky, pokud jsou přítomny, vykazují jen malé poškození, které lze ekonomicky opravit. Např. příčky a výplně mohou vykazovat distribuované trhliny.

d) Mezní stav plné funkce (Fully Operational, OP) je definován jako stav, při kterém je konstrukce jen mírně poškozena a ekonomicky opravitelná. Konstrukci lze plně využít.

(2) Mezní stavy SD a NC jsou mezní stavy únosnosti. Mezní stavy DL a OP se uvažují za mezní stavy použitelnosti.

(3) Podle deformační kapacity a schopnosti disipace energie se konstrukce dělí do tříd duktility: DC1 (Ductility Class 1), DC2 a DC3.

7.4 SEISMICKÉ NAMÁHÁNÍ

(1) Seismické namáhání na zemském povrchu se popisuje horizontálními a vertikálními pružnými spektry odezvy na zrychlení, dále elastická spektra odezvy.

(2) Spektra pružné odezvy se uvažují podle prEN 1998-1-1.

7.5 ANALÝZA A OVĚŘENÍ

(1) Účinky seismického namáhání v konstrukcích s přípoji FREEDAM se při seismickém namáhání vyhodnocují jedním z následujících postupů, které jsou popsány v normě EN 1998-1-1.
(2) Postup založený na náhradní síle využívá lineární analýzu, která implicitně zohledňuje přibližně zpevnění a duktilitu z nelineární odezvy prostřednictvím součinitele chování q. Součinitel lze získat metodou:

a) vodorovných sil (kapitola 6.4.1 normy EN 1998-1-1);
b) spektra odezvy (kapitola 6.4.2 normy EN 1998-1-1).

(3) Metodou náhradní síly lze ověřit mezní stav značného poškození SD.
(4) Metoda náhradní síly se pro ověření na mezního stavu možného zřícení NC nepoužívá.
(5) Metoda náhradní síly lze použít pro ověření mezních stavů omezeného poškození a značného poškození DL a OP. V analýze se použije q = 1.
(6) Postup, které je založen na deformaci, zohledňuje nelineární odezvu konstrukce, která se získá nelineární statickou analýzou, kapitola 6.5 normy EN 1998-1-1.
(7) Postupy, které jsou založeny na náhradné síle, využívají návrhové posuny podle čl. 6.4.2(2) normy EN 1998-1-1. V postupu založeném na posunech se využijí posuny, které se stanoví analýzou bez dalších úprav, s výjimkou případů v článku 6.5.4(6) normy EN 1998-1-1.
(8) Alternativně k bodům (2) a (6) lze využít historii odezvy namáhání, článek 6.6 normy EN 1998-1-1.
(9) Ověřuje se, že účinky namáhání při daném seismickým působením v mezním stavu nepřekračují únosnost, kapitola 6.7 normy EN 1998-1-1.
(10) Účinky seismického namáhání se stanoví s uvažováním:

a) nejistoty v umístění hmot a rozložení tuhosti;
b) prostorové změny seismického namáhání.

7.6 SOUČINITEL CHOVÁNÍ V PŘÍSTUPU ZALOŽENÉM NA NÁHRADNÉ SÍLE

(1) V postupu založeném na náhradní síle v DC1, DC2 nebo DC3 by seismické namáhání mělo mít podobu redukovaného spektra odvozeného ze spektra pružné odezvy součinitelem chování q, který zohledňuje zpevnění, tažnost a disipaci energii podle:

$$q = q_s q_R q_D \tag{6.1}$$

kde:

q_R je složka součinitele chování, která zohlední zpevnění, které nastane vlivem rozložením účinků seismického namáhání do nosných konstrukcí;

q_s složka součinitele chování zohledňující zpevnění, které nastane vlivem rozložením účinků seismického namáhání do podružných konstrukcí;

q_D složka součinitele chování, která zohledňuje deformovatelnost a disipaci energie ve spojích.

(2) Ocelové ohybově tuhé prutové konstrukce s tlumiči FREEDAM se navrhují s:

$$q_s = 1.50$$
$$q_R = 1.20$$

a

$$q_D = 2.0$$

platí pro konstrukci DC2 a třecí tlumiče, jsou navrženy, aby se přizpůsobily plastickému natočení od prokluzu větší a rovno 0,020 rad,

$$q_D = 3.60$$

pro DC3 a třecí tlumiče, jsou navrženy, aby se přizpůsobily plastickému natočení od prokluzu větší a rovno 0,030 rad.

Přesnější hodnoty q_R lze vypočítat analýzou, při níž se modelují nelineární odezvy přípojů nosníku ke sloupu. Hodnota q_R se získá jako poměr $q_R = \alpha_u/\alpha_1$ kde:

α_u je hodnota, kterou se násobí vodorovné návrhové seizmické působení, aby se získala největší vodorovná únosnost.

α_1 hodnota, kterou se násobí vodorovné návrhové seizmické působení, aby se získala první plastifikace prvků konstrukce nebo prokluz ve spojích.

(3) U konstrukcí s nepravidelnou výškou, viz čl. 4.4.4.2(1) normy prEN 1998-1-2 se součinitel chování q_s sníží podle čl. 5.3.2(2) normy EN 1998-1-2.

(4) V případě konstrukcí s přípoji FREEDAM je složka součinitele chování q_s způsobena náhodnou proměnlivostí součinitele tření styčných ploch tlumiče a náhodnou proměnlivostí předpětí šroubu v důsledku utažení. Pro povrchové úpravy třecích podložek v třecích tlumičů s vložkami, které jsou jiné než M4, se hodnoty vyzkouší.

(5) Vztah (6.1) s hodnotami pro součinitele chování podle čl. 6(2) dává největší hodnotu součinitele q, která se využije pro návrh konstrukce při mezním stavu významného poškození (SD).

(6) Konstrukce s přípoji FREEDAM lze navrhnout pro mezní stav plné funkce (Fully Operational, OP). Konstrukce zůstane při tomto mezním stavu při seismickém namáhání v pružném rozsahu. Zajistí se tím nepřetržitý provoz. Rozsah přípustných deformací se domluví zadavatelem.

(7) Bod 6.(6) vyžaduje, aby při seismických událostech, jejichž doba návratu odpovídá plně meznímu stavu plné funkce (OP), nedošlo k prokluzu třecích tlumičů se spojích.

(8) Ustanovení 6.(6) a 6.(7) jsou splněna v závislosti na místních podmínkách za předpokladu, že součinitel chování při návrhu nepřekročí poměr mezi zrychlením uvažovaném pro mezní stav významného poškození (SD) a zrychlením pro mezní stav plné funkce (OP).

7.7 OBECNÁ USTANOVENÍ PRO TŘECÍ TLUMIČE

(1) Plán montáže, kontroly, údržby a výměny třecích tlumičů se připraví podle normy EN 15129.

(2) Po životnost konstrukce se zajistí možnost kontroly, údržby a výměny třecích tlumičů.

(3) Třecí tlumiče je třeba chránit před riziky, jako jsou požár a chemické nebo biologické napadení. Ochrana by neměla bránit funkci třecích tlumičů při zemětřesení.

(4) Ochrana třecích tlumičů při zvýšené teplotě při požáru by měla být v souladu s požadavky na konstrukci jako celek. Požární ochrana by neměla bránit funkci třecích tlumičů při zemětřesení.

(5) Třecí tlumiče se navrhují podle prostředí, včetně síly větru, vlivu stárnutí, teploty prostředí, provozní teploty a namáhání od vlhkosti nebo vlivu škodlivých látek.

(6) Pro třecí tlumiče využívají vysokopevnostní šrouby třídy 10.9.

7.8 DEFORMAČNÍ POŽADAVKY

7.8.1 *Obecně*

(1) Požadavky v oddílu 8 doplňují kapitolu 7 normy EN 1998-1-1. Využívají se při analýze sil a posunutí při ověření pevnosti materiálu a mezních deformací. Pravidla jsou uvedena v příslušných částech normy EN1998-1-2 a tohoto dokumentu.

(2) Mezní natočení nosníků θ s přípoji FREEDAM se stanoví podle kapitoly 7 normy EN 1998-1-1.

(3) Plastické chování lze popsat bilineárním vztahem mezi silou a deformací. V takovém případě na grafu síla-deformace lze definovat dvě úrovně poškození, jak je uvedeno v bodech a) a b):

a) deformace při počátku prokluzu θ_{slip} odpovídá efektivní únosnosti spoje v prokluzu v ohybu M_{slip},

b) deformace na mezi únosnosti θ_{u} odpovídá dosažení největší hodnoty zkušebního zařízení.

(1) Mezní deformace θ_u se vypočítá z deformace při prokluzu θ_{slip} a z plastické části deformace θ_p při fiktivním posunu tlumiče tření spoje.

(2) Fiktivní část mezní deformace je dána poměrem mezi posunem tlumiče tření ve spoji a ramenem vzhledem na polohu středu otáčení.

(3) Hodnoty únosností v 8.1(3) se uvažují jako střední hodnoty při nelineární analýze konstrukce.

(4) Pro ověření se používají nižší charakteristické hodnoty tření.

(5) Horní charakteristické hodnoty tření se uvažují pro posouzení únosnosti nepoddajných prvků konstrukce a spojů.

(6) Alternativně lze použít experimentálně získané hodnoty z cyklické odezvy styčníku připojení nosníku na sloup.

7.8.2 *Deformace při prokluzu spoje*

(1) Pokud se předpokládá, že k prokluzu nastane ve středu rozpětí nosníku ve spoji nosníku se sloupem se přípoji FREEDAM, je pootočení při prokluzu spoje θ_{slip} dáno vztahem (8.1):

$$\theta_{slip} = \frac{L}{6EI}(1+n)\,M_{slip} \tag{8.1}$$

kde:

M_{slip} je únosnost při ohybu při prokluzu v bodě 8.3(1);

EI tuhost průřezu ocelového nosníku;

L předpokládaná světlá délka prvku podle obr. 7.3 normy EN 1998-1-1;

n součinitel smykové deformace a měl by se vypočítat jako $n = 12\ EI/L^2 GA_{\text{eff}}$;
G modul pružnosti oceli;
A_{eff} účinná smyková plocha průřezu.

7.8.3 *Ohybová únosnost v prokluzu*

(1) Ohybová únosnost v prokluzu spojů FREEDAM je dána vztahem:

$$M_{slip} = \Omega_{\text{dyn}}\, M_{slip.Rd} \tag{8.2}$$

kde:

Ω_{dyn} je materiálový součinitel, který zohledňuje rozdíl mezi statickým a dynamickým součinitelem tření. Je roven poměru mezi průměrnou hodnotou součinitele dynamického tření a návrhovou hodnotou součinitele statického tření, který se používá k určení návrhové odolnosti spoje. Hodnota $\Omega_{\text{dyn}} = 1.00$ platí pro materiál M4 použitý pro povrch třecích podložek tlumiče FREEDAM. Pro jine povlaky se připraví experimentální zkoušky.
$M_{slip.Rd}$ návrhová hodnota únosnosti spoje proti prokluzu, viz kap. 16 rov. 16.(5).

7.8.4 *Mezní natočení spojů*

(1) Mezní natočení θ_{u} se uvažuje jako součet deformace při prokluzu θ_{slip}, vyhodnocené podle čl. 8.2.1, a části deformace θ_p způsobené prokluzem spoje.

(2) Část deformace θ_p od prokluzu spoje je dána poměrem posunu tlumiče tření a ramene:

$$\theta_p = \frac{\delta_d}{h_t} \tag{8.3}$$

kde:

δ_d je vodorovný posun třecího tlumiče, která závisí na délce drážkovaných otvorů umožňujících pohyb kluzných šroubů
h_t rameno, které se určí jako svislá vzdálenost mezi středem otáčení a středem sestavy šroubů třecího tlumiče

7.9 ÚČINKY DRUHÉHO ŘÁDU

(1) Účinky druhého řádu lze zanedbat, pokud je ve všech podlažích splněna podmínka $\theta \leq 0.10$. θ je popsáno při DC3 vztahem (6.2) z normy EN 1998-1-2:

$$\theta = \frac{P_{tot} d_{r,SD}}{q_S q_R \Omega_d V_{tot} h_s} \tag{9.1}$$

a pro DC2

$$\theta = \frac{P_{tot} d_{r,SD}}{q_S q_R V_{tot} h_s} \tag{9.2}$$

kde:

$d_{r,SD}$ je stejné jako $d_{r,DL}$, podle EN 1998-1-2, ale jiná pro mezní stav SD;

P_{tot} celkové tíhové zatížení v podlaží a nad ním, způsobené hmotami uvažovanými v seizmické analýze konstrukce;
Ω_d poměr duktility konstrukce definovaný jako:

$$\Omega_d = \min(\Omega_{d.i}) = \min\left(\frac{M_{slip.Rd} - M_{G.Ed}}{M_{Ed.i}}\right) \quad (9.2)$$

kde $M_{slip.Rd}$ je únosnost spoje FREEDAM, $M_{Ed.i}$ je ohybový moment při kombinace seizmického zatížení a $M_{G.Ed}$ je ohybový moment při kombinaci gravitačního a seismického namáhání. Navrhuje se pro únosnost spoje Ω_d ne vyšší než 1,10.
V_{tot} je celkový smyk podlaží v seismické návrhové situaci.

(2) V případě prutových konstrukcí odolných proti momentu, které jsou vybaveny přípoji FREEDAM, platí rovnice. (9.1) se použijí hodnoty q_S a q_R dané v čl. 6(2).
(3) Pokud 0,1 < θ ≤ 0,2, účinky druhého řádu lze přibližně zohlednit vynásobením příslušných účinků seismického namáhání součinitelem rovným 1/ (1-θ).
(4) Pokud 0,2 < θ ≤ 0,3 v každém podlaží by se měly účinky druhého řádu zohlednit přímo pomocí zavedených metod analýzy druhého řádu, které zohledňují geometrickou nelinearitu, tj. zohledňují podmínky rovnováhy na deformované konstrukci.
(5) Hodnota θ by neměla překročit 0,3.
(6) Body (1) až (5) se nemusí použít za předpokladu, že návrh průřezů sloupů je proveden podle teorie řízení plastických mechanismů (TPMC).

7.10 OMEZENÍ MEZIPATROVÉHO POSUNU

(1) Podle norem EN 1998-1-1 a EN 1998-1-2 musí být největší mezipatrový smyk řádně omezen jak při mezním stavu DL, tak při mezním stavu SD.
(2) Největší mezipatrový posun $d_{\mathrm{r,DL}}$ vznikající při seismickém namáhání odpovídajícím meznímu stavu DL se omezí podle následujícího vztahu:

$$d_{r,DL} \leq \lambda_{\mathrm{ns}} h_{\mathrm{s}} \quad (10.1)$$

kde h_{s} je výška pater λ_{ns} je součinitel zohledňující citlivost pomocných prvků na patrový posun, který se uvažuje hodnotou:

- 0,0025 pro budovy, které mají ke konstrukci připojeny pomocné prvky z nevyztužených prvků skupiny 4,
- 0,0045 pro budovy, které mají pomocné prvky z křehkých materiálů připevněné ke konstrukci, zejména nevyztužené zdivo s hliněnými prvky skupiny 1, 2 nebo 3 o tloušťce větší než 200 mm a normovanou střední pevností v tlaku. $f_{\mathrm{b}} \geq 3$MPa,
- 0,0075 pro budovy s tvárnými pomocnými prvky,
- 0,010 pro budovy, které mají pomocné prvky upevněny tak, aby neovlivnily deformaci konstrukce.

(3) Pro všechny třídy duktility by měl být patrový posun v mezním stavu SD omezen na $d_{r,SD} \leq 0.020\ h_s$ kde $d_{r,SD}$ je návrhový patrový posun definovaný jako rozdíl průměrných bočních posunů d_s v horní a dolní části uvažovaného podlaží a vypočtený podle normy EN 1998-1-1:2019, vzorec (6.8).

(4) $d_{r,SD}$ by neměla být větší než hodnota odvozená z elastického spektra.

7.11 OVĚŘENÍ SPOLEHLIVOSTI

(1) Při ověřování návrhu kapacity uvedeném v kap. 15 je třeba zohlednit možnost, že skutečný součinitel tření potažených povrchů třecí podložky je vyšší než jmenovitý, a to prostřednictvím součinitele Ω_{rm}, což je součinitel duktility materiálu získaný jako poměr mezi očekávanou (tj. střední) hodnotou statického součinitele tření a návrhovou hodnotou součinitele tření.
(2) V případě tlumičů FREEDAM je součinitel duktility materiálu Ω_{rm} se předpokládá hodnota 1,5.
(3) V případě třecích tlumičů na bázi povlakových materiálů nebo opotřebitelných povrchů odlišných od tlumičů FREEDAM je třeba provést specifické experimentální zkoušky podle přílohy A.

7.12 MATERIÁLY

(1) Hodnoty součinitele tření uvažované při návrhu by měly být uvedeny a zaznamenány na výkresech.
(2) Měly by se uvádět následující hodnoty:
   - Průměrná hodnota součinitele dynamického tření $\bar{\mu}_d$;
   - Jmenovitá hodnota (5 % kvantil) součinitele dynamického tření μ_d;
   - Horní mezní jmenovitá hodnota (95 % kvantil) statického součinitele tření $\mu_{s.upper}$;
   - Dolní mez jmenovité hodnoty (5 % kvantil) statického součinitele tření $\mu_{s.lower}$.
(3) Dolní mezní hodnota efektivního součinitele statického tření $\mu_{s.lower}$ vyhodnocený podle čl. A.6 by měl být v kombinaci s příslušným dílčím součinitelem bezpečnosti použit k určení návrhové odolnosti pro kombinace zatížení od tíhy a mezní stavy použitelnosti, viz kap 16.
(4) Horní mezní hodnota efektivního součinitele statického tření $\mu_{s.upper}$, vyhodnoceno podle A.6, se použije pro nedisipativní části jak třecí tlumič a spoj nosníku sloupem.
(5) Efektivní součinitel dynamického tření μ_d pro kombinace seizmického zatížení se vyhodnotí podle čl. A.6, kde se uvažuje $\mu_d = \bar{\mu}_{d.k.lower}$.
(6) Efektivní součinitel dynamického tření $\bar{\mu}_d$ které mají být použity pro posouzení seizmické odolnosti, by měly být vyhodnoceny podle čl. A.6, kde uvažuje $\bar{\mu}_d = \bar{\mu}_{d.m}$.

7.13 KONSTRUKČNÍ KRITÉRIA

(1) Momentově odolné rámy DC3 s přípoji FREEDAM by měly být navrženy tak, aby ve spojích nosníků se sloupy docházelo k prokluzu. Poddajnosti sloupů by mělo být zabráněno s výjimkou základny rámu, v níž $N_{\mathrm{Ed,G}}$ v primárních sloupech splňuje nerovnost $N_{\mathrm{Ed,G}}/N_{\mathrm{pl,Rd}} < 0.30$;
(2) Šrouby a svary spojů a připojených prutů by měly mít dostatečnou únosnost, aby umožnily vznik cyklického prokluzu v tlumiči tření.
(3) Rozptylu energie, tj. místění rozptylových zón, se dosáhne dodržením ustanovení čl. 14 až 16.
(4) Přípoje mezi nosníky a sloupy s třecím tlumičem FREEDAM by měly být navrženy tak, aby bylo zajištěno:

a) dostatečná únosnost při tření, aby se zabránilo jakémukoli prokluzu při zatížení gravitací jak při mezním stavu použitelnosti (MSP), tak při mezním stavu únosnosti (MSU) pro neseismické kombinace zatížení;
b) přiměřené tření, aby se zabránilo prokluzu při namáhání větru, pokud není požadováno rozptýlení energie pro stanovené úrovně intenzity namáhání větru. V tomto případě se stanoví minimální rychlost větru, pro kterou je třeba zabránit prokluzu a k tomu se stanoví požadované minimální tření;
c) se zadavatelem může být dohodnut přiměřené tření, aby se zabránilo jakémukoli prokluzu při seismických působeních při plně provoznímu meznímu stavu (OP);
d) odpovídající rozptyl energie při cyklickém namáhání.

7.14 NOSNÍKY

(1) a) dostatečná únosnost proti tření, aby se zabránilo jakémukoli prokluzu při zatížení gravitací jak při mezním stavu použitelnosti (MSP), tak při mezním stavu únosnosti (MSÚ) pro neseismické kombinace zatížení;
b) přiměřený třecí odpor, aby se zabránilo jakémukoli prokluzu při namáhání větru, pokud není požadováno rozptýlení energie pro stanovené úrovně intenzity namáhání větru. V takovém případě je minimální hodnota větru (1) Není stanoveno žádné omezení pro třídu průřezu nosníků.

(2) Mělo by se ověřit, že nosníky mají dostatečnou únosnost proti kroucení podle EN 1993-1-1:2004, za předpokladu prokluzu tlumiče tření na jednom konci nosníku, a to ohybového momentu od prokluzu na jednom konci a návrhového momentu na druhém konci. Pro ověření je třeba uvažovat nejvíce namáhaný konec nosníku v seismické návrhové situaci. Tato kontrola je splněna, pokud jsou boční torzní omezení podrobně popsána v souladu s (3) v DC2 a (4) v DC3.

(3) Vztahy (14.2) až (14.4) mají platit, tj.

$$M_{Ed} \leq M_{b.Rd} \tag{14.2}$$

$$N_{Ed} \leq 0.15\, N_{b.Rd} \tag{14.3}$$

$$V_{Ed} \leq V_{b.Rd} \tag{14.4}$$

kde:

M_{Ed}, N_{Ed} a V_{Ed} jsou ohybový moment, osová síla a smyková síla při návrhové seismické situaci.

$M_{b.Rd}$, $N_{b.Rd}$, $V_{b.Rd}$ návrhové únosnosti průřezů nosníků.

(4) Pro nosníky v DC3 by měl být splněn vztah (14.4) s návrhovým smykem V_{Ed} daným vztahem:

$$V_{Ed} \leq V_{Ed,G} + V_{Ed,M} \tag{14.5}$$

kde:

$V_{Ed,G}$ je návrhová hodnota smykové síly, která se vypočte z rovnováhy sil na nosníku při neseizmických zatíženích;

$V_{Ed,M} = \left(M_{slip,A} + M_{slip,B}\right)/L$, kde L je rozpětí nosníku mezi pásnicemi sloupů na koncích nosníku, $M_{slip,Rd,A}$ a $M_{slip,Rd,B} M_{slip,A}$ jsou návrhová hodnoty smykové síly od namáhání momentem, s opačným znamením na koncích A a B nosníku pro střední hodnotu statického součinitele tření:

$$M_{slip,A} = \Omega_{rm}\, M_{slip.Rd.A} \tag{14.6}$$

$$M_{slip,B} = \Omega_{rm}\, M_{slip.Rd.B} \tag{14.7}$$

kde $M_{slip.Rd.A}$ a $M_{slip.Rd.B}$ se stanoví podle kap. 16.

(5) Vztahy (14.2) až (14.4) odpovídají návrhovým silám v přípoji nosníku na sloup $M_{b.Rd}$, $N_{b.Rd}$, $V_{b.Rd}$. Přičemž $M_{b.Rd}$ a $N_{b.Rd}$ se vyhodnotí s ohledem na prokluz tlumiče tření ve styčníku.

7.15 SLOUPY

(1) U sloupů se ověří nejnepříznivější návrhová kombinace namáhání v tlaku, ohybu a smyku M_{Ed}, N_{Ed} a V_{Ed} podle vztahů:

$$N_{Ed} = N_{Ed,G} + \Omega\, N_{Ed,E} \tag{15.1}$$

$$M_{Ed} = M_{Ed,G} + \Omega\, M_{Ed,E} \tag{15.2}$$

$$V_{Ed} = V_{Ed,G} + \Omega\, V_{Ed,E} \tag{15.3}$$

kde:

$N_{Ed,G}$, $M_{Ed,G}$ a $V_{Ed,G}$ jsou účinky neseizmických účinků;
$N_{Ed,E}$, $M_{Ed,E}$ a $V_{Ed,E}$ jsou účinky návrhového seismického působení;
Ω je součinitel zvětšení seismického působení;
+ zde znamená kombinaci +.

(2) Součinitel zvětšení seismického namáhání by se měl rovnat:

$\Omega = 1.7$ v případě jednopodlažních ohybově tuhých prutových konstrukcí MRF s průřezy třídy 1 a 2;

$\Omega = 2.0$ v případě vícepodlažních MRF.

(3) Únosnost sloupů v DC3 se ověří podle vztahů (15.4) and (15.5):

$$\sum M_{c.pl.Rd}(N_{Ed}) \geq \sum \left(\Omega_{rm}\, M_{slip.Rd} + s_h V_{Ed,M}\right) \tag{15.4}$$

kde:

$\sum M_{c.pl.Rd}(N_{Ed})$ je součet momentů ve sloupu podle EN 1993-1-1:2004, 6.2.9.1, s přihlédnutím k osovému namáhání N_{Ed};

Ω_{rm} je součinitel v disipativní oblasti v důsledku náhodné variability součinitele tření tlumičů;

s_h je vzdálenost mezi tlumičem tření a osou sloupu.

(4) Sloupy pro DC3 se navrnou podle čl. 15. (5) nebo podle plastického mechanizmu (Theory of Plastic Mechanism Control, TPMC) podle přílohy C.

(5) Sloupy pro DC3 se ověří v tlaku, ohybu a smyku v nejnepříznivější kombinaci N_{Ed}, M_{Ed} a V_{Ed} podle vztahů (15.5) až (15.7), kde Ω_d je nejmenší hodnota podílu $\left(M_{slip,Rd} - M_{Ed,G}\right)/M_{Ed,E}$ všech spojích, ve kterých se očekávají disipativní zóny a $M_{\mathrm{Ed,G}}$ jsou hodnoty od neseizmických zatížení.

$$N_{\mathrm{Ed}} \leq N_{\mathrm{Ed,G}} + \Omega_{\mathrm{rm}}\Omega_d\, N_{\mathrm{Ed,E}} \tag{15.5}$$

$$M_{\mathrm{Ed}} \leq M_{\mathrm{Ed,G}} + \Omega_{\mathrm{rm}}\Omega_{\mathrm{d}}\, M_{\mathrm{Ed,E}} \tag{15.6}$$

$$V_{\mathrm{Ed}} \leq V_{\mathrm{Ed,G}} + \Omega_{\mathrm{rm}}\Omega_{\mathrm{d}}\, V_{\mathrm{Ed,E}} \tag{15.7}$$

(6) Pokud se ve sloupu očekává plastické namáhámí ma smyková síla V_{Ed} splňovat:

$$V_{Ed} \leq 0.5\, V_{\mathrm{c.Rd}} \tag{15.8}$$

kde $V_{\mathrm{c.Rd}}$ je návrhová únosnost průřezů sloupu ve smyku podle EN 1993-1-1.

7.16 STYČNÍKY NOSNÍKU SE SLOUPEM

(1) U styčníků ocelkobetonovými nosníků a sloupů s tlumiči tření se zabrání namáhání spřažení nosníku a betonové desky pomocí opatření v čl. 12.8.6.2.3 v normě EN 1998-1-2.

(2) Spoje mezi nosníky a sloupy s třecími tlumiči se navrhují jako disipativní s únosností podle třídy konstrukce DC2 i DC3 při splnění:

a) rotační kapacita spojů odpovídá celkovým deformacem;
b) únosnost a stabilita prutů ve spoji je ověřena v mezním stavu SD;

(3) Požadavek za a) je splněn pro oválné otvory pro šrouby v třecích tlumičích s posunem odpovídajícím celkovým deformacím podle třídy duktility konstrukce.

(4) Přenesení vnitřních sil z nosníku na sloup má odpovídat normě EN 1993-1-8:2004.

(5) Pro panel stěny sloupu ve smyku platí vztah:

$$V_{wp,Ed} \leq V_{wp,Rd} \tag{16.1}$$

kde:

$V_{wp,Ed}$ je návrhová smyková síla v panelu na mezi únosnosti při prokluzu sousedních disipativních zón ve spojích;

$V_{wp,Rd}$ únosnost panel stěny sloupu ve smyku

(6) Panel stěny má splňovat:

$$V_{wp,Ed} \leq V_{wb,Rd} \tag{15.9}$$

kde $V_{wb,Rd}$ je únosnost panelu stěny ve vzpěru.

(7) Při DC3 má celková tloušťka *t* splňovat:

$$t = t_w + t_{swp} \geq \frac{\left[\left(d_b - 2t_{bf}\right) + \left(d_c - 2t_{cf}\right)\right]}{90} \tag{16.2}$$

kde:

d_b je výška nejyššího propojeného nosníku;

t_{bf} je tloušťka pásnice nejyššího propojeného nosníku;

d_c výška sloupu;

t_{cf} tloušťka pásnice sloupu;

t_w tloušťka stěny;

t_{swp} tloušťka příložky.

Podmínku (16.3) považovat za splněnou, pokud je vztah (16.2) splněn.

(8) Spoje mezi nosníky a sloupy s tlumiči tření by měly být navrženy tak, aby zajistily, že při kombinacích zatížení na mezním sdtavu použitelnosti nedojde k prokluzu.

(9) Vztah 16(8) je splněný pro:

$$M_{Ed} \leq M_{slip.Rd} \tag{16.4}$$

kde:

M_{Ed} je největší ohybový moment vyskytující se ve přípoji při nejtěžší kombinaci zatížení vyplývající z:

a) kombinace gravitačního zatížení (kombinace trvalých zatížení a proměnných zatížení při SLU)
b) kombinace zatížení větrem (kombinace trvalých zatížení, zatížení větrem a jiných proměnných zatížení);
c) kombinace seizmického zatížení pro požadavky na provozuschopnost, tj. kombinace gravitačního zatížení se seismickým namáháním odpovídajícím plně funkčnímu meznímu stavu (tj. meznímu stavu DL) nebo plně provoznímu stavu (tj. mezní stav FO) po dohodě s klientem.

$M_{slip.Rd}$ je návrhová hodnota momentu únosnosti při prokluzu tlumiče tření podle:

$$M_{slip.Rd} = \frac{\mu_{s.lower} n_b n_s F_{p,lt} h_t}{\gamma_{Mf}} \tag{16.5}$$

kde

n_b je počet šroubů,
n_s počet stykových ploch,
$F_{p,lt}$ dlouhodobá hodnota předpětí šroubu v důsledku utahování,
h_t rameno,
$\mu_{s.lower}$ 5 % fraktil statického součinitele tření pokovovaných ploch a
γ_{Mf} dílčí součinitel spolehlivosti.

U tlumičů FREEDAM, jejichž třecí podložky jsou potaženy materiálem M4, lze použít hodnoty $\mu_{s.lower} = 0.69$ a $\gamma_{Mf} = 1.162$. U jiných povlaků se součinitel tření stanoví zkouškami.

(10) Spoje mezi nosníkem a sloupem s tlumiči tření by měly být navrženy tak, aby zajistily odpovídající ohybovou únosnost a disipaci energie při vzácných a velmi vzácných seismických namáhání.

(11) Únosnost se požadovaná v 16(10) se ověří podle čl. 16(12) až 16(14).

(12) Ohybová únosnost spojů mezi nosníky se tlumiči tření se ověří jako:

$$M_{Ed} \leq \Omega_{dyn} M_{slip.Rd} \tag{16.6}$$

kde:

M_{Ed} je největší ohybový moment ve styčníku pro kombinace seizmického namáhání pro mezní stav únosnosti, tj. kombinace gravitačního zatížení se seismickým působením odpovídajícím meznímu stavu významného poškození (SD).

$\Omega_{\mathrm{dyn}}\mathrm{M}_{\mathrm{slip.Rd}}$ únosnost pro mezní stav poškození odpovídající prokluzu třecí tlumiče. Pro pokovování třecích podložek tlumiče FREEDAM M4 platí hodnota $\Omega_{\mathrm{dyn}} = 1.00$. U jiných povlaků se hodnota stanoví ze zkoušek.

(13) Posun třecích tlumičů ve styčníku mezi nosníkem a sloupem, se navrhuje pro natočení θ_p ne menší než:

0,03 rad pro DC3;

0,02 rad pro DC2.

Poznámka: Výrobní a konstrukční tolerance se zohlední zvýšením posunu v třecím tlumiči o natočení 0,01 rad.

(14) Čl A4.1(6) v příloze A uvádí postup zatěžování.
(15) Požadavky pro zkoušky třecích tlumiču jsou připravena v příloze A.
(16) Zkoušky se pro předem ověřené styčníky nepožadují. Styčníky zaručují požadovanou rotační kapacitu θ_p a konstrukční únosnost proti prokluzu.
(17) Aby se zajistilo, že prokluz tlumiče tření je nejslabší částí styčníku, ověří se únosnost jeho komponent.
(18) Nedisipativní komponenty styčníku se navrhnou tak, aby zůstaly v pružném stavu. Musí odolat silám, které je disipativní část schopna přenášet.
(19) Požadavky na únosnost nedisipativních komponent jsou definovány v čl. 16.
(20) Požadavky jsou konstrukčně splněné, jestliže největší síla přenášená tlumičem tření $F_{\text{slip.max.Cd}}$, k nedisipativní komponentě styčníku splní

$$F_{slip.max.Cd} = \Omega_{Cd} \frac{\mu_{s.lower} n_b n_s F_{p,lt}}{\gamma_{Mf}} \tag{16.7}$$

kde Ω_{Cd} je součinitel přetížení, který zohledňuje variabilitu součinitele tření ovlivněnou pokovováním třecích vložek destiček a zvolenou úrovení spolehlivosti.
(21) Součinitel přetížení pro třecí podložky FREEDAM je $\Omega_{Cd} = 1.56$. Pro třecí podložky s odlišným povlakem je třeba hodnotu stanovit zkouškami.

7.17 KOTVENÍ SLOUPU

(1) Kotvení sloupu se navrhuje podle EN 1998-1-2.

7.18 POŽADAVKY NA TŘECÍ TLUMIČE

7.18.1 *Příprava kontaktních ploch třecích vložek*

(1) Předpokládá se, že kontaktní plocha se rovná ploše třecích podložek v kontaktu. Stykové plochy se upraví tak, aby vytvářely požadovaný součinitel tření, který se stanoví zkouškou podle přílohy A.
(2) Před montáží jsou třeba následujících opatření:
   a) kontaktní plochy nesmí být znečistěny, např. olejem, nečistotou nebo barvou. Otřepy, které by bránily spojení částí, musí být odstraněny;
   b) nepotažené povrchy by měly být bez rzi a jiného znečištění. Zdrsněný povrch nesmí být poškozen nebo zbroušen. Po dokončení kontroly spoje se neočištěné oblasti po obvodu spoje ponechají neupravené.
(3) Tlumič tření by měl být konstruován tak, aby poskytoval:
   a) únosnost v prokluzu, aby se zabránilo prokluzu při gravitačním zatížení na mezním stavu použitelnosti (MSP) a únosnosti (MSÚ);
   b) únosnost v prokluzu, aby se zabránilo prokluzu při namáhání větru, pokud není žádoucí rozptyl energie pro stanovené úrovně intenzity namáhání větru. V tomto případě se

definuje minimální rychlost větru, při které má být zabráněno prokluzu. Stanoví se odpovídající požadovaná minimální třecí síla;

c) únosnost v prokluzu, aby se zabránilo prokluzu při seismických zatíženích odpovídajících mezním stavu použitelnosti;
d) ochranu proti plastifikaci příložek, tlumiče tření a komponent spoje;
e) navrženou disipaci energie při cyklickém namáhání.

(4) Výrobce by měl poskytnout hodnoty statického a dynamického součinitele tření.

(5) Předchozí čl. lze splnit deklarací:

- horní meze, 95 % fraktil, statického součinitele tření;
- dolní meze, 5 % fraktil, statického součinitele tření;
- průměrnou hodnotu dynamického součinitele tření;
- dolní mez, 5 % fraktil, dynamického součinitele tření.

7.18.2 *Utahování předpínacích šroubů třecího tlumiče*

(1) Je upřednostňována kontrola utahování šroubů tlumičů FREEDAM utahovacím momentem. Šrouby by měly být utaženy pomocí momentového klíče, který nabízí vhodný provozní rozsah.

(2) Předpínací síla by měla odpovídat:

$$F_{ap.C} = \gamma_{lt}\psi\ 0.70\ f_{ub}A_s \tag{18.1}$$

kde γ_{lt} je součinitel, který zohledňuje očekávané ztráty předpětí ve šroubu, ke kterým dojde během životního cyklu konstrukce, $\psi \leq 1.0$ redukční součinitel předpětí šroubu, který se použije ke snížení opotřebení kontaktních ploch a/nebo k zabránění prokluzu. Rovnice (18.1) se omezení na $\gamma_{lt}\psi \leq 1.0$.

- V případě tlumičů FREEDAM a třecích podložek potažených materiálem M4 je hodnota součinitele γ_{lt} ztrát předpětí šroubu, ke kterým dojde během životního cyklu konstrukce, rovna 1,15.
- Pokud $\gamma_{lt}\psi$ překročí 1.0, sníží se hodnota dlouhodobého předpětí, kterou lze skutečně využít, viz rovnice (18.2), tj sníží se součinitel ψ.

(3) Snížené hodnoty součinitele pro zohlednění ztrát způsobených předpětí šroubu γ_{lt} ve srovnání s 18.2(5) lze použít za předpokladu, že se předepnutí šroubu ověří po 24 hod. Snížené hodnoty lze stanovit dlouhodobými zkouškami.

(4) U tlumičů FREEDAM, aby se snížilo opotřebení kontaktních ploch a zabránilo prokluzu, se redukční součinitel předpětí šroubu ψ navrhne:

$\psi \leq 1.00$ v případě třecích destiček potažených materiálem M4;

Součinitel $\psi \geq 0.40$ se doporučuje nezávisle na materiálu povlaku.

(5) Návrhová hodnota dlouhodobé síly předpětí odolnosti tlumiče tření proti prokluzu se uvažuje jako:

$$F_{p.lt} = \psi\ 0.70\ f_{ub}A_s \leq \frac{F_{p.0}}{\gamma_{lt}} \tag{18.2}$$

kde $F_{p.0}$ je počáteční hodnota.

(6) Návrhová hodnota počáteční síly před předpětím pro utahování šroubů je dána vztahem:

$$F_{p.0} = F_{ap.C} = \gamma_{lt}\psi\ 0.70\ f_{ub}A_s \tag{18.3}$$

Rovnice (18.3) se použije s omezením

$\gamma_{lt}\psi \leq 1.0$.

(7) Hodnoty kroputícího momentu $M_{r.i}$ pro získání předpětí $F_{p.0}$ by měly být stanoveny pro každý typ kombinace šroubu a matice pomocí:

a) hodnoty k deklarované výrobcem spojovacího materiálu podle příslušných částí EN 14399:

$$M_{r.2} = \gamma_{lt}\psi\ k_m d\ F_{p.C.max} \qquad \text{s } k_m \text{ pro třídu K2} \tag{18.4}$$

b) určením podle přílohy H k EN 1090-2:

$$M_{r.test} = M_m \tag{18.5}$$

kde M_m se stanoví podle metody utahování.

Rovnice (18.4) se omezí $\gamma_{lt}\psi \leq 1.0$.

PŘÍLOHA A ZKOUŠKY TRIBOLOGICKÝCH VLASTNOSTÍ TLUMIČE TŘENÍ

A.1 ROZSAH

(1) Cílem zkoušek je stanovit součinitel tření pro běžnou povrchovou úpravu třecích podložek.

Poznámka: Ustanovení přílohy neslouží pro tlumiče tření, jejichž tribologické vlastnosti jsou dostupné, za předpokladu, že opotřebitelné povrchy A TVORBA POVLAKU jsou připraveny v souladu se zkušebními postupy.

(2) Zkušební postupy mají uvažovat s prokluzem ve spoji.

(3) Platnost výsledků zkoušek pro potažené povrchy je omezena na případy, kdy jsou všechny hlavní proměnné podobné proměnným u vyzkoušených vzorků.

A.2 HLAVNÍ PROMĚNNÉ

(1) Proměnné, které se považují za významné pro výsledky zkoušek:

a) složení nátěrové hmoty;
b) povrchová úprava a úprava primárních vrstev v případě vícevrstvých systémů, viz A.3;
c) největší tloušťka povlaku, viz A.3;
d) postup vytvrzování;
e) minimální časový interval mezi nanášením nátěru a zatížením spoje;
f) třída šroubů, viz A.6.

A.3 VZORKY

(1) Vzorky mají odpovídat rozměrům na obrázku A.1.

(2) Ocel má odpovídat normám EN 10025-2 až -6.

(3) Vnitřní desky mají mít stejnou tloušťku.

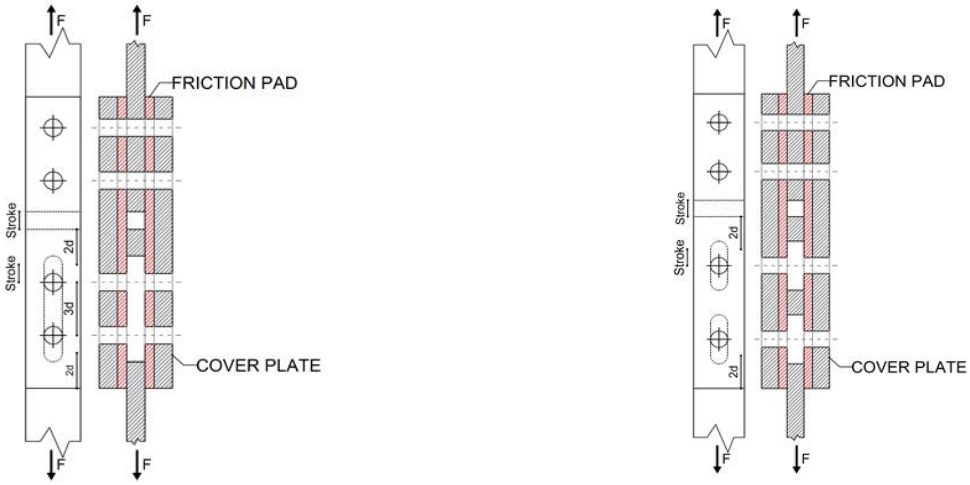
(4) Desky by měly mít přesně řezané hrany, které neinterferují s kontaktem mezi povrchy desek. Měly by být dostatečně ploché, aby umožnily kontakt upravených povrchů. Šrouby se předpínají podle čl. 6.4 tohoto dokumentu.

(5) Povrchová úprava a povlak by měly být aplikovány na stykové plochy zkušebních vzorků způsobem, který je v souladu se zamýšleným konstrukčním použitím. Střední tloušťka povlaku na stykové ploše zkušebních vzorků by měla být nejméně o 25 % silnější než jmenovitá tloušťka specifikovaná pro použití v konstrukci.

(6) Postup vytvrzování by měl být zdokumentován odkazem na doporučení, nebo popisem postupu.

(7) Měl by být zaznamenán časový interval, v hod, mezi povlakem a zkouškou.

(8) Šrouby mají být utaženy s přesností ± 5 % předepsaného konstrukčního předpětí $F_{p,C}$, viz čl. 18.2 tohoto dokumentu, podle velikosti a třídě materiálu šroubu.



Obrázek A.1: *Vzorky pro vyhodnocení součinitele tření,*
šrouby v jednom otvoru s drážkou (vlevo), šrouby v otvorech s drážkami (vpravo)

(9) Předpětí ve šroubech se měří s přesností ± 4 %.
(10) Je třeba odhadnout ztráty předpětí šroubu v čase.
(11) Předpětí šroubu v každém zkušebním vzorku se měří před zkouškou a v případě potřeby jsou znovu utaženy s požadovanou přesností ± 5 %.

A.4 ZKOUŠKA PROKLUZU

A.4.1 Postup

(1) Průběh zatěžování se kontroluje posunutím. Zaznamená se vztah posunuití a síly. Měří se relativní prokluz mezi sousedními body na vnitřním plechu a ve vnějším plechu ve směru působícího zatížení. Prokluz se měří na obou kloncích vzorku. Pro každý konec se prokluz bere průměrem posunů na obou stranách vzorku.
(2) Celkem se zkouší nejméně šestnáct vzorků.
(3) Deset zkoušek se zatíží při nízké rychlosti, rychlost ≤ 5 mm/s. Pokud směrodatná odchylka $\sigma_{\mu.s}$ z deseti hodnot statického součinitele tření přesáhne 8 % střední hodnoty, zkouší se další vzorky. Celkový počet zkušebních vzorků, včetně prvních deseti, se stanoví jako:

$$n \geq 2(s/3.5)^2 \qquad \text{(A.1)}$$

kde n je počet zkušebních vzorků; s směrodatná odchylka od prvních deseti vzorků vyjádřená v procentech střední hodnoty (pro $s = 8$, se použije $n = 10$).

Poznámka: Stávající výsledky zkoušek lze použít k určení vlastností třecího povrhu podle této přílohy za předpokladu, že jsou provedeny alespoň tři zkoušky nízké rychlosti pro specifickou výrobu třecích spojů. Výsledky zkoušek mají bát v souladu s experimentálními údaji, které jsou k dispozici

(4) Pro zkoušky vysokou rychlostí se použijí tři další zkušební vzorky 50 mm/s; 100 mm/s; 150 mm/s. Pro zkoušky tečení se použijí dva poslední zkušební vzorky.

Poznámka: Tento článek se nevztahuje na třecí tlumiče, jejichž tribologické vlastnosti jsou již k dispozici ze specifických zkoušek, za předpokladu, že opotřebitelné povrchy a proces povlakování jsou v souladu se zkoušenými vzorky.

(5) Zatěžovací protokol má odpovídat konstrukčnímu použití třecích tlumičů.
(6) Bod 5 je splněn za předpokladu, že zatěžování odpovídá požadavkům na natočení s tlumiči. Cyklické zkoušky ohybově tuhých styčníků nosníku a sloupu se připravují podle natočení θ ve zkušebním vzorku, jak je uvedeno dále:
   a) 6 cyklů pro θ = 0.00375 rad
   b) 6 cyklů pro θ = 0.005 rad
   c) 6 cyklů pro θ =0.0075 rad
   d) 4 cyklů pro θ = 0.01 rad
   e) 2 cyklů pro θ = 0.015 rad
   f) 2 cyklů pro θ = 0.02 rad
   g) 2 cyklů pro θ = 0.03 rad
   h) 2 cyklů pro θ = 0.04 rad

Pokračuje se se dvěma cykly zatížení v každém kroku po krocích θ = 0.01 rad.

(7) Postup zatěžování tlumiče tření podle čl. (6) se odvodí z požadavku na pootočení podle písmen a) až h) podle ramene spojů FREEDAM se zkoušeným tlumičem tření.
(8) Zatěžování končí při dosažení mezního koncového posunu v otvorech šroubů třecího tlumiče.

A.4.2 Vyhodnocení výsledků cyklických zkoušek

(1) Zavíslost síly a posunutí při cyklickém namáhání odpovídajícím zatěžovacímu protokolu podle čl. A.4.1 se průběžně zaznamenává.
(2) Odezva tlumiče během první polovině cyklu se využije ke stanovení hodnoty statického součinitele tření. První polovina cyklu se zatěžuje rychlostí nepřesahující $0.00125\ mm/s$.
(3) Statické zatížení do protiskluzu $F_{slip.sf}$ se definuje na jednom vzoreku jako zatížení, při kterém dochází k prokluzu 0,15 mm. Ze zkoušek s nízkou rychlostí se získá deset hodnot statického součinitele tření.
(4) Hodnoty statického součinitele tření se stanoví podle čl. A.6.
(5) Dolní mez statického součinitele tření $\mu_{s.k.lower}$, podle A.6, se využije k definici únosnosti pro mezní stav použitelnosti.
(6) Horní mez statického součinitele tření $\mu_{s.k.upper}$, podle A.6, se využije pro přenesení nedisipativních zatížení tlumiče tření a spoje nosníku se sloupem.
(7) Součinitel dynamického tření $\bar{\mu}_{d.k.lower}$ se použije pro kombinace seismických zatížení, viz A.6.
(8) Hodnota součinitel tření $\mu_{d.k.lower}(\delta_{cd})$ se vyhodnotí při posunutí δ_{cd}.
(9) Třecí tlumič vyhovuje za předpokladu, že se $\mu_{d.k.lower}(\delta_{cd})$ liší od $\bar{\mu}_{d.k.lower}$ o méně než 20 %.
(10) Součinitel dynamického tření $\bar{\mu}_{d.m}$ pro seismické namáhání se vyhodnotí podle čl. A.6.
(11) Součinitel dynamického tření ze zkoušek vysokou rychlostí by měl, nezávisle na rychlosti, ležet mezi 5 % a 95 % fraktilem statického součinitele tření.

A.4.3 Zkouška tečení

(1) Vzorek pro zkoušku tečení má být namáhán silou, pro úroveň předpětí $F_{p.\mathrm{lt}}$, podle vzorce (18.2), se statickým součinitelem tření rovným 5 % fraktilu z prvních deseti vzorků, viz A.6.
(2) Utažení šroubů při zkouškách tečení se stanoví podle 7.4.1. Pokud rozdíl mezi zaznamenaným prokluzem po pěti min a třech hod při plném namáhání, nepřesahuje 0,002 mm, zatěžuje se silou $F_{slip.s.lower}$. Pokud přesáhne 0,002 mm použije se rozšířená zkouška tečení podle A.5.

A.5 ROZŠÍŘENÁ ZKOUŠKA TEČENÍ

(1) Rozšířenou zkouškou tečení se vyzkouší nejméně tři vzorky.

(2) Namáhání vzorku zohlední výsledek statické zkoušky v tečení v čl. A.4 a návrhovou hodnotu součinitelu tření v třecím tlumiči.

(3) Pro povrchovou úpravu podle třídy lze uvažovat namáhání podle podle tabulky v čl. A.6.

(4) Na křivce deformace v čase se prokáže, že prokluz pro součinitel tření nebude větší než 0,3 mm během projektované životnosti konstrukce, tedy 50 let, není-li stanoveno jinak.

(5) Na křivka deformace v čase v logaritmickém měřítku lze lineární extrapolaci tečnu určit s dostatečnou přesností.

A.6 ANALÝZA VÝSLEDKŮ ZKOUŠEK

(1) Statické zatížení $F_{slip.s.i}$ jednoho vzorku se stanoví na prokluzu 0,15 mm. Hodnota statického součinitele tření se určí jako:

$$\mu_i = \frac{F_{slip.s.i}}{n_b n_s F_{p.C}} \tag{A.2}$$

kde $F_{slip.s.i}$ je hodnota statického prokluzu pro i-tý vzorek; n_b je počet šroubů $n_b = 2$, n_s je počet povrchů v kontaktu $n_s = 2$ a $F_{p.C}$ je návrhové předepnutí.

(2) Střední hodnota $m_{F.slip.s}$ a její směrodatná odchylka $\sigma_{F.slip.s}$ se vypočítají jako:

$$m_{F.slip.s} = \frac{\sum F_{slip.s.i}}{n} \tag{A.3}$$

$$\sigma_{F.slip.s} = \sqrt{\frac{\sum\left(F_{slip.s.i} - m_{F.slip.s}\right)^2}{n-1}} \tag{A.4}$$

(3) Střední hodnota statického součinitele tření $\mu_{s.m}$ a její směrodatná odchylka $\sigma_{\mu.s}$ se stanoví jako:

$$m_{\mu.s} = \frac{\sum \mu_{s.i}}{n} \tag{A.5}$$

$$\sigma_{\mu.s} = \sqrt{\frac{\sum\left(\mu_{s.i} - m_{\mu.s}\right)^2}{n-1}} \tag{A.6}$$

(4) Dolní mez statického součinitele tření $\mu_{s.k.lower}$ seuvažuje jako 5 % hodnoty pro fraktil spolehlivosti 75 %. Pro deset hodnot, $n = 10$, lze charakteristickou hodnotu sníženou o 2,05násobek směrodatné odchylky považovat za střední hodnotu.

(5) Horní mez statického součinitele tření $\mu_{\text{s.k.upper}}$ se vypočítá jako 95 % fraktilu pro spolehlivost 75 %. Pro deset hodnot, $n = 10$, lze charakteristickou hodnotu zvýšenou o 2,05násobek směrodatné odchylky považovat za střední hodnotu.

(6) Vliv degradace opotřebením stykové plochy a ztráty předpětí ve šroubu při cyklickém namáhání je dynamické síla v prokluzu $F_{slip.d}$ funkcí celkového prokluzu. Pro i-tý vzorek je hodnota součinitele dynamického tření:

$$\mu_{d.i} = \mu_{d.i}(\delta_c) = \frac{F_{slip.d.i}}{n_b n_s F_{p.C}} \tag{A.7}$$

kde, je celkový prokluz δ_c.

(7) Odpovídající střední hodnota a směrodatná odchylka jsou z rovnice (A.7) pro $\delta_c \geq 0.15\,mm$ dány vztahem:

$$m_{\mu.d} = m_{\mu.d}(\delta_c) = \frac{\sum \mu_{d.i}}{n} \tag{A.8}$$

$$\sigma_{\mu.d} = \sigma_{\mu.d}(\delta_c) = \sqrt{\frac{\sum\left(\mu_{d.i} - m_{\mu.d}\right)^2}{n-1}} \tag{A.9}$$

Rovnice (A.8) a rovnice (A.9) se pro prukluz δ_c ($\delta_c \geq 0.15\,mm$) počítají postupně. Jako střední hodnota minus 2,05násobek směrodatné odchylky se stanoví dolní mezní součinitele dynamického tření $\mu_{\text{d.k.lower}}$, která funkcí celkového posunu δ_c.

(8) Návrhová hodnota účinku tlumiče tření se uvažuje pro celkový prokluz odpovídající požadované třídě duktility konstrukce.

(9) Pro střední třídu duktility se návrhová hodnota prokluzu $\delta_{c.d}$ stanoví podle postupu zatěžování v A4.1 pro druhý krok zatížení pro θ = 0.02 rad.

(10) Pro vysokou třídu duktility se návrhová hodnota prokluzu $\delta_{c.d}$ stanoví podle postupu zatěžování v A4.1 pro druhý krok zatížení pro θ = 0.04 rad.

(11) Střední hodnota součinitele dynamického tření $\bar{\mu}_{d.k.lower}$ pro kombinace seizmického zatížení se uvažuje jako střední hodnota $\mu_{d.k.lower}$ z celkového posunutí podle třídy duktility konstrukce takto:

$$\bar{\mu}_{d.k.lower} = \frac{\int_0^{\delta_{c.d}} \mu_{d.k.lower}\,(\delta_c) d\delta_c}{\delta_{c.d}} \tag{A.10}$$

(12) Střední hodnota efektivního součinitele dynamického tření $\bar{\mu}_{d.m}$ která se použije pro posouzení seizmické odolnosti, je průměrná hodnota $m_{\mu.d}$ vyhodnocené v celém kumulovaném rozsahu posunutí v závislosti na třídě duktility konstrukce jako:

$$\bar{\mu}_{d.m} = \frac{\int_0^{\delta_{c.d}} m_{\mu.d}(\delta_c) d\delta_c}{\delta_{c.d}} \tag{A.11}$$

(13) Hodnota součinitele tření $\mu_{d.k.lower}(\delta_{cd})$ při návrhovém prokluzu δ_{cd} rozhodne o využijí třecího tlumiče.

(14) Rozdíl mezi $\mu_{d.k.lower}(\delta_{cd})$ a $\bar{\mu}_{d.k.lower}$ by měl být méně než 20 %.

(15) Pokud je požadována rozšířená zkouška tečení, lze za součinitel prokluzu uvažovat hodnotu, která splňuje požadovanou mez tečení, viz A.5.

(16) Úpravu povrchu lze, podle dolní meze součinitele tření $\mu_{\text{s.ki}}$ v A.4 nebo A.5 zatřídit podle tabulky A.1.

Tabulka A.1: *Třídy třecích ploch*

Třída A	$\mu_{s.ki} \geq 0.50$
Třída B	$0.40 \leq \mu_{s.ki} < 0.50$

Třída C	$0.30 \leq \mu_{s.ki} < 0.40$
Třída D	$0.20 \leq \mu_{s.ki} < 0.30$

PŘÍLOHA B ZKOUŠKA UTAŽENÍ ŠROUBU NA NIŽŠÍ ÚROVNI PŘEDPĚTÍ

B.1 ROZSAH

(1) Příloha specifikuje zkoušku utažení šroubových spojů pro předpětí nižší než $F_{p.C.max}$.

(2) Zkouškou se při kontrole předpětí kroutícím momentem určí hodnoty kroutícího momentu k zajištění spolehlivého dosažení požadovaného předpětí.

B.2 SYMBOLY A JEDNOTKY

(1) V této příloze jsou použity symboly a jednotky.

$F_{ap.C}$ je požadovaná předpínací síla, (kN)
M_i hodnota kroutícího momentu pro $F_{ap.C}$ (Nm)
M_m střední hodnota kroutícího momentu M_i (Nm)
S_M odhadovaná směrodatná odchylka kroutícího momentu M_i (Nm)
V_M variační součinitel kroutícího momentu M_i (Nm)

B.3 PRINCIP ZKOUŠENÍ

(1) Při zkoušce se při utahování měří:

- síle ve šroubu a
- krouticí moment.

B.4 ZKUŠEBNÍ ZAŘÍZENÍ

(1) Pokud přesnost síly splňuje požadavky v tabulce B.1, lze síly ve šroubu vyvodit mechanickým nebo hydraulickým zařízením podle EN 14399-2.

(2) Tlumiče pro měření síly ve šroubu se kalibrují nejméně jednou ročně. Častěji pokud doporučuje výrobce zařízení a je ověřeno zkušebním orgánem.

(3) Momentový klíč pro zkoušku má být stejný, jaký je určen pro montáž tlumiče tření. Musí mít odpovídající pracovní rozsah.

(4) Lze utahovat ručním nebo elektrickým klíčem. Rázové klíče nejsou vhodné. Požadavky na přesnost klíčů jsou uvedeny v tabulce B.1.

(5) Momentový klíč se kalibruje nejméně jednou ročně. Častěji pokud doporučuje výrobce.

B.5 ZKOUŠENÁ SESTAVA

(1) Reprezentativní vzorky z každé šarže spojovacích součástí se vyzkouší samostatně. Zkušební sestavy se vyberou tak, aby zahrnuly všechny vzorky.

(2) Pokud jsou zkušební sestavy skladovány dlouho, mohou se hodnoty tření lišit.

(3) Reprezentativní sestavy by měly sestávat z několika šroubů, matic a podložek každé kontrolní série. Sestavy použité pro zkoušky nelze znovu použít pro pomocné zkoušky nebo do konstrukce.

B.6 USPOŘÁDÁNÍ ZKOUŠKY

(1) Podle přílohy H normy EN 1090-2 má zkušební sestava zahrnovat vložky k uložení měřicího tlumiče. Zkušební sestava a vložky se umístí tak, aby:

- složení sestava odpovídala použití v praxi;
- zkosené podložka v vložka se umístí pod hlavou šroubu;

- pokud se při utahování otáčí maticí, je umístí se pod ní podložka;
- délka sestavy včetně vložek a podložky (podložek) se volí nejmenší, která je povolena v normě výrobku.

B.7 POSTUP ZKOUŠENÍ

(1) Postup utahování při zkoušce má být stejný jako při montáži tlumiče tření v dílně. Při kalibraci se zaznamenávají hodnoty krouticího momentu M_i k dosažení požadovaného předpětí ve šroubu $F_{ap.C}$.

(2) Zkouší se za vhodných podmínek v laboratoři.

(3) K vyhodnocení zkoušky podle B.8 je třeba uskutečnit dostatečné množství měření krouticího momentu a odpovídajícího napětí šroubu.

(4) Pevná část ani podložka pod otočnou částí se během zkoušky nesmí otáčet.

(5) Doporučuje se měřit krouticí moment a odpovídající předpětí ve šroubu průběžně. Zkouška se ukončí, pokud síla ve šroubu překročí hodnotu 1.10 $F_{ap.C}$.

B.8 VYHODNOCENÍ VÝSLEDKŮ ZKOUŠKY

(1) Požadavky na ověření hodnot krouticího momentu pro kontrolu utahování krouticím momentem V_M jsou uvedeny v tabulce B.1.

Tabulka B.1: *Největší hodnoty pro V_M pro metodu krouticího momentu*

Počet zkoušek, *n*	5	6	8
V_M	0.04	0.05	0.06
Požadavky na přesnost zkušební zařízení: nejistota kalibrační síly při předpínání šroubu tlumiče má být ± 2 % a chyba její opakovatelnosti ± 1 %, přesnost utahování momentovým klíčem ± 4 % a chyba opakovatelnosti ± 1 %.			

kde:

$$M_m = \frac{\sum M_i}{n} \qquad \sigma_M = \sqrt{\frac{\sum (M_i - M_m)^2}{n-1}} \qquad V_M = \frac{\sigma_M}{M_m} \tag{B.1}$$

B.9 PROTOKOL O ZKOUŠCE

(1) Protokol o zkoušce by měl obsahovat nejméně:

- datum zkoušky;
- identifikační číslo montovaných sestav nebo rozšířených sestav;
- počet zkoušených sestav;
- pojmenování spojovacích prostředků;
- označení šroubů, matic a podložek;
- povlak nebo povrchová úprava a mazání; případně popis změn povrchů způsobených expozicí;
- délka svěrné délky;
- podrobnosti o uspořádání zkušky a přístroje pro měření tahu a krouticího momentu;
- poznámky k provedení zkoušky;
- výsledky zkoušek podle této přílohy;

- specifikace pro předpětí spojovacích prostředků vztahující se ke zkoušené kontrolní sérii;
- kalibrační certifikáty pro momentové klíče a doklady kalibrace přípravku pro měření síly.

Protokol o zkoušce musí bát datován a podepsán.

PŘÍLOHA C: ŘÍZENÍ PLASTICKÝCH MECHANISMŮ PRO TŘÍDU DUKTILITY DC2 a DC3

C.1 ROZSAH

(1) Příloha stanoví pravidla navrhování průřezů sloupů ohybově tuhé prutové soustavy pro třídy duktility DC2 a DC3 s využitím Teorie řízení plastických mechanismů (Theory of Plastic Mechanism Control, TPMC).

(2) Chování přípojů nosníku ke sloupu s třecími tlumiči lze při návrhu zohlednit pomocí tuho-perfektně plastického chování disipativní oblasti.

(3) Lze uvažovat s tuho-plastickým chování, které vzniká v důsledku prokluzu s třecím tlumiči.

(4) Podle čl. C.1.(3) lze využít tuho-plastickou analýzu. Moment při plastifikaci lze uvažovat jako ohybový moment, který se dosáhne při prokluzu třecího tlumiče. Tomu odpovídá i požadavek na natočení v konstrukci.

(5) Bod C.1.(2) platí za předpokladu, že natočení odpovídá délce prodloužených otvorů pro šrouby v třecí tlumiči.

C.2 NÁVRH SLOUPŮ PRVNÍHO PODLAŽÍ

(1) Průřezy sloupů prvního podlaží by měly být navrženy tak, aby pro DC2 a DC3 splňovaly vztah:

$$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c.i.1} \geq \frac{\sum_{k=1}^{n_s}\sum_{j=1}^{n_b} W_{d.jk} + (\gamma_1^{(3)} - \gamma^{(g)})\delta_u \sum_{k=1}^{n_s} F_k\, h_k}{2\dfrac{\sum_{k=1}^{n_s} F_k\, h_k}{h_1 \sum_{k=1}^{n_s} F_k} - 1} \tag{C.1}$$

kde:

n_b je počet polí

n_c počet sloupů

n_s počet podlaží

$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c.i.1}$ součet plastických momentů, redukovaných v důsledku současného působení osové síly, sloupů prvního podlaží

F_k je seismická síla působící na k-té podlaží

h_k výška k-tého podlaží vyhodnocená vzhledem k úrovni základů

δ_u návrhová hodnota mezního vodorovného plastického posunu horního podlaží, která se rovná hodnotě 0.03 h_{n_s}

$\gamma^{(g)}$ je sklon při patrovém mechanismu, při kterém styčníky nosníku se sloupem proklouznou a ve sloupech prvního podlaží se v patách vytvoří plastické klouby:

$$\gamma^{(g)} = \frac{1}{h_{ns}} \frac{\sum_{k=1}^{n_s} V_k\, h_k}{\sum_{k=1}^{n_s} F_k\, h_k} \tag{C.2}$$

kde V_k je celkové gravitační namáhání v kombinaci seizmickým působící na k-té podlaží

$\gamma_1^{(3)}$ je sklon, který odpovídá patrovému mechanismu v prvním podlaží:

$$\gamma_1^{(3)} = \frac{1}{h_1} \frac{\sum_{k=1}^{n_s} V_k}{\sum_{k=1}^{n_s} F_k} \tag{C.3}$$

$W_{d.jk}$ je vnitřní práce v disipativních částech prokluzem přípoje nosníku na sloup v j-tém poli k-tého podlaží pro jednotkové pootočení v plastickém kloubu sloupech.

C.3 NÁVRH SLOUPŮ V HORNÍCH PODLAŽÍCH

(1) Sloupy v i_m. poslaží, pro $i_m = 2, 3, \ldots\ldots, n_s$, se navrhnou tak, aby splňovaly vztahy:

$$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,ii_m}^{(1)} \geq (\alpha^{(g)} + \gamma_{i_m}^{(1)}\delta_u)\left(\sum_{k=1}^{i_m} F_k\, h_k + h_{i_m} \sum_{k=i_m+1}^{i_m} F_k\right) - \sum_{i=1}^{n_c} M_{c.\mathrm{i.1}}^{*} - \sum_{k=1}^{n_s}\sum_{j=1}^{n_b} W_{d.jk} \quad \text{(C.4)}$$

$$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,ii_m}^{(2)} \geq (\alpha^{(g)} + \gamma_{i_m}^{(2)}\delta_u) - \sum_{k=i_m}^{n_s} F_k \left(h_k - h_{i_{m-1}}\right) - \sum_{k=1}^{n_s}\sum_{j=1}^{n_b} W_{d.jk} \quad \text{(C.5)}$$

$$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c.ii_m}^{(3)} \geq (\alpha^{(g)} + \gamma_{i_m}^{(3)}\delta_u)\frac{\left(h_{i_m} - h_{i_{m-1}}\right)}{2} \sum_{k=i_m}^{n_s} F_k \quad \text{(C.6)}$$

kde:

$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c.\mathrm{i.1}}^{*}$ je součet plastických momentů ve sloupech prvního podlaží, redukovaných vlivem působení osové síly, navržených z normalizovaných průřezů podle rovnice (C.1).

$\alpha^{(g)} = \alpha_0^{(g)} - \gamma^{(g)}\delta_u$ kinematicky násobitel seismických vodorovných sil odpovídající návrhovému meznímu posunu δ_u při rovnovážné globální analýze;

$\alpha_0^{(g)}$ kinematicky přípustný násobitel seismických horizontálních sil globálního patrového mechanismu při tuho-plastické analýze prvního řádu;

$\gamma^{(g)}$ sklon při rovnováze globálního patrového mechanismu podle rovnice (C.2);

$\gamma_{i_m}^{(1)}$ sklon při rovnováze i_m −tému částečnému patrovém mechanismu pro i_m podlaží od patek sloupů, který je dán vztahem:

$$\gamma_{i_m}^{(1)} = \frac{1}{h_{i_m}} \frac{\sum_{k=1}^{i_m} V_k\, h_k + h_{i_m} \sum_{k=i_m+1}^{n_s} V_k}{\sum_{k=1}^{i_m} F_k\, h_k + h_{i_m} \sum_{k=i_m+1}^{i_m} F_k} \quad \text{(C.7)}$$

$\gamma_{i_m}^{(2)}$ je sklon při rovnováze dílčího patrového mechanismu pro i_m a vyšší podlaží, který je dán vztahem:

$$\gamma_{i_m}^{(2)} = \frac{1}{h_{ns} - h_{i_{m-1}}} \frac{\sum_{k=i_m}^{n_s} V_k\,(h_k - h_{i_{m-1}})}{\sum_{k=i_m}^{n_s} F_k\,(h_k - h_{i_{m-1}})} \quad \text{(C.8)}$$

$\gamma_{i_m}^{(3)}$ sklon při rovnováze mechanismu odpovídající patrovému mechanismu pro i_m podlaží, který je dán vztahem:

$$\gamma_{i_m}^{(3)} = \frac{1}{h_{i_m} - h_{i_{m-1}}} \frac{\sum_{k=i_m}^{n_s} V_k}{\sum_{k=i_m}^{n_s} F_k} \quad \text{(C.9)}$$

(2) Čl. C.3. odst. 1 je splněn, pokud platí:

$$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c.ii_m} \geq max\left\{\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,ii_m}^{(1)}; \sum_{i=1}^{n_c} M_{c,ii_m}^{(2)}; \sum_{i=1}^{n_c} M_{c,ii_m}^{(3)}\right\} \quad \text{(C.10)}$$

kde:

$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c.ii_m}$ je součet plastických momentů redukovaných vlivem působení osové síly pro konstrukční prvek v i_m podlaží

pro DC2 styčí uvažovat pouze rovnici (C.6).
v případě DC2 platí rovnice (C.10). Vztah se pak upraví do tvaru:

$$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c.ii_m} \geq \sum_{i=1}^{n_c} M_{c,ii_m}^{(3)} \qquad \text{(C.11)}$$

C.4 PRÁCE V DISIPATIVNÍCH OBLASTECH

(1) Vnitřní práce způsobená disipativními oblastmi $W_{d.jk}$, se vyhodnotí s ohledem na zpevnění ve spojích v ohybu.

(2) Ustanovení C.4. odst. 1 se je splněné, pokud $W_{d.jk}$ se uvažuje se zpevněním, jak bylo popsáno v kap. 16:

$$W_{d.jk} = 2\Omega_{Cd} M_{slip.Rd.jk} \qquad \text{(C.12)}$$

kde:

Ω_{Cd} je součinitel přetížení podle kap. 16. Pro úpravu povrchu M4 je součinitel roven 1,56.
$M_{slip.Rd.jk}$ návrhová hodnota ohybového momentu při prokluzu spojů v j-tém poli k-tého podlaží, která se vyhodnotí rovnicí (16.4).

7.19 LITERATURA

[1] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano, Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads *Engineering Structures,* 85 (2015) 219–233.

[2] G. Ferrante Cavallaro, A. B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano, Cyclic response of low yielding connections using different friction materials, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering,* 114, November 2018, 404-423.

[3] M. Latour, M. D'Aniello, M. Zimbru, G. Rizzano, V. Piluso, R. Landolfo, Removable friction dampers for low-damage steel beam-to-column joints, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering,* 115 (2018) 66–81.

[4] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano, Experimental analysis of beam-to-column joints equipped with sprayed aluminium friction dampers, *Journal of Constructional Steel Research,* 146 (2018) 33–48.

[5] Sujit Jaisee, Feng Yue, Yi Hao Ooi, A state-of-the-art review on passive friction dampers and their applications, *Engineering Structures*, 235 (2021) 112022.

[6] prEN1998-1-1, Eurocode 8 draft: Design of structures for earthquake resistance - Part 1-1: *General rules and seismic action*, CEN, 2020.

[7] prEN1998-1-2, Eurocode 8 draft: Design of structures for earthquake resistance - Part 1-2: *Rules for new buildings*, CEN, 2020.

[8] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano, Experimental analysis on friction materials for supplemental damping devices, *Construction and Building Materials,* 65 (2014) 159–176.

[9] A. B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano, Design criteria for beam-to-column connections equipped with friction devices, *Journal of Constructional Steel Research,* 172 (2020) 106240.

[10] F. Di Lauro, R. Montuori, E. Nastri, V. Piluso Partial safety factors and overstrength coefficient evaluation for the design of connections equipped with friction dampers, *Engineering Structures,* 178 (2019) 645–655.

[11] A. F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, L. Simões da Silva, Response of friction joints under different velocity rates, *Journal of Constructional Steel Research,* 168 (2020) 106004.

[12] M. D'Antimo, M. Latour, G. Ferrante Cavallaro, J.-P. Jaspart, S. Ramhormozian, J.-F. Demonceau, Short- and long- term loss of preloading in slotted bolted connections, *Journal of Constructional Steel Research,* 167 (2020) 105956.

[13] G. Ferrante Cavallaro, M. Latour, A. B. Francavilla, V. Piluso, G. Rizzano, Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability, *Journal of Constructional Steel Research*, 141 (2018) 145–155.

[14] EN 1993-1-1, Eurocode 3: Design of steel structures Part 1-8: *Design of joints*, CEN, 2005.

[15] R. Montuori, E. Nastri, V. Piluso Theory of plastic mechanism control for the seismic design of braced frames equipped with friction dampers *Mechanics Research Communications,* 58 (2014) 112–123.

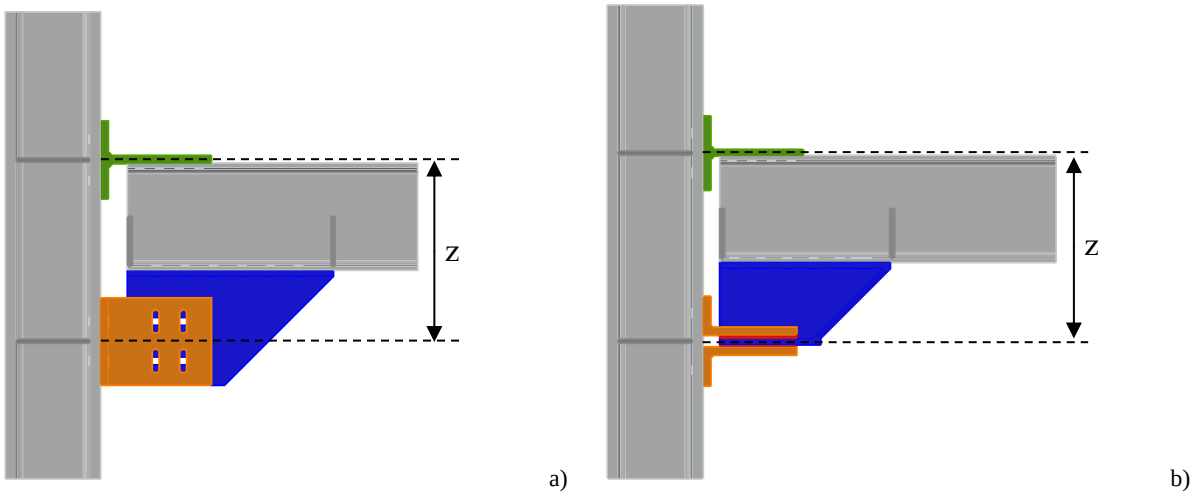
[16] V. Piluso, R. Montuori, M. Troisi, Innovative structural details in MR-frames for free from damage structures, *Mechanics Research Communications,* 58 (2014) 146–156.

[17] V. Piluso, R. Montuori, E. Nastri, A. Paciello, Seismic response of MRF-CBF dual systems equipped with low damage friction connections *Journal of Constructional Steel Research,* 154 (2019) 263–277.

[18] E. Nastri, M. D'Aniello, M. Zimbru, S. Streppone, R. Landolfo, R. Montuori, V. Piluso, Seismic response of steel Moment Resisting Frames equipped with friction beam-to-column joints, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 119, 2019, 144-157.

ÚVOD

V předchozích kapitolách bylo zkoumáno chování styčníků nosníku na sloup s třecími tlumiči a jejich vliv na globální odezvu konstrukcí. Nebyla zatím probrána doporučení pro seismický návrh těchto styčníků. Pro konkrétních doporučení představuje je základní předběžná kvalifikace pro použití v seizmických oblastech. V mezinárodním kontextu je evropská praxe navrhování styčníků nosníku na sloup v seismických oblastech o krok zpět ve srovnání s americkou. Doporučení pro návrh v AISC-358 [1] poskytují soubor technických požadavků a návrhových pravidel, která je třeba splnit pro použití styčníků v seizmických zónách. Zahrnuje metodiku předem kvalifikovaných styčníků. Evropské návrhové normy [2-4] se věnují pravidlům pro předpověď chování ohybově tuhých styčníků a konstrukčním požadavkům na jejich použití v seizmických oblastech. Využití různých typů disipativních přípojů zvyšuje časovou a finanční náročnost návrhu, který je ověřen experimentálně. Výzkumné projekty jsou věnovány vývoji předem kvalifikovaných přípojů a postupu návrhu se zaměřením na normalizaci návrhu a výroby čtyř různých konfigurací: šroubované styčníky s náběhem, vyztužené a nevyztužené šroubované styčníky s rozšířenou čelní deskou a svařované styčníky dog-bone. Jak AISC-358 [1], tak nedávné evropské výzkumné studie [5-7] nepřináší informace pro předběžnou kvalifikaci disipativních styčníků nosníku na sloup s třecími tlumiči navrženými s ohledem na metodiku nízkého poškození.



Obrázek 7.1 – Uspořádání přípojů s třecími tlumiči: a) VFC – konfigurace; b) HFC – konfigurace

V kapitole jsou uvedena doporučení pro návrh disipativních styčníků, obrázek 7.1. Cílem je usnadnit použití disipativních styčníků nosníku na sloup s třecími tlumiči FREEDAM. Návrhový přístup je založen na výsledcích experimentů, které jsou popsány v kapitole 3 části I: Experimenty. Doporučení jsou založena na principu předem kvalifikovaných styčníků, který je využit v AISC-358 a zahrnuje návrhový postup pro volbu hlavních parametrů.

8.2 KRITÉRIA NÁVRHU

Aby byla zaručena požadovaná únosnost a duktilita, musí návrh styčníku nosníku na sloup splňovat zásady návrhu na únosnost, které jsou rozpracovány do jednotlivých komponent styčníku. Návrh disipativních styčníků nosníku na sloup je rozdělen do dvou kroků: i) výběr disipativní komponenty a návrh únosnosti s ohledem na vnitřní síly od kombinací zatížení podle normových ustanovení; ii) návrh nedisipativních komponent s přihlédnutím k maximálním vnitřním silám přenášeným nejslabší komponentou styčníku [8,9]. Podle těchto dvou principů lze návrh styčníků s tlumiči tření řešit nejprve návrhem tlumiče tření, nejslabší komponenta, a následně návrhem zbývajících částí styčníku, nedisipativní komponenty, s ohledem na maximální sílu, kterou je tlumič schopen přenášet.
Únosnost v prokluzu třecího tlumiče závisí především na součiniteli tření s ohledem na povrchy podléhající opotřebení mezi třecími podložkami a upínacími prvky a na velikosti předpětí šroubů, zatímco rotační kapacita závisí na velikosti prodloužených otvorů pro šrouby, které lze snadno kalibrovat podle požadovaného konečného posunu, obrázek 7.1. Přestože je návrh únosnosti tlumiče koncepčně jednoduchý, závisí pouze na počtu šroubů, jejich průměru, utahovacím momentu a součiniteli tření, složitost jevů, které se podílejí na únosnosti v prokluzu, si zaslouží zvláštní pozornost, kterou je třeba ve fázi návrhu zohlednit [10,11]. Součinitel tření a předpětí šroubů při montáži jsou variabilní. Aby se zohlednila tato nahodilost, je třeba provést návrh třecího zařízení a dalších komponent styčníku s použitím vhodných hodnot součinitele tření C_{oF}, které jsou závislé na konkrétním návrhu. Je třeba uvažovat tři hodnoty součinitele tření: i) součinitel tření pro stanovení únosnosti v prokluzu tlumiče pro kombinaci seismického zatížení v mezním stavu použitelnosti $\mu_{st,k}$, kde je cílem návrhu zamezit prokluzu; ii) součinitel tření pro stanovení únosnosti v prokluzu tlumiče pro kombinaci seismického zatížení v mezním stav únosnosti $\mu_{d,k}$, kde je cílem návrhu zamezit dosažení meze kluzu nedisipativních zón a zajistit adekvátní disipaci energie pomocí kalibrace únosnosti v prokluzu a iii) součinitel tření, který má být použit pro návrh nedisipativních komponent styčníku $\mu_{d,ub}$, což je horní mez pro zajištění toho, aby nedisipativní komponenty zůstaly v pružné oblasti. Na základě velkého počtu experimentů byly pro různé materiály návrhové hodnoty součinitele tření v [12] odvozeny, tabulka 7.1.
Návrhový přístup začíná stanovením ohybových momentů odpovídajících různým návrhovým cílům, kterých má být dosaženo. S ohledem na rozmístění navrhovaných přípojů, musí být v návrhu zahrnuty následující komponenty: i) panel ve smyku, ii) stojina sloupu v tahu a tlaku, iii) T-profil/úhelník a iv) třecí tlumič.

***Tabulka 7.1**: Návrhové hodnoty součinitele tření pro materiály uvedené ve [12]*

Materiál	$\mu_{d.k}$	$\mu_{St.k}$	$\mu_{St.ub}$
M1	0,43	0,62	0,81
M4	0,53	0,69	0,84
M6	0,49	0,52	0,68

8.2.1 *Návrhová kritéria pro konfiguraci VFC*

Návrhový postup pro styčníky nosníku na sloup se symetrickým tlumičem (SFD) je založen na aplikaci zásad návrhu na únosnost. Návrh začíná od nejslabší komponenty styčníku, od třecího tlumiče, který je navržen na účinky sil stanovených analýzou konstrukce v příslušných kombinacích seizmického a ne-seismického zatížení. Následně jsou nedisipativní části přípoje navrženy tak, aby zůstaly elastické až do dosažení konečné rotace tlumiče. V této části je uveden odkaz na konfiguraci VFC, obr.7.1a, zatímco další část je věnována konfiguraci HFC, obr.7.1b.

***Krok 1:** Návrh šroubů třecího tlumiče*

Vzdálenost mezi osou zařízení, obr.7.1a, a středem otáčení je rameno přípoje *z*. Poměr mezi návrhovým ohybovým momentem a ramenem dává návrhovou sílu působící v ose tlumiče:

$$F_{\mathrm{Ed,E}}=\frac{M_{\mathrm{Ed,E}}}{z} \qquad F_{\mathrm{Ed,St}}=\frac{M_{\mathrm{Ed,St}}}{z} \tag{7.1}$$

kde $M_{\mathrm{Ed,E}}$ je maximální ohybový moment na líci pásnice sloupu, který nastává při seismických kombinacích zatížení v MSÚ a $M_{\mathrm{Ed,St}}$ je maximální ohybový moment na stejném místě, vyskytující se při gravitační kombinaci zatížení a kombinaci seismického zatížení v MSP, tj. kombinace zatížení, pro kterou je cílem návrhu zamezit prokluzu. $F_{\mathrm{Ed,E}}$ a $F_{\mathrm{Ed,St}}$ jsou odpovídající síly v třecím tlumiči.
Pro návrh počtu šroubů, jejich průměr a utahovací moment, musí být nejprve určeno rameno *z*. Na volu ramena *z* lze využít výsledky parametrických analýz uvedených v tabulce 7.2. Pro daný průřez nosníku a ohybovou únosnost *m*, definovánou jako poměr mezi návrhovým ohybovým momentem a nominální ohybovou únosností nosníku, jsou uvedeny odpovídající navrhované hodnoty ramene *z*. Hodnoty únosnosti v prokluzu jsou dány vztahem:

$$\mathrm{F_{slip,E.Rd}}=\frac{\mu_{\mathrm{d,k}}\mathrm{F_p n_b n_s}}{\gamma_{\mathrm{creep}}} \qquad \mathrm{F_{slip,St.Rd}}=\frac{\mu_{\mathrm{St,k}}\mathrm{F_p n_b n_s}}{\gamma_{\mathrm{creep}}} \tag{7.2}$$

kde $\mu_{\mathrm{d,k}}$ a $\mu_{\mathrm{St,k}}$ jsou návrhové hodnoty součinitele tření diferencované podle konkrétního návrhu, F_{p} předpínací síla ve šroubu stanovená podle EC3 část 1.8 pro daný průměr šroubu, n_{b} počet šroubů, n_{s} počet třecích ploch (pro symetrické tlumiče, $n_{\mathrm{s}} = 2$) a γ_{creep} součinitel spolehlivosti, který zohledňuje ztrátu počátečního předpětí v důsledku krátkodobých a dlouhodobých relaxačních jevů.

Tabulka 7.2: Doporučené rameno (z)

Průřez nosníku	Ohybová únosnost nosníku, *m*		
	0.4	**0.6**	**0.8**

IPE 270	350÷400 mm	400÷450 mm	450÷500 mm
IPE 300	400÷450 mm	450÷500 mm	500÷550 mm
IPE 360	500÷550 mm	550÷600 mm	600÷650 mm
IPE 400	550÷600 mm	600÷650 mm	650÷700 mm
IPE 450	600÷650 mm	650÷700 mm	700÷750 mm
IPE 500	650÷700 mm		700÷750 mm
IPE 550	700÷750 mm		750÷800 mm
IPE 600	800÷850 mm		850÷900 mm
IPE 750x147	950÷1100 mm		1100÷1250 mm
IPE 750x161			
IPE 750x173+			
IPE 750x185			

Hodnota součinitele γ_{creep} závisí na zvolené sestavě šroubů. Na základě zkoušek lze součinitel konzervativně pro sestavu s předepjatými šrouby s plochými nebo pružinovými podložkami předpokládat jako 1,15 [13]. Z rovnic návrhové síly (7.1) a únosnosti v prokluzu (7.2) je dán minimální počet šroubů jako:

$$n_{b,min}=\max\left\{n_{b,min.1}=\frac{F_{Ed,E}\gamma_{creep}}{\mu_{d,k}F_p n_s};\ n_{b,min.2}=\frac{F_{Ed,St}\ \gamma_{creep}}{\mu_{St,k}F_p n_b n_s}\right\} \tag{7.3}$$

Takto určený minimální počet šroubů musí být zaokrouhlen nahoru, aby definoval skutečný počet šroubů $n_{b,act}$. Poté je třeba dosadit skutečný počet šroubů do rovnice (7.2). Návrhová předpínací síla šroubů splňuje konstrukční požadavky:

$$F_{p,d}=\frac{F_{Ed,E}\gamma_{creep}}{\mu_{d,k}n_{b,act}n_s} \qquad \text{if } n_{b,min}=n_{b,min.1}$$

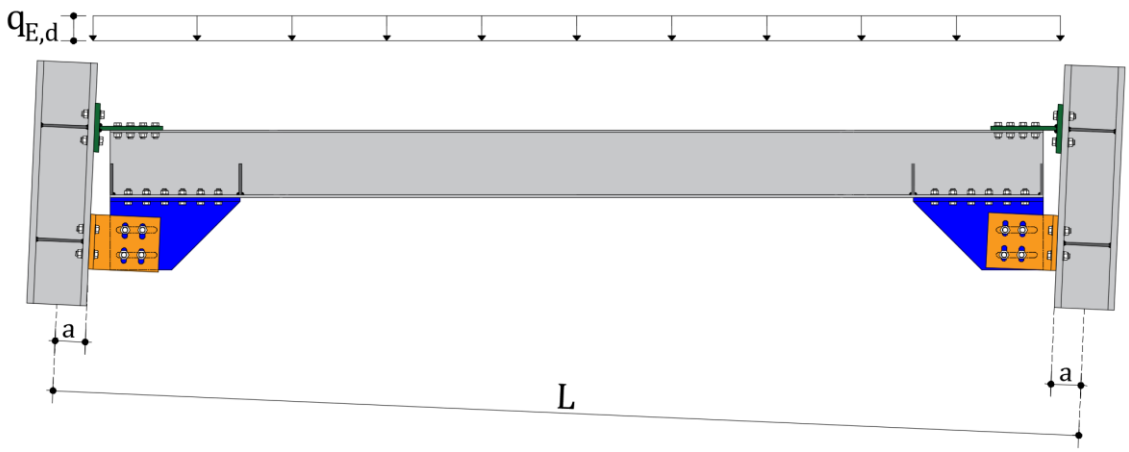
$$\textit{or} \tag{7.4}$$

$$F_{p,d}=\frac{F_{Ed,St}\gamma_{creep}}{\mu_{St,k}n_{b,act}n_s} \qquad \text{if } n_{b,min}=n_{b,min.2}$$

Krok 2: *Návrhové síly pro nedisipativní komponenty*

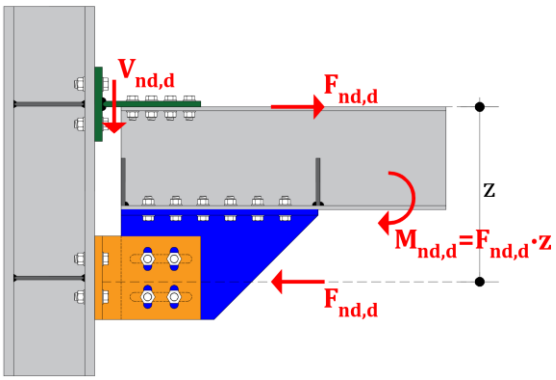
Aby byla zajištěna únosnost nedisipativních částí přípoje, má být jejich únosnost navržena s ohledem na horní mezní hodnotu únosnosti v prokluzu představující maximální sílu, kterou je disipativní komponenta schopna přenášet na nedisipativní. Vyplývá to z horní mezní hodnoty součinitele tření $\mu_{st,ub}$ a horní mezní hodnoty utahovacího momentu. První z nich je uveden v tabulce 7.1, zatímco druhý lze vypočítat podle EN 1090-2 [14] s ohledem na variační koeficient utažení šroubů C_{Vb} roven 0,06. Tento předpoklad vede k horní mezní hodnotě předpětí šroubů rovnající se:

$$F_{p,ub}=\frac{(1+1.64CV_b)}{(1-1.64CV_b)}F_{p,d}\cong 1.2F_{p,d} \tag{7.5}$$



Obrázek 7.2 – Ohybové momenty při seismickém zatížení na referenčním rozpětí

Vzhledem k těmto předpokladům je síla přenášená tlumičem, která má být použita pro návrh T-profilu, úhelníku L a panelu sloupu, dána jako, obrázek 7.3:



Obrázek 7.3 – Návrhové síly pro nedisipativní komponenty

$$F_{nd,d}=1.2n_{b,act}n_s\mu_{St,ub}F_{p,d} \tag{7.6}$$

S ohledem na referenční schéma uvedené na obrázku 7.2 je smyková síla v přípoji dána jako:

$$V_{nd,d}=\frac{2F_{nd,d}\cdot z}{(L-2a)}+q_{E,d}\frac{(L-2a)}{2} \tag{7.7}$$

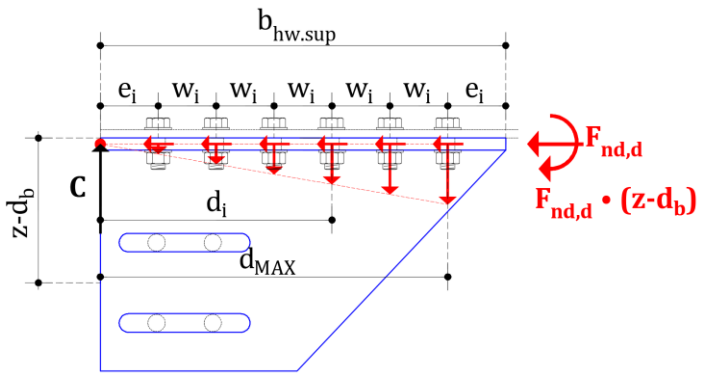
kde L je rozpětí, a je polovina výšky průřezu

sloupu a $q_{E,d}$ je rovnoměrné zatížení při příslušné kombinaci seizmického zatížení, obrázek 7.2. Pro zjednodušení je v kroku 5 návrhového postupu doporučeno zanedbat příspěvek třecího tlumiče v přenosu smykových sil $V_{nd,d}$. Návrhová smyková síla, daná rovnicí 7.7, bude přenášena T-profilem spojujícím horní pásnici s pásnicí sloupu.

Krok 3: *Návrh pásnice náběhu*

Pro jednoduchost je tloušťka náběhu pásnice t_{hf} uvažována stejná jako tloušťka pásnice nosníku. To umožňuje zjednodušit kontrolu únosnosti šroubů v otlačení. Návrh šroubů připojujících tlumič ke

spodní pásnici nosníku má být proveden s ohledem na excentricitu mezi středovou osou tlumiče a spodní pásnicí (obrázek 7.4).



Obrázek 7.4 – Návrhové síly pro nedisipativní komponenty

Nejdříve je stanoven průměr a počet šroubů. Kromě toho je poloha šroubů definovaná na základě technických požadavků (minimální rozteče šroubů). Nejvíce namáhaný šroub ve styčníku je nejdále od středu tlaku, o kterém se předpokládá, že je umístěn na okraji náběhu. Normálová a smyková síla v tomto šroubu je dána (s uvažováním dvou šroubů v každé řadě) následujícím způsobem:

$$F_{t,Ed.max}=\frac{F_{nd,d}\cdot(z-d_b)\cdot d_{MAX}}{2\cdot\sum_{i=1}^{n_b} d_i} \qquad F_{v,Ed}=\frac{F_{nd,d}}{2\cdot n_b} \tag{7.8}$$

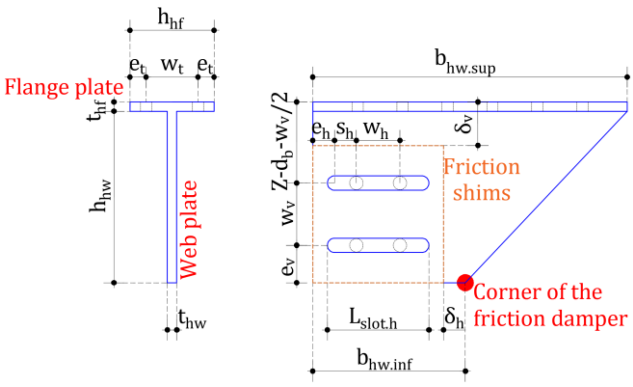
kde n_b je počet řad šroubů, d_b je výška nosníku, d_i je vzdálenost i-té řady šroubů od středu tlaku. Únosnost tohoto šroubu je posouzena podle normy ČSN EN 1993-1-8.

Krok 4: *Návrh stojiny náběhu*

Tvar a tloušťka stojiny a pásnice náběhu jsou odvozeny z geometrie přípoje. Záleží na průměru otvoru d_0, počtu šroubů tlumiče $n_{b,act}$, velikosti tření, velikosti prodloužených otvorů $L_{slot,h}$ a délky náběhu $b_{hw,sup}$ navržené v kroku-3 (viz obrázek 7.4). Aby bylo možné definovat velikost třecích podložek (friction shims), musí být zavedeny následující geometrické veličiny, obrázek 7.5:

- Vodorovná rozteč šroubů: $w_h = k_{wh} \cdot d_0$;
- Vodorovná vzdálenost prodlouženého otvoru od okraje náběhu: $e_h = k_{eh} \cdot d_0$;
- Svislá rozteč šroubů: $w_v = k_{wv} \cdot d_0$;
- Svislá vzdálenost prodlouženého otvoru od okraje náběhu: $e_v = k_{ev} \cdot d_0$

kde k_{eh}, k_{ev} (jejichž minimální hodnoty jsou rovny 1,2 podle ČSN EN 1993-1-8) a k_{wv}, k_{wh} (jejichž minimální hodnoty jsou rovny 2,4 nebo 2,2 podle ČSN EN 1993-1-8) jsou faktory definující geometrii prodloužených otvorů.

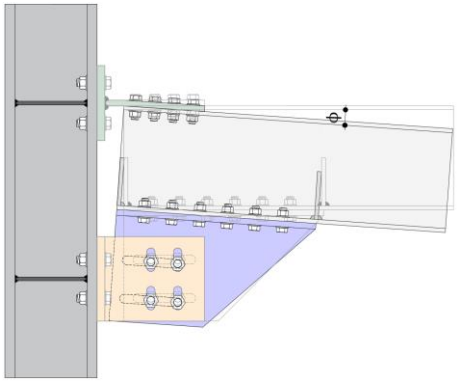


Obrázek 7.5 – Schéma náběhu

Na základě návrhu velkého počtu případů typických konfigurací jsou navrženy následující hodnoty:

$$2{,}5 \le k_{wh} \le 3{,}5 \quad 1{,}2 \le k_{eh} \le 2{,}4; \quad 4{,}5 \le k_{wv} \le 6; \quad 2{,}5 \le k_{ev} \le 3{,}5$$

Velikost prodloužených otvorů závisí na požadované rotační kapacitě (obrázek 7.6).



Obrázek 7.6 – Požadované natočení styčníku

Velikost prodloužených otvorů je dána:

$$L_{slot,h} \ge \left(\frac{n_{b,act}}{2} - 1\right) \cdot w_h + d_0 + 2 \cdot \phi \cdot \left(z + \frac{w_v}{2}\right) \tag{7.9}$$

kde ϕ je natočení styčníku. Natočení se určí podle doporučení ČSN EN 1993-1-8 nebo AISC 358 jako 35 respektive 40 mrad. Navíc je přičteno 10 mrad pro zohlednění tolerance při provádění konstrukce a nejistoty v seizmickém návrhu. Rovnice (7.9) vychází z předpokladu, že šrouby tlumiče jsou uspořádány ve dvou vodorovných řadách, což je běžná konstrukční situace pro navrhované třecí tlumiče.

Vzdálenost mezi rohem náběhu a okrajem třecích podložek (viz obrázek 7.5) se stanoví jako:

$$\delta_h = \phi \cdot \left[e_v + \frac{w_v}{2} + z\right] \tag{7.10}$$

Jakmile je definována výška stojiny náběhu, lze její tloušťku odvodit ze srovnání návrhové únosnosti v tahu a návrhové síly $F_{nd,d}$ následovně:

$$F_{nd,d}=\frac{0.9A_{net}f_y}{\gamma_{M2}}=\frac{0.9(z-d_b-t_{hf}+{}^{w_v}/_{2}+e_v-2d_0)t_{hw}}{\gamma_{M2}} \tag{7.11}$$

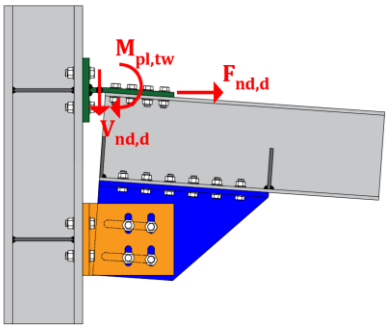
Z toho je tloušťka stojiny náběhu dána jako:

$$t_{hw}=\frac{F_{nd,d}\gamma_{M2}}{0.9(z-d_b-t_{hf}+{}^{w_v}/_{2}+e_v-2d_0)f_{yh}} \tag{7.12}$$

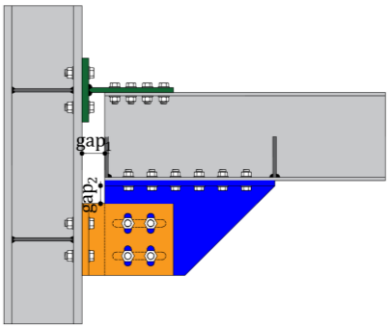
kde d_b je výška profilu nosníku, t_{hf} je tloušťka pásnice náběhu, t_{hw} je tloušťka stojiny náběhu a f_{yh} je mez kluzu oceli tvořící desku náběhu.

Krok 5: *Návrh T-profilu*

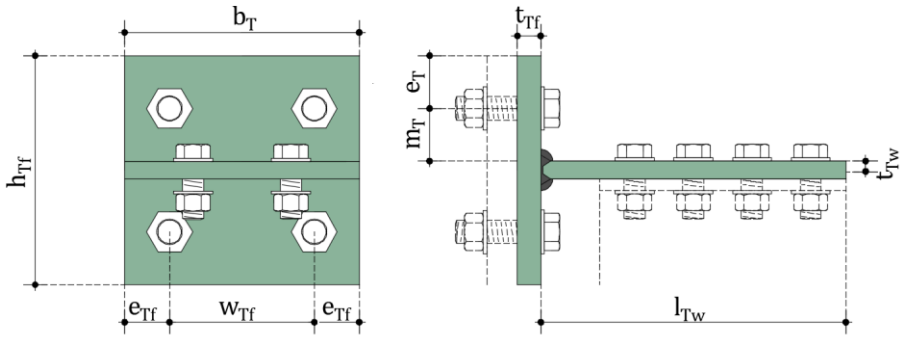
V návrhu je použit tradiční model T-profilu přijatý v ČSN EN 1993-1-8. Je dobře známo, že podle tohoto modelu se návrhová únosnost má uvažovat jako minimální hodnota ze tří možných způsobů porušení. První způsob porušení (úplná plastifikace pásnic) se vyznačuje vytvořením čtyř plastických kloubů. Ohybový moment od páčících sil způsobuje v osách šroubů vznik dvou plastických kloubů. Zbývající klouby jsou umístěny ve dvou oblastech blízko připojení pásnice a stojiny T-profil. Druhý způsob porušení (porušení šroubu s plastifikací pásnice) se vyznačuje vytvořením dvou plastických kloubů umístěných v oblasti blízko připojení pásnice a stojiny T-profilu a porušením šroubů.
Páčící síly vznikají a způsobují zvýšení vnitřních sil ve šroubu, což vede k selhání šroubu před dosažením meze kluzu v pásnici v oblasti okolo osy šroubu. Třetí způsob porušení, porušení šroubu, odpovídá pouze porušení šroubu. To znamená, že zde nejsou páčící síly, takže spojované desky jsou zcela odpojeny. Jedná se o křehké porušení, protože způsob porušení nezahrnuje plastifikaci pásnice, a proto se má zcela vyloučit.
Pásnice T-profilu je vystavena namáhání smykem $V_{nd,d}$ a tahem $F_{nd,d}$ (obrázek 7.3). Třetí způsob porušení T-profilu je nežádoucí, proto jsou šrouby spojující T-profil a sloup posouzeny v tahu, smyku a kombinaci sil $V_{nd,d}$ a $F_{nd,d}$.
Následně lze navrhnout tloušťku pásnice t_{Tf} s ohledem na návrhovou sílu $F_{nd,d}$ a na možný výskyt 1. a 2. způsobu porušení. Obvykle je v návrhu cílem zmenšit tloušťku pásnice. Vhodným opatřením je minimalizovat vzdálenost mezi osou šroubu a stojinou T-profilu (m_T). Šířku pásnice T-profilu (b_T) lze naopak definovat s ohledem na normové požadavky týkající se minimální/maximální rozteče šroubů (w_{Tf}) a vzdáleností od okraje (e_{Tf}) (obrázek 7.7c).



a)



b)



c)

Obrázek 7.7 – Návrh T-profilu: a) návrhové síly; b) požadované mezery mezi prvky přípoje; c) geometrie komponenty

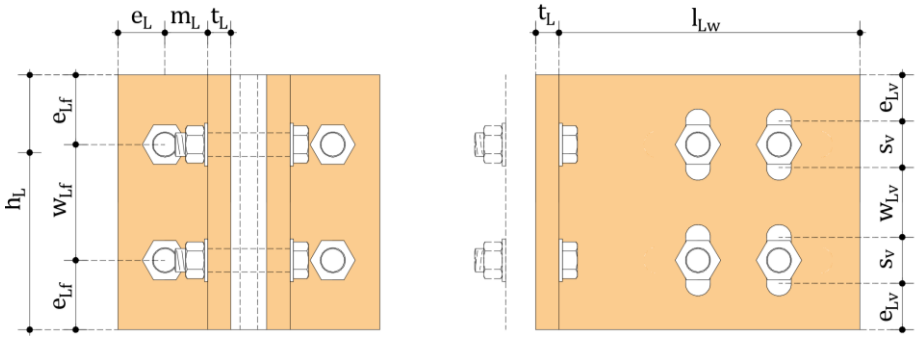
Krok 6: *Návrh stojiny T-profilu*

Při seismickém zatížení, když proklouzne třecí tlumič, se v patě stojiny T-profilu vytvoří plastický kloub. V této oblasti dochází ke složité interakci (ohybový moment, smyková a osová síla), jak je znázorněno na obrázku 7.7a. Příspěvek únosnosti plastického kloubu k celkové ohybové únosnosti přípoje je omezený a lze jej opomenout.

Návrhovým kritériem přijatým pro definování tloušťky stojiny T-profilu je zabránění interakce smyku a ohybu. To znamená, že podle čl. 6.2.10 ČSN EN 1993-1-1 je tloušťka stojiny navržena tak, aby přenášela smykovou sílu rovnou nejméně $2V_{nd,d}$. Pro zjednodušení posouzení únosnosti šroubů v otlačení může být tloušťka stojiny t_{Tw} zvolena tak, aby byla alespoň stejná jako tloušťka pásnice nosníku. Počet a průměr šroubů spojujících stojinu T-profilu s pásnicí nosníku je navržen s ohledem na velikost smykové síly působící ve styčníku pomocí jednoduchého posouzení únosnosti ve smyku. Nakonec je definována geometrie stojiny T-profilu. Má být určena velikost mezery mezi nosníkem a sloupem gap_1 (obr. 7.7b). V návrhu se ověřuje geometrická správnost, aby se zajistil dostatečný prostor pro návrhové natočení styčníku ϕ. Kromě toho musí být velikost mezery definována tak, aby se snížily koncentrace napětí v plastickém kloubu, který se tvoří v patě stojiny T-profilu. Na základě experimentálních a MKP analýz by pro splnění tohoto požadavku měla být velikost mezery gap_1 rovna nejméně $t_{Tf}+2\ t_{Tw}$ [15].

Krok 7: *Návrh úhelníků L*

Návrh tloušťky úhelníků L (t_L) lze provést analogicky s návrhem pásnice T-profilu. Na úhelníky L působí tahová síla $F_{nd,d}$. Návrh tloušťky úhelníku L závisí na šířce (h_L) a na vzdálenostech m_L a e_L (obrázek 7.8).



Obrázek 7.8 – Geometrie úhelníků L

Definice $m_L$ve souvisí s tloušťkou úhelníku t_L. Zpočátku se určí m_L, poté navržene t_L a následně se hodnota m_L upraví s ohledem na návrhové hodnoty t_L. Postup je třeba opakovat. Únosnost stojiny úhelníku L se posoudíproti porušení oslabeného průřezu v tahu s uvážením skutečné délky svislých otvorů pro šrouby s_v. Velikost svislých otvorů se určí tak, aby se přizpůsobila návrhovému natočení. Musí být splněna rovnice, obrázek 7.8:

$$s_v \geq \phi \cdot [gap_1 + e_h + s_h + w_h] \tag{7.13}$$

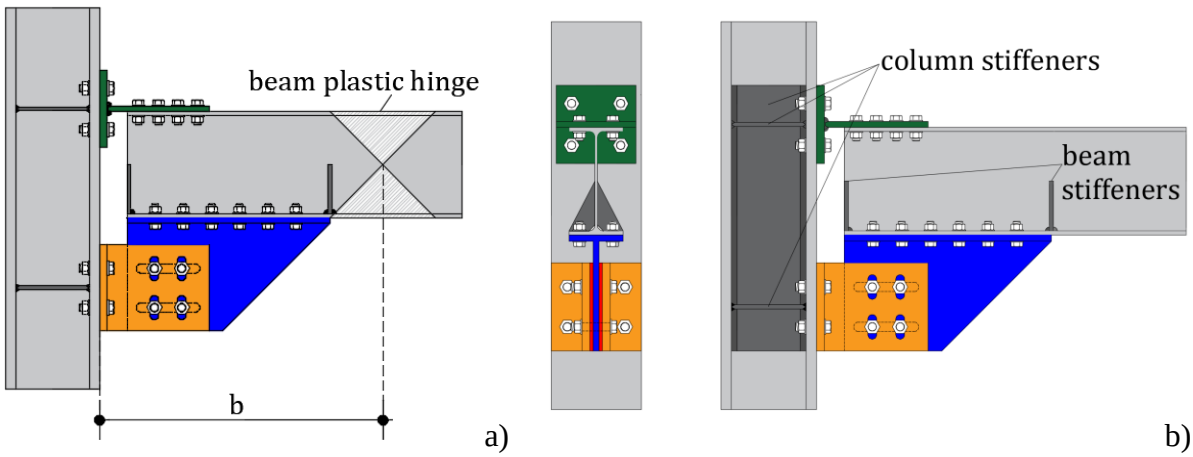
Pro geometrii úhelníku *L* se zkontroluje geometrie přípoje. Je nutné kontrolovat, aby se horní okraj úhelníků L při dosažení návrhového natočení nedotýkal pásnice náběhu (obrázek 7.6 a obrázek 7.7b). Podmínka je splněna, pokud $\phi(l_{Lw}+t_L)<gap_2=(h_{hw}-h_L)$ (obrázek 7.7b). Pokud kontrola kompatibility není splněna, musí být rameno *z* zvětšeno a postup restartován od prvního kroku. Počáteční návrh hodnoty ramene *z* u v tabulce 7.2 obvykle zajistí splnění podpmínek.

Krok 8: *Posouzení nosníku a návrh výztuh stojiny nosníku*

Pro nízké poškození se omezuje návrhový ohybový moment ve styčníku $M_{nd,d}$. Nosník nedisipuje. Kontroluje se, zda je ohybový moment v místě plastického kloubu, při největším zatížení, menší nebo roven návrhové únosnosti nosníku v ohybu:

$$M_{nd,d}\frac{L_e-b}{L_e} \leq M_{b.Rd} \tag{7.14}$$

kde $M_{b.Rd}$ je plastická únosnost nosníku, L_e je smyková délka rovná $M_{nd,d}/V_{nd,d}$ a *b* je vzdálenost mezi plánovaným umístěním plastického kloubu a pásnicí sloupu (obrázek 7.6a). Pokud tato nerovnost není splněna, musí být průřez nosníku zvětšen.



Obrázek 7.9 - a) Poloha možného vzniku plastického kloubu v nosníku; b) Poloha výztuh stojiny nosníku

Pokud je úroveň využití nosníku $M_{Ed,E}/M_{b.Rd}$ stejná nebo nižší než $\mu_{d,k}/(1.2\mu_{St,ub})$ kontrola je automaticky splněna nezávisle na velikosti tlumiče a poloze plastického kloubu *b*. V tomto případě lze prokázat, že ohybový moment pro návrh nedisipativních spojovacích prvků ($M_{nd,d}$) je stejný nebo menší než $M_{b.Rd}$. V rovnici (7.13) lze stanovit hodnotu *b* za předpokladu, že osa plastického kloubu je umístěna ve vzdálenosti rovnající se $0{,}5d_b$ od hrany tlumiče [8].

Aby se zabránilo lokálnímu boulení stojiny nosníku, je třeba na konce tlumiče přidat dvě výztuhy, obrázek 7.9. V těchto oblastech působí tlakové síly od excentricity mezi osou tlumiče a šroubovým přípojem upevňujícím náběh k nosníku.

Krok 9: *Posouzení sloupu a návrh výztuh stojiny sloupu*

Kontrola panelu sloupu musí být provedena s ohledem na smykovou sílu rovnající se $F_{nd,d}$ pro vnější přípoja a na $2F_{nd,d}$ pro vnitřní. Síla je reakcí při kladném nebo záporném ohybovém momentu při největším zatížení. Aby se zvýšila únosnost panelu sloupu, mohou být použity výztuhy, jako jsou příložky příčné výztuhy, obrázek 7.9b. Kromě toho musí být pásnice sloupu v ohybu posouzena pomocí ekvivalentního modelu T-profilu, jak navrhuje ČSN EN 1993-1-8. Je-li to požadováno, mohou být pro posílení pásnic sloupu použity příčné výztuhy a/nebo příložky. Je třeba zdůraznit, že použití příložek je vhodné pouze pokud dojde k prvnímu způsobu porušení. Pro druhý způsob porušení je zapotřebí zvětšit průměr šroubu a vrátit se ke kroku 5, pro novou geometriiT-profilu a/nebo úhelníku L.

8.2.2 *Návrhová kritéria pro konfiguraci HFC*

Podrobný postup návrhu třecích spojů se symetrickými tlumiči lze využít pro přípoje s horizontálním tlumičem. Pro tuto konfiguraci se zopakují 1, 2, 5, 6, 8 a 9. Ostatní kroky se upraví s ohledem na specifika konfigurace spoje s horizontálními tlumiči

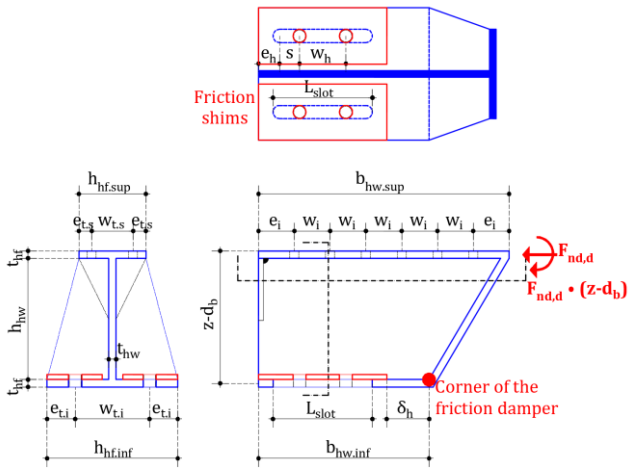
Krok 3: *Návrh pásnice náběhu*

Návrh horní pásnice náběhu a šroubů spojujících tlumič s pásnicí nosníku vychází ze stejných úvah, jaké byly vysvětleny pro spoj se svislými tlumiči v kroku 3.

Návrh spodní pásnice náběhu je striktně spojen s geometrickými podmínkami. Návrh je ovlivněn průměrem otvoru d_0, počtem šroubů tlumiče $n_{b,act}$, velikostí třecích podložek a délkou prodloužených otvorů L_{slot}. Ke stanovení velikosti třecích podložek se využijí geometrické vztahy, obrázek 7.10:

- vodorovná rozteč šroubů: $w_h=k_{wl}\cdot d_0$;
- vodorovná vzdálenost otvoru od okraje: $e_h=k_{el}\cdot d_0$;

kde k_{el}, minimální hodnota podle ČSN EN 1993-1-8 je 1,2, a k_{wl}, minimální hodnota podle ČSN EN 1993-1-8 je 2,4 nebo 2,2.



Obrázek 7.10 – Geometrie náběhu

Délka otvoru pro šroub závisí na požadovaném natočení. Lze ji stanovit podle podmínky:

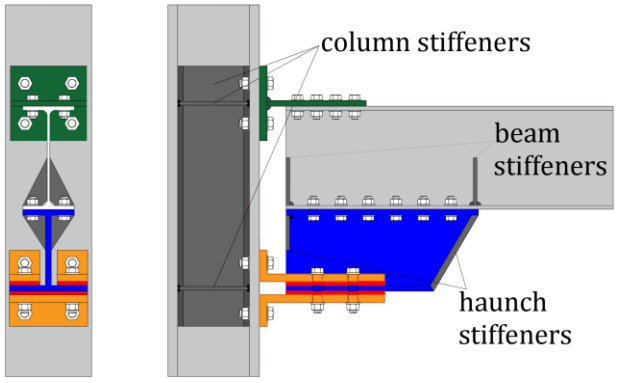
$$L_{slot} \geq \left(\frac{n_{b,act}}{2} - 1\right) \cdot w_h + d_0 + 2 \cdot \phi \cdot z \tag{7.15}$$

za předpokladu, že šrouby tlumiče jsou uspořádány ve dvou vodorovných řadách. S odkazem na obrázek 7.10 lze minimální vzdálenost mezi rohem náběhu a okrajem třecích podložek vypočítat jako:

$$\delta_{h.min} = \phi \cdot z \tag{7.16}$$

Krok 4: *Návrh stojiny náběhu*

Šířka spodní pásnice náběhu má být alespoň jako je šířka horní pásnice náběhu. Šířka pásnice závisí na velikosti stojiny úhelníku L.

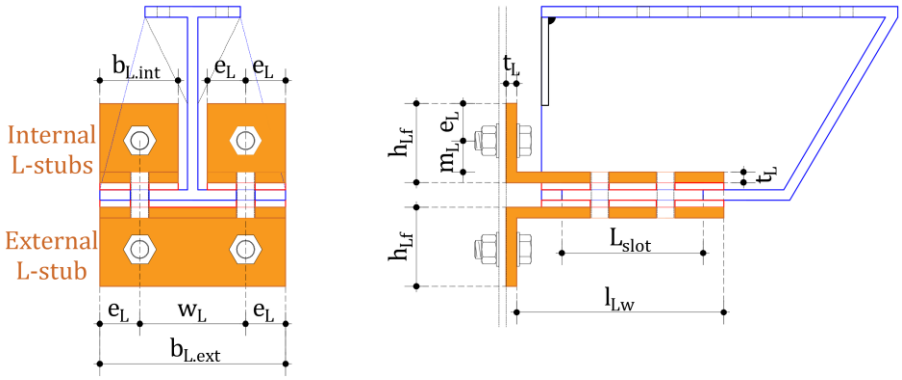


Obrázek 7.11 – Výztuhy stojiny nosníku

Geometrie úhelníku L je definována v kroku 7. Podle ČSN EN 1993-1-8 by tloušťka stojiny náběhu neměla být menší než tloušťka stojiny připojovaného nosníku. Pro omezení lokálního boulení stojiny se přidají výztuhy na konci tlumiče, kde jsou tlakové síly, obrázek 7.11.

Krok 7: *Návrh úhelníků L*

V konfiguraci HFC se, vlivem stojiny náběhu, vnitřní úhelníky liší od vnějších, obrázek 7.12.



Obrázek 7.12 – Geometrie úhelníků

Nejprve lze navrhnout vnitřní úhelníky L a následně vnější, obrázek 7.12. Návrh tloušťky úhelníků t_L závisí na m_L a e_L. Hodnota m_L souvisí s tloušťkou úhelníku, která zpočátku není definována, protože její hodnota závisí na m_L.

8.3 ŘEŠENÝ PŘÍKLAD

Pro přiblížení postupu návrhu je připraven řešený příklad vnějšího přípoje nosníku na sloup, který byl vyzkoušen na univerzitě v Salernu FJ-CYC01, viz kapitola 3.

Krok 1: *Návrh šroubů tlumiče*

Vzorek FJ-CYC 01 je navržen z průřezu IPE270 pro nosník a HE220M pro sloup z oceli třídy S355. Tlumič, stojina náběhu, je vyroben z nerezové oceli AISI 304. Šrouby jsou třídy 10.9 a třecí materiál M4, tabulka 7.1. Plastickou únosností v ohybu nosníku $M_{b,Rd}$ lze definovat úroveň využití $\bar{m}$, tj. poměr mezi návrhovým ohybovým momentem působícím na osu tlumiče M_{Ed} a momentem $M_{b,Rd}$. V uvažovaném případě se $\bar{m}$ předpokládá rovné 0,83. S přihlédnutím k doporučené hodnotě uvedené v tabulce 7.2 se rameno z předpokládá jako 450 mm. Poměr mezi návrhovým ohybovým momentem a ramenem z udává sílu F_{Ed}:

$$F_{Ed}=\frac{\bar{m}\cdot M_{b,Rd}}{z}=\frac{0.83\cdot 171.82}{0.45}\cong 317\text{kN} \tag{7.17}$$

Únosnost v prokluzu je dána jako:

$$F_{slip}=\frac{\mu_{d,k}F_p n_b n_s}{\gamma_{creep}} \tag{7.18}$$

Porovnáním návrhové síly, rovnice (7.17) s únosností v prokluzu (rovnice (7.18) a stanovením průměru šroubu na 20 mm lze získat minimální počet šroubů:

$$n_{b,min}=\frac{F_{Ed}\cdot\gamma_{creep}}{\mu_{d,k}\cdot F_p\cdot n_s}=\frac{317\cdot 1{,}15}{0{,}53\cdot 171{,}53\cdot 2}=2{,}01 \tag{7.19}$$

Takto určený minimální počet šroubů je třeba zaokrouhlit nahoru, aby bylo možné definovat skutečný počet šroubů $n_{b,act}$. Proto jsou použity čtyři šrouby. Poté je třeba v rovnici 7.18 dosadit skutečný počet šroubů za účelem určení předpínací síly šroubu tak, aby přesně odpovídala návrhové síle:

$$F_{p,d}=\frac{F_{Ed}\gamma_{creep}}{\mu_{d,k}n_{b,act}n_s}=\frac{317\cdot1,15}{0,53\cdot4\cdot2}=74,74\text{kN} \tag{7.20}$$

Krok 2: *Síly pro návrh nedisipativní komponenty*

Během zkoušek byla předpínací síla šroubů monitorována. Koeficient proměnlivosti utahovacího momentu a předpínací síly je tedy roven jedné. Ohybový moment pro návrh nedisipativních součástí spojení rovná:

$$M_{nd,d}=n_{b,act}n_s\mu_{St,ub}F_{p,d}z=4\cdot2\cdot0,84\cdot74,74\cdot0,45=226,02\text{kNm} \tag{7.21}$$

Osová síla potřebná pro návrh T-profilu, úhelníků L a stojiny sloupu je dána jako:

$$F_{nd,d}=\frac{M_{nd,d}}{z}=502,28\text{kN} \tag{7.22}$$

S ohledem na uspořádání experimentu, který je popsané v kapitole 3 lze smykovou sílu v přípoji vypočítat jako:

$$V_{nd,d}=\frac{M_{nd,d}}{L}=157,40\text{kN} \tag{7.23}$$

kde *L* je vzdálenost mezi bodem působení síly a lícem sloupu. Pro jednoduchost, se příspěvek třecího tlumiče ve smyku zanedbá, viz krok 5 návrhového postupu. Návrhová smyková síla, rovnice (7.23), se uvažuje přenášena T-profilem.

Krok 3: *Návrh pásnice náběhu*

Pro zjednodušení je tloušťka pásnice náběhu t_{hf} větší než tloušťka pásnice nosníku a je rovna 15 mm. Geometrie pásnice se určí postupně. Interakcí se stanoví počet řad šroubů, průměr šroubu a vzdálenost koncových řad šroubů od okraje. V tomto případě je navrženo 6 řad šroubů M18 a minimální vzdáleností od volného okraje rovnou 72,1 mm. Šířka $b_{hw,sup}$ je rovna 520 mm. S těmito předpoklady jsou šrouby spojující pásnici náběhu se spodní pásnicí nosníku posouzeny na účinky následujících sil:

$$F_{v,Ed}=\frac{F_{nd,d}}{2\cdot n_b}=41,86\text{kN} \qquad F_{t,Ed.max}=\frac{F_{nd,d}\cdot(z-d_b)\cdot d_{MAX}}{2\cdot\sum_{i=1}^{n_b}d_i}=41,34\text{kN} \tag{7.24}$$

Na závěr je stanovena tloušťka desky stejná jako šířka nosníku.

Krok 4: *Návrh stojiny náběhu*

Velikost náběhu závisí na průměru otvoru d_0, počtu šroubů tlumiče ($n_{b,act}$, na velikosti třecích podložek, obrázek 7.6, na délce prodloužených otvorů $L_{slot,h}$ a na rozměru $b_{hw,sup}$ navrženém v kroku 3. Pro stanovení velikosti třecích podložek platí geometrie:

$$k_{wh} \cong 3{,}2; \quad k_{eh} \cong 1{,}60; \quad k_{wv} \cong 4{,}55; \quad k_{ev} \cong 2{,}75$$

a $d_0 = 22$ mm:

- Vodorovná rozteč šroubů: $w_h = k_{wh} \cdot d_0 = 70$ mm;
- Vodorovná vzdálenost šroubů od okraje: $e_h = k_{eh} \cdot d_0 = 35$ mm;
- Svislá rozteč šroubů: $w_v = k_{wv} \cdot d_0 = 100$ mm;
- Svislá vzdálenost šroubů od okraje: $e_v = k_{ev} \cdot d_0 = 60$ mm

Délku otvoru, obrázek 7.10, lze stanovit jako:

$$L_{slot,h,min} = \left(\frac{n_{b,act}}{2} - 1\right) \cdot w_h + d_0 + 2 \cdot \phi \cdot \left(z + \frac{w_v}{2}\right) = 152\text{mm} \rightarrow L_{slot,h} = 163\text{mm} \tag{7.25}$$

kde návrhové natočení ϕ je rovna 0,06 rad. Podle obrázku 7.5 lze vzdálenost mezi rohem stojiny náběhu a okrajem třecích podložek vypočítat jako:

$$\delta_{h.min} = \phi \cdot \left[e_v + \frac{w_v}{2} + z\right] = 33.6\text{mm} \rightarrow \delta_h = 35\text{mm} \tag{7.26}$$

Šířka $b_{hw,inf}$, obrázek 7.6, je rovna 245 mm a výška je 275mm.

Pro definovanou výšky stojiny náběhu, lze její tloušťku stanovit porovnáním únosnosti v tahu s návrhovou silou $F_{nd,d}$:

$$t_{hw} = \frac{F_{nd,d}\gamma_{M2}}{0{,}9(z - d_b - t_{hf} + {}^{w_v}/_{2} + e_v - 2d_0)f_{yh}} = \frac{1{,}25 \cdot 502280}{0{,}9(450 - 270 - 15 + 50 + 60 - 2 \cdot 22)210} = 10{,}35\text{mm} \tag{7.27}$$

kterou lze zaokrouhlit na 15 mm.

Krok 5: *Návrh pásnice T-profilu*

Na pásnici T-profilu působí smyk $V_{nd,d}$ a tah ($F_{nd,d}$, obrázek 7.7a. Šrouby spojující pásnici T-profilu s pásnicí sloupu jsou dány podle vztahu:

$$F_{t,Ed} = \frac{F_{nd,d}}{n_b} = \frac{502{,}28}{4} = 125{,}57\text{ kN} \qquad F_{V,Ed} = \frac{V_{nd,d}}{n_b} = \frac{157{,}40}{4} = 39{,}35\text{ kN} \tag{7.28}$$

Podle vztahu v ČSN EN 1993-1-8 lze minimální účinnou plochu šroubu stanovit jako:

$$A_{res.min1} \geq \frac{\gamma_{M2}}{f_{ub}}\left(\frac{F_{v,Ed}}{\alpha_v} + \frac{F_{t,Ed}}{1.26}\right) = \frac{1{,}25}{1000}\left(\frac{39350}{0{,}5} + \frac{125570}{1{,}26}\right) = 222{,}95\text{ mm}^2$$
$$A_{res.min,2} \geq \frac{\gamma_{M2}F_{t,Ed}}{0.9f_{ub}} = \frac{1{,}25 \cdot 121400}{0{,}9 \cdot 1000} = 174{,}40\text{ mm}^2 \tag{7.29}$$

Zvoleny jsou šrouby M20 (A_{res}=245 mm^2).
Pro návrh tloušťky příruby (t_{Tf}, je určující vzdálenost m_T mezi osou šroubu a plastickým kloubem umístěným blízko stojiny T-profilu a $e_T = n_T$ jako vzdálenost mezi šroubem a koncem desky. Vodorovná rozteč šroubů musí splňovat omezení:

$$w_{Tf,min}= \max\{ b_c+2\, r_c+1{,}8\, d_0;\ b_b-2\cdot e_{Tf}\}=91{,}10 \text{ mm}$$
$$w_{Tf,max}= b_c- 2{,}4\, d_0=173{,}20 \text{ mm} \quad (7.30)$$

kde b_c je šířka sloupu, r_c je poloměr zaoblení sloupu, b_b je šířka nosníku a e_{Tf} je vodorovná vzdálenost šroubu od volného okraje, 38,3 mm, navržena, aby se zohlednily požadavky normy na rozteče šroubů. Podle výše uvedených omezení je rozteč šroubů rovna 123,4 mm. V důsledku toho je šířka T-profilu:

$$b_T=2\cdot e_{Tf}+w_{Tf}=2\cdot 38{,}3+123{,}4=200 \text{ mm} \quad (7.31)$$

S ohledem na geometrii T-profilu je vyhodnocena efektivní délka, s uvážením vzdálenosti mezi osou šroubu a spojením stojiny a pásnice m = 45 mm, přičemž platí, že:

$$b_{eff}= \min\ \{b_{eff.1};\ b_{eff.2};\ 0.5\ b_T\} =100 \text{ mm} \quad (7.32)$$

Aby se předešlo výskytu 1. a 2. tvaru porušení T-profilu lze navrhnout tloušťku pásnice T-profilu s minimální tloušťkou 19,46 mm, zaokrouhlenou na 20 mm. Svislá rozteč mezi šrouby je rovna $w_v=2m+t_w$, kde t_w je tloušťka stojiny T-profilu.

Krok 6: *Návrh stěny T-profilu*

Stěna T-profilu je namáhána interakcí sil od ohybovému momentu, smykové a osové síly. Tloušťka se t_{Tw} se zvolí, aby vyhověla a byla rovna tloušťce pásnice nosníku:

$$t_{Tw}=\max\left\{\frac{V_{nd,d}\cdot\sqrt{3}\cdot\gamma_{M0}}{0{,}5\cdot b_T\cdot f_{y.T}}=\frac{157{,}40\cdot\sqrt{3}\cdot 1}{0{,}5\cdot 200\cdot 0{,}355}=7{,}68 \text{ mm};\ t_{bf}=10{,}2 \text{ mm}\right\} \rightarrow 15 \text{ mm} \quad (7.33)$$

Po zadání tloušťky pásnice lze navrhnout počet a průměr šroubů spojujících stojinu T-profilu s pásnicí nosníku podle velikosti smykové síly působící ve přípoji ve střihu a v otlačení. V řešeném příkladu se volí čtyři řady šroubů M18 s podélnou roztečí 50 mm a minimální vzdáleností od volného okraje 30 mm. Příčná rozteč je rovna 83,4 mm a minimální vzdálenost od volného okraje je 58,30 mm a šířka desky je rovna 200 mm. Kromě toho se posoudí vytržení skupiny šroubu a únosnost oslabeného průřezu v tahu. Vytržení skupiny šroubů představuje porušení smykem v řadě šroubů podél smykové plochy skupiny šroubů doplněné o přetržení v ose otvorů.
Nakonec stanoví minimální velikost mezery mezi nosníkem a sloupem:

$$gap_1 \geq t_{Tf}+2\ t_{Tw}=50 \text{ mm} \rightarrow \quad 70 \text{ mm} \quad (7.34)$$

Výsledná délka stojiny je 260 mm.

Krok 7: *Návrh úhelníků L*

Pásnice úhelníků L jsou namáhány tahem $F_{nd,d}$. Návrh šroubů spojujících desku se sloupem je dán druhou rovnicí (7.29). Volí se šrouby M20. A_{res} = 245 mm^2.
Pro návrh tloušťky pásnice a stojiny t_L jsou rozhodující vzdálenost m_L mezi osou šroubu a plastickým kloubem umístěným v ose desky a vzdálenost e_L mezi osou šroubu a koncem desky. Návrh je v tomto případě iterativní: definice m_L souvisí s tloušťkou úhelníku, která zpočátku není definována, protože její hodnota závisí na m_L.
Vodorovná rozteč mezi šrouby musí splňovat následující omezení:

$$w_{Tf,min} = b_c + 2\,r_c + 1{,}8\,d_0 = 91{,}10 \text{ mm}$$
$$w_{Tf,max} = b_c - 2{,}4\,d_0 = 173{,}20 \text{ mm} \quad (7.35)$$

kde b_c, r_c, b_b jsou parametry definované dříve. Podle výše uvedených omezení je vodorovná rozteč šroubů rovna 145 mm. Počínaje parametry definovanými v kroku 4 souvisejícími s definicí geometrie třecích podložek se šířka úhelníku L stanoví jako:

$$h_L = 2 \cdot e_v + w_v = 2 \cdot 60 + 100 = 220 \text{ mm} \quad (7.36)$$

Vzdálenosti jsou stanoveny jako m_L=37 mm a n_L=e_L=40,5 mm. Efektivní šířka se pak stanoví jako:

$$h_{eff} = \min\{h_{eff.1}; h_{eff.2}; 0.5\,h_L\} = 110 \text{ mm} \quad (7.37)$$

Tloušťka pásnice T-profilu se stanoví z únosnosti při 1. a 2. způsobu porušení. Minimálně 15,14 mm se zaokrouhlí na 20 mm.

Na rozdíl od úhelníku L se navrhuje svislá mezera s_v. Oslabený průřez se posoudí v tahu. Svislá mezera se navrhne tak, aby umožnila natočení a zabránilo se tím aktivaci šroubů ve smyku:

$$L_{slot,v,min} = s_v + 2d_0 = \phi \cdot [gap_1 + e_h + s_h + w_h] + 2d_0 =$$
$$= 0{,}06 \cdot [70 + 35 + 35{,}5 + 70] = 47{,}26 \text{ mm} \quad \rightarrow L_{slot,v} = 61{,}50 \text{mm} \quad (7.38)$$

Pro geometrii úhelníku L se ověří natočení podle vztahu:

$$\delta_v = \phi \cdot (l_{Lw} + t_L) = 16{,}86 \text{mm} < gap_2 = (h_{hw} - h_L) = 55 \text{mm}$$

kde l_{Lw}=gap_1-t_L+$L_{slot.h}$+2e_h-d_0=260 mm je výška stojiny úhelníku L, t_L je tloušťka pásnice úhelníku L, h_{hw} je výška stojiny náběhu a h_L je délka úhelníku L.

Krok 8: *Posouzení nosníku a návrh výztuh stojiny nosníku*

Nosník je v nedisipativní oblasti a nemá dosáhnout meze kluzu. Proto má vyhovět následujícímu vztahu:

$$M_{nd,d} \frac{L-b}{L} \cong 112\text{kNm} \leq M_{b.Rd} = 171{,}82 \text{ kNm} \quad (7.39)$$

Aby se zabránilo lokálnímu boulení stojiny nosníku, byly na koncích tlumiče přidány dvě výztuhy. Šířka výztuh je rovna polovině šířky nosníku. Tloušťka je rovna 10 mm.

Krok 9: *Posouzení sloupu a návrh výztuh stojiny sloupu*

Podle ČSN EN 1993-1-8 jsou požadovány kontroly únosnosti stojiny sloupu ve smyku, v tahu a tlaku a pásnice sloupu v ohybu. V případě řešeného příkladu byly v místě působení síly $F_{nd,d}$ umístěny příčné výztuhy o tloušťce 10 mm.

8.4 NÁSTROJ PRO NÁVRH PŘEDEM OVĚŘENÝCH PŘÍPOJŮ

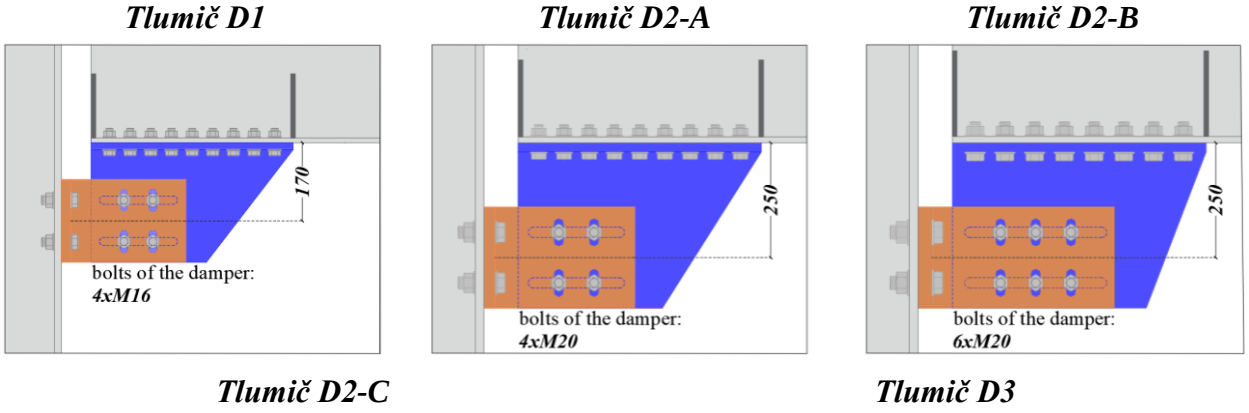
Pro podporu uvedení navrhovaného typu třecího tlumiče pro disipativní přípoje nosníku na sloup na trh je nezbytná standardizace prvků disipativních přípojů. Za tímto účelem byly během výzkumného

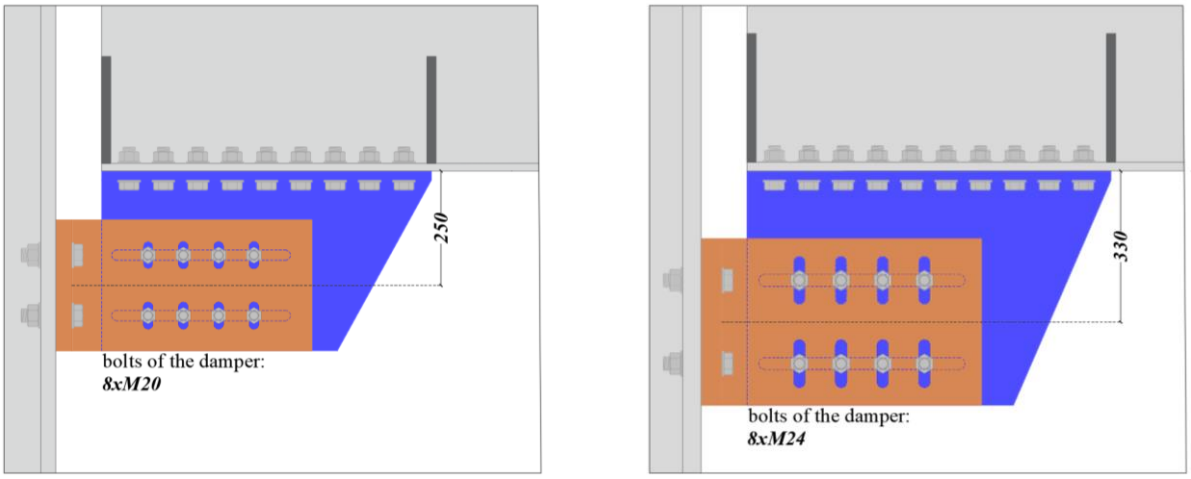
projektu FREEDAM definovány prvky tvořící třecí tlumič, desky s otvory, třecí materiál atd., které mají být vyráběny a připraveny ve formě sestavy připravené k montáži.
Jedna z aktivit v rámci projektu FREEDAM byla věnována definici řady konstrukčních řešení, která mají být vybrána projektanty podle předem definovaného zatížení a maximálních dovolených posunů. Výše popsaný postup návrhu přípojů byl nejprve implementován do softwarového nástroje a následně bylo připraveno pět standardizovaných třecích tlumičů pokrývajících celou škálu IPE profilů. Předem navržené tlumiče mají povrchovou úpravu M4. Jejich geometrie je definována vzdáleností mezi spodní pásnicí nosníku od středové osy tlumiče, průměrem šroubu d_b a počtem šroubů n_b, jak je uvedeno v tabulce 3 a obrázku 7.13.

Tabulka 7.3: Parametry předem ověřených tlumičů v projektu FREEDAM

Číslo tlumiče	Vzdálenost mezi spodní pásnicí nosníku a osou tlumiče [cm]	Průměr šroubu	Počet šroubů
D1	170	M16	4
D2-A			4
D2-B	250	M20	6
D2-C			8
D3	330	M24	8

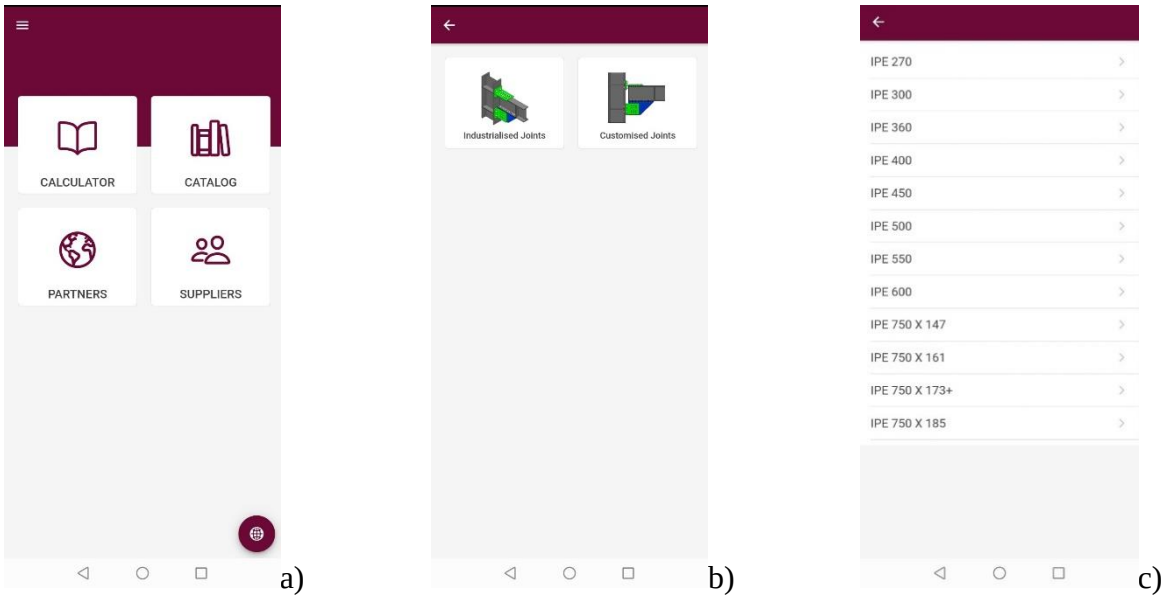
Těchto pět tlumičů pokryje všechny případy nosníků na evropském trhu a všechny úrovně využití v praktických aplikacích. Hodnoty úrovně využití $\overline{m}$ pro nosníky v ohybově tuhé prutové soustavě vybavených třecími tlumiči v seismické kombinaci byly definovány podle parametrických analýz v projektu FREEDAM. Na základě získaných rozsahů byly uvažovány čtyři hodnoty pro $\overline{m}$: 0,3, 0,4, 0,5 a 0,6.
Kromě toho byla na Univerzitě v Coimbře vyvinuta uživatelsky přívětivá mobilní aplikace Freedam+ s implementovaným výpočetním algoritmem pro operační systémy Android a iOS, která poskytuje rozšíření nástrojů FREEDAM pro rychlé a spolehlivé výpočty a posouzení seismické odezvy ocelových styčníků s cílem předpovědět nejlepší shodu přípoje nosníku na sloup. Rozhraní aplikace je znázorněno na obrázku 7.14.



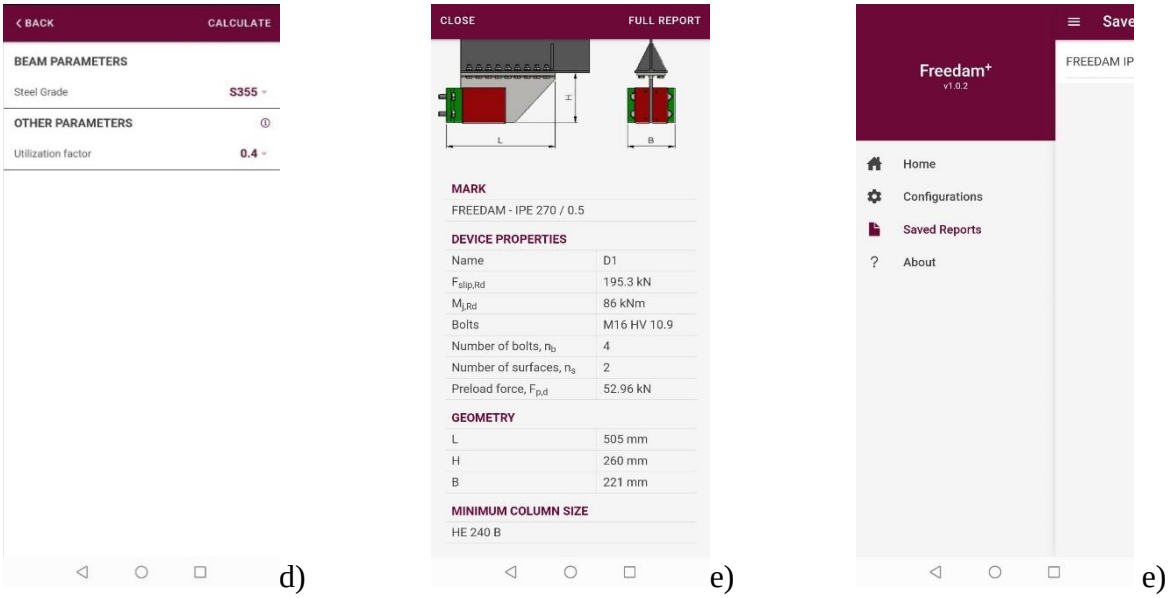


Obrázek 7.13 – Třecí zařízení projektu Freedam+

Uživatelé mohou přípoje navrhnout pomocí sekce CALCULATOR, obrázek 7.14a. Lze volit typologii přípojů, mezi typickými a vlastními přípoji, obrázek. 7.14b. Uživatel může vybrat průřez nosníku, obrázek 7.14c, a uvést požadovanou úroveň využití $\bar{m}$, obrázek 7.14d. Aplikace *Freedam+* poskytne vlastnosti přípoje nosníku na sloup vybaveného třecími tlumiči FREEDAM, obrázek 7.14e, a připraví zprávu o návrhu. Je k dispozici v sekci *Saved Reports*, obrázek 7.14f. Software umožňuje kromě návrh s nosníky s průřezy IPE i HEA. Část aplikace *Customised joints* zobrazí hlavní geometrické vlastnosti přizpůsobeného tlumiče FREEDAM, informace o předpětí, únosnosti tlumiče a délce otvorů za předpokladu pro návrhové natočení 40 mrad.



a) b) c)



d) e) e)

Obrázek 7.14 – Aplikace Freedam+, verze pro Android: a) hlavní menu; b) typologie přípojů; c) průřezy nosníků; d) návrhové parametry; e) navržený přípoj; f) zpráva o návrhu

8.5 LITERATURA

[39] ANSI/AISC 358-10, ANSI/AISC 358s1-11, Prequalified Connections for Special and Intermediate Steel Moment Frames for Seismic Applications, 2011.

[40] CEN, 2005c. “Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance - Part 1: General rules, seismic actions, and rules for buildings”.

[41] CEN, 2005b. “Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-8: Design of joints”.

[42] CEN, 2005. “Eurocode 0: Basis of Structural Design”.

[43] R. Tartaglia, M. D’Aniello, G.A. Rassati, J.A. Swanson, R. Landolfo: “Full strength extended stiffened end-plate joints: AISC vs recent Europeanndesign criteria”, Engineering Structures, Vol. 159, pp. 155-171, 2018.

[44] R. Tartaglia, M. D’Aniello, G.A. Rassati: “Proposal of AISC-compliant seismic design criteria for ductile partially-restrained end-plate bolted joints”, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 159, pp. 364-383, 2019.

[45] M. D’Aniello, R. Tartaglia, S. Costanzo, R. Landolfo: “Seismic design of extended stiffened end-plate joints in the framework of Eurocodes”, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 128, pp. 512-527, 2017.

[46] A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: “Design of full-strength full-ductility extended end-plate beam-to-column joints”, Journal of Constructional Steel Research, Vol. 148, p. 77-96, 2018.

[47] A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: “Design criteria for beam-to-column connections equipped with friction devices”, Journal of Constructional Steel Research, Volume 172,2020.

[48] M. Latour, M. D'Aniello, M. Zimbru, G. Rizzano, V. Piluso, R. Landolfo: "Removable friction dampers for low-damage steel beam-to-column joints", Soil Dynamics and earthquake Engineering, Vol. 115, pp. 66-81, 2018.

[49] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental behaviour of innovative thermal spray coating materials for FREEDAM joints". Composites Part B Engineering, Vol. 115, pp.289-299, 2017.

[50] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Cyclic response of low yielding connections using different friction materials", Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 114, pp. 404-423, 2018.

[51] G. Ferrante Cavallaro, A.B. Francavilla, M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Standardised friction damper bolt assemblies time-related relaxation and installed tension variability", Journal of Constructional Steel Research, Vol.41, pp.66-81, 2018.

[52] EN 1090-2: "Execution of steel structure and aluminium structure: Technical requirements for steel structures. Annex G: Test to determine slip factor", 2008.

[53] M. Latour, V. Piluso, G. Rizzano: "Experimental analysis of beam-to-column joints equipped with sprayed aluminium friction dampers", Journal of Constructional Steel Research, 146, pp. 33-48, 2018.

9.1 ÚVOD

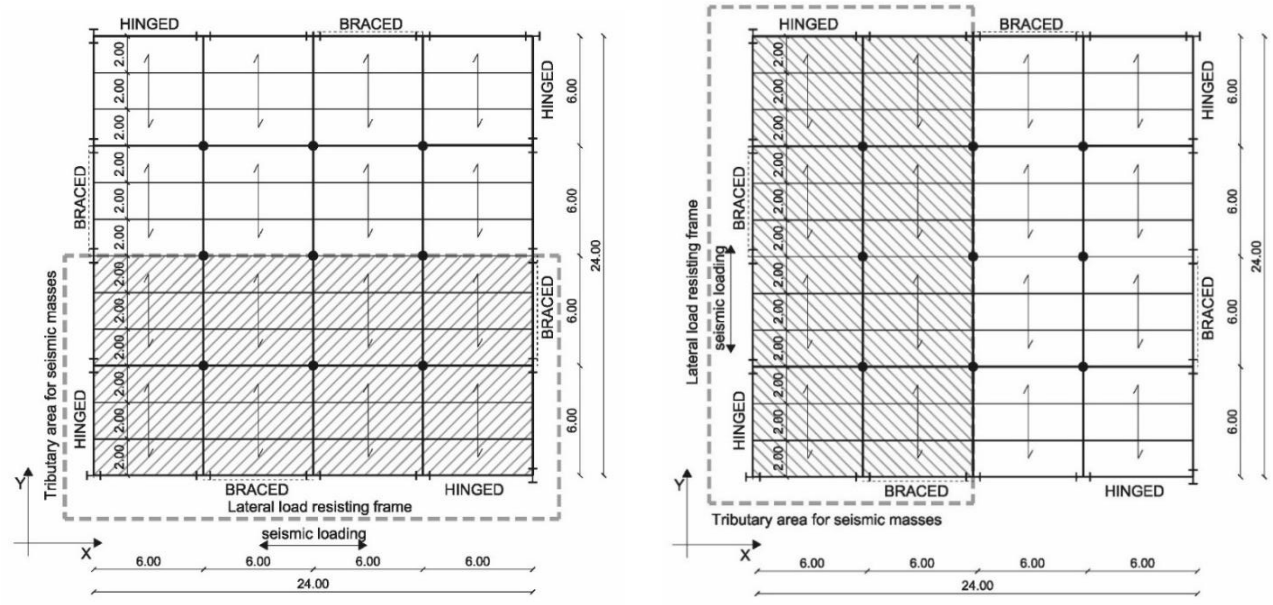
V kapitole je popsán návrh prutových konstrukcí se styčníkem FREEDAM na seismické účinky. Zaměřuje se na ohybově tuhé prutové konstrukce (MRFs) navržené podle EN1998 a podle teorie řízení plastického mechanizmu (TPMC). Podrobně je popsán návrh vzorové MRFs konstrukce. Konstrukce jsou navrženy v třídě duktility DC3 podle definice v prEN1998 1-1 a 1-2 [2]-[3].

9.2 PŘÍKLADOVÁ STUDIE

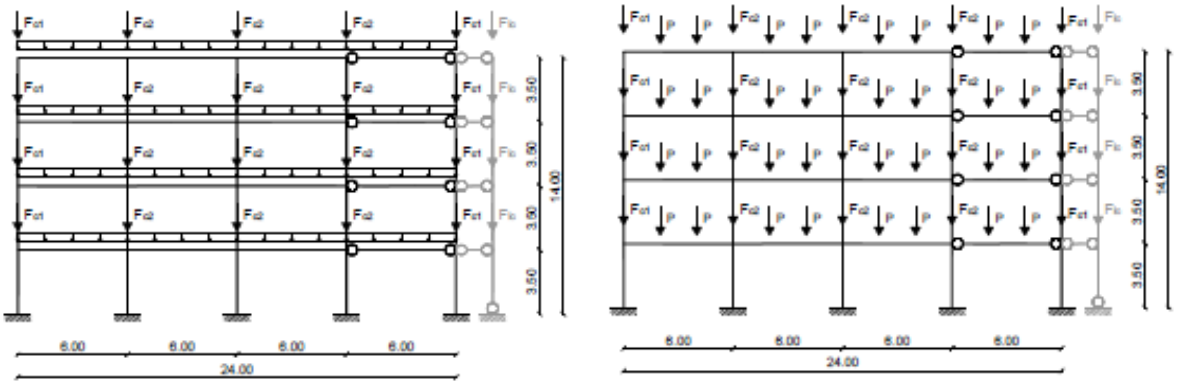
9.2.1 *Geometrie*

Půdorysné uspořádání zkoumaných konstrukcí je znázorněno na obrázku 8.1. Seismický odolné jdou navrženy obvodové vazby. Vnitřní prutové konstrukce má styčníky kloubové. Je navržena pouze pro svislé zatížení. Budovy mají čtyři podlaží o výšce 3,50 m, rozpětí stropnic je 6,00 m. Schodiště a výtah jsou umístěny mimo analyzovanou konstrukci nezávisle na vyšetřované konstrukci. Analyzovaná seismický odolná část je znázorněno na obrázku 8.2 ve směrech X a Y. Šedě je zobrazen nakloněný sloup, který se umožňuje posouzení účinků svislého zatížení při rovinné analýze. Pravý rohový sloup současně přísluší seismicky neodolné části. Kancelářská budova odpovídá kategorii B podle EN1998-1:2002 [1]. Ocel je třídy S355.
Návrh pro tuto kategorii sestává z kroků:

- analýza zatížení,
- návrh nosníků na svislé namáhání,
- výpočet
    - soustředěného a rovnoměrného svislého zatížení na příčnou vazbu,
    - svislých zatížení pro skloněný sloup,
    - návrhových seismických sil.



Obrázek 8.1. Půdorys budovy se zobrazením vodorovného ztužení pro směry x (a) a y (b)



a) b)

Obrázek 8.2. Řez budovou ve směru X (a) a Y (b).

9.3 STÁLÉ A UŽITNÉ ZATÍŽENÍ

9.3.1 *Stálá zatížení*

Konstrukce

Podlahová deska je spřažená ocelobetonová deska s vlnitým ocelovým plechem HI-BOND A 55 / P600 a litým betonem třídy C20/25. Celková tloušťka desky je 125 mm. Vlnitý plech je vyroben z oceli S280GD o tloušťce 1,2 mm. Odpovídající hmotnosti jsou:

- Beton 2.34 kN/m^2
- Vlnitého ocelového plechu 0.16 kN/m^2
- Ocelové nosníky 0.75 kN/m^2

Celkové trvalé zatížení konstrukce $\mathbf{3.25\ kN/m^2}$.

Nenosné prvky

Zvukotěsná izolace

Zvukotěsná izolace o tloušťce 10 mm s hmotností na jednotku objemu 0.30 kN / m^3

Potěr podlahy

Potěr z lehkého kameniva o tloušťce 50 mm a objemové hmotnosti 7.2 kN/m^3.

Podlaha

Keramická dlažba hmotností na jednotku objemu10 kN/m^3 a tloušťkou 20 mm.

Tepelná izolace

Skelná vata tloušťky 100 mm a objemové hmotnosti 0.10 kN/m^3.

Strop

Sádrokartonové deskamy tl. 20 mm s objemovou hmotností 0.177 kN/m^2.
Hodnoty nekonstrukčních stálých zatížení jsou uvedeny v tabulce 8.1.

Tabulka 8.1. Přehled stálých zatížení

	Hmotnost na jednotku objemu (kN/m^3)	Tloušťka (m)	Zatížení (kN/m^2)

Zvukotesná izolace	0.30	0.010	0.003
Potěr	7.20	0.050	0.360
Podlaha	10.00	0.020	0.200
Tepelná izolace	0.10	0.100	0.010
Strop			0.177
Celková hodnota nekonstrukčních stálých zatížení		**0.75** kN/m^2	

Obvodové stěny

Sádrokartonové desky tl. 12,5 mm s objemovou hmotností 1.00 kN/m^2.
Užitná zatížení (g_k

- Podlahy a střechy $\mathbf{3.25 + 0.75 = 4.0\ kN/m^2}$
- Obvodových stěn $\mathbf{1.0\ kN/m^2}$

9.3.2 *Užitné zatížení(qk)*

Pro kancelářské budovy $\mathbf{3.00\ kN/m^2}$

Vnitřní příčky

Sádrokartonové KNAUF W111. Z ocelových profilů tvarovaných za studena ve tvaru C s roztečí 600 mm. Obloženy dvěma sádrokartonovými deskami tl. 12,5 mm. Meziprostor z minerální vlny o tloušťce 60 mm. Hmotnosti na jednotku objemu 0.7 kN / m^3. Celková hmotnost na jednotku plochy je 0.292 kN/m^2, 0.25 kN/m^2 pro neizolovanou stěnu a 0.7 kN/m^3 × 0.06 m = 0.042 kN/m^2 pro izolační vrstvu.

Výška dělicí stěny 3.00 m. Lineární zatížení 0.292 × 3.00 = 0.876 kN/m. Vzhledem k tomu, že vnitřní příčky mají jednotkovou hmotnost menší než 1 kN/m, lze podle En1991-1-1 1 [1] uvažovat rovnoměrné zatížení 0.50 kN/m^2.

Charakteristické hodnoty zatížení

Podlaha $\boldsymbol{q_k = 3.5\ kN/m^2}$

Střecha $\boldsymbol{q_k = 3.0\ kN/m^2}$

9.3.3 *Návrh spřažené ocelobetonové desky*

Návrhové zatížení je součtem stálých a užitných zatížení:

$$q_{\mathrm{u}} = 0.75 + 3.00 + 0.50 = 4.25\ \mathrm{kN/m^2}$$

Maximální užitečné zatížení pro spřažené ocelobetonové desky HI-BOND A55/P600 mm je 4,25 kN/m^2 pro spojité stropnice na 4 podpěrách o rozpětí 2,00 m.
Základní kombinace pro mezních stav únosnosti (ULS):

$q_d = \gamma_g\ (g_{k1} + g_{k2}) + \gamma_q\ q_k = 1.35\ \times (3.25 + 0.75) + 1.5\ \times 3.50$ podlahy
$= 10.65\ \mathrm{kN/m^2}$

$q_{d.střecha} = \gamma_g\ (g_{k1} + g_{k2}) + \gamma_q\ q_k = 1.35\ \times (3.25 + 0.75) + 1.5\ \times 3.00$ střecha
$= 9.9\ k\mathrm{N/m^2}$

9.3.4 *Návrh spřažené ocelobetonové desky*

Nosníky jsou na svislé zatížení navrženy, aby vydržely zatížení odpovídající kombinaci zatížení ULS $q_d = 10.65\ kN/m^2$pro podlahy a $q_{d.roof} = 9.9\ kN/m^2$ pro střechu. Reakce odpovídající vnitřním podporám jsou:

$$R_i = 1.00\ q_d l = 1.00 \times 10.65 \times 2 = 21.30\ kN/m$$

$$R_{i.střecha} = 1.00\ q_{d.roof} l = 1.00 \times 9.9 \times 2 = 19.8\ kN/m$$

a odpovídající vnějším podporám jsou:

$$R_e = 0.50\ q_d l = 0.50 \times 10.65 \times 2 = 10.65\ kN/m$$

$$R_{e.střecha} = 0.50\ q_{d.roof} l = 0.50 \times 9.9 \times 2 = 9.90\ kN/m$$

Reakce R_i na jednotku délky rozložená na stropnice. Maximální moment ve středu rozpětí stropnic, vypočítaný pro více zatížený nosník:

$$M_{max} = R_i \frac{L^2}{8} = 21.30 \times \frac{6^2}{8} = 95.85 \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

$$\rightarrow \quad W_{pl} = \frac{M_{max}}{f_y} = \frac{95.85 \times 1000}{355} = 270.00\ cm^3 \quad \rightarrow \text{ IPE 220}$$

Pro mezní stav použitelnosti (MSP) je omezení doporučeného průhybu pro
pro provozní zatížení 1/300 a pro kombinaci zatížení 1/250.

Volí se nosník **IPE 270**. Návrhová únosnost stropnice ohybu:

$$M_{Rd} = \frac{484 \times 10^{-3} \times 355}{1.00} \cong 171.82\ kNm$$

Soustředěné zatížení od vnitřních stropnic $P = 127.8\ kN$ a od vnějších $P = 63.90\ kN$.

Maximální moment na stropnice:

$$M_{max} = Pl = 127.8 \times 2 = 255.60\ kNm \ \rightarrow \ W_{pl} = \frac{M_{max}}{f_y} = \frac{255.60 \times 1000}{355} = 720.00\ cm^3$$

$$\rightarrow \text{ IPE 330}$$

Volíse **IPE360**, aby bylo splněn doporučený průhyb pro MSP.

Moment:

$$M_{Rd} = \frac{1019.1 \times 10^{-3} \times 355}{1.00} \cong 361.8\ kNm$$

9.3.5 *Výpočet soustředěného a rovnoměrného svislého zatížení na příčnou vazbu*

Při výpočtu zatížení ch na sloupy je třeba uvažovat hmotnost vnějších stěn 1.00 kN/m^2 přímo přenášenou na sloupy. Na střeše se výška obvodových stěn předpokládá 1,75 m.

Tuhá prutová soustava rovnoběžně ve směru průvlaků, směr X

Pro kombinaci seismických zatížení podle EN 1998-1 jsou svislá zatížení na podlahu:

$$G_k + \psi_2 Q_k = 4.00 + 0.3 \times 3.5 = 5.05\ \text{kN/m}^2$$

a pro střechu:

$$G_k + \psi_2 Q_k = 4.00 + 0.3 \times 3.0 = 4.90\ \text{kN/m}^2$$

Rovnoměrná zatížení na nosníky podlahy seismicky odolné soustavy:

$$q_{\mathrm{d}} = 0.50 \times 5.05 \times 2 = 5.05 \frac{kN}{m}$$

a pro střechu:

$$q_{\mathrm{d.střecha}} = 0.50 \times 4.90 \times 2 = 4.90\, kN/m$$

Soustředěná zatížení na sloupy z kombinace seizmického zatížení jsou v tab. 8.2 a tab. 8.3.

Tabulka 8.2. Břemena na sloupy od stropnic

Podlaží	F_{c1} (kN)		F_{c2} (kN)		F_{lc} (kN)	
	G_k	Q_k	G_k	Q_k	G_k	Q_k
1-3	45.00	21.00	69.00	42.00	927.00	756.00
4	34.50	18.00	58.50	36.00	895.50	648.00

Tuhá prutová soustava kolmo ke stropnicím, směr Y

Prutové konstrukce jsou zatíženy břemeny po 2 m.

Tabulka 8.3. Břemena na sloupy od průvlaků

Podlaží	P (kN)		F_{c1} (kN)		F_{c2} (kN)		F_{lc} (kN)	
	G_k	Q_k	G_k	Q_k	G_k	Q_k	G_k	Q_k
1-3	24.00	21.00	33.00	10.50	45.00	21.00	927.00	756.00
4	24.00	18.00	22.50	9.00	34.50	18.00	895.50	648.00

9.3.6 *Kontrola globální nestability*

Síly a momenty se stanoví lineární analýzou [4]. Vliv deformace soustavy, účinky druhého řádu, se zohlední, pokud významně zvyšují reakce nebo mění chování konstrukce.
Podmínku lze považovat za splněnou pro:

$$\alpha_{cr} \geq 10$$

kde α_{cr} je součinitel vzpěrné délky, kterým by se muselo zvýšit návrhové zatížení, aby způsobilo pružnou nestabilitu soustavy.
Lineární stabilita se vypočítá pro kombinací zatížení (ULS):

$$\gamma_g\, G_k + \gamma_q\, Q_k = 1.35 G_k + 1.5 Q_k$$

a kombinaci svislého zatížení v seismických podmínkách:

$$G_k + \psi_{2.i} Q_k = G_k + 0.3 Q_k$$

U nevyztužené prutové soustavy může být součinitel vzpěrné délky nižší než 10. V EN 1993-1-1 [4] lze pro

$$\alpha_{cr} \geq 3$$

účinky druhého řádu zahrnout zvýšením vodorovných sil H_{Ed} od imperfekcí, a počítat stále podle teorie prvního řádu, součinitelem:

$$\frac{1}{1 - \frac{1}{\alpha_{cr}}}$$

V příkladě jsou uvažovány pouze vodorovné síly od imperfekcí H_{Ed}..

9.3.7 *Výpočet zatížení ekvivalentních imperfekcím*

Globální imperfekci soustavy lze stanovit jako natočení soustavy:

$$\phi = \phi_0 \alpha_h \alpha_m$$

kde:

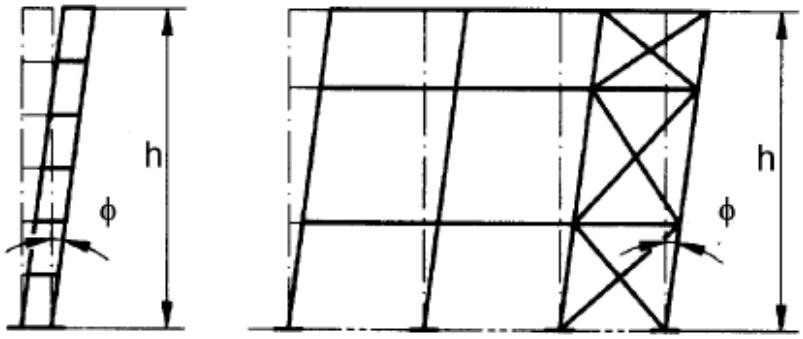
ϕ_0 je základní natočení $\phi_0 = 1/200 = 0.005$

α_h redukční součinitel výšky h, celá výška budovy, na obrázku 8.3

$$\alpha_h = \frac{2}{\sqrt{h}} \; but \; \frac{2}{3} \leq \alpha_h \leq 1$$

α_m redukční součinitel pro počet sloupců v řadě $\alpha_m = \sqrt{0.5\left(1 + \frac{1}{m}\right)}$

m počet sloupů v řadě zahrnující pouze ty sloupy, které přenáší svislé zatížení N_{Ed} větší než 50% průměrné hodnoty v uvažované svislé rovině.



Obrázek 8.3. Globání imperfekce vyjádřená natočením

Pro vyšetřovanou konstrukci jsou hodnoty natočení stanoveny v tabulce 8.4.

Tabulka 8.4. Globální natočení od imperfekce

Podlaží	h (m)	ϕ_0 (-)	α_h (-)	m (-)	α_m (-)	ϕ (-)
4-podlaží	14	0.005	0.67	5	0.77	0.0026

Natočení od globální imperfekce lze nahradit náhradní vodorovnou sílou, kterou lze stanovit jako

$$H_{Ed} = \phi N_{Ed}$$

kde N_{Ed} je celkové zatížení působíci v každém podlaží pro MSÚ, případně MSÚ. Hodnoty sil jsou uvedeny v tabulkách 8.5 a 8.6.

Tabulka 8.5. Síla ekvivalentní celkové nedokonalosti kolísání pro 4-podlažní konstrukce pro kombinaci ULS

Podlaží	N_{Ed} (kN)	ϕ (-)	H_{Ed} (kN)
1-3	3294.00	0.0026	8.51
4	2946.60		7.65

Tabulka 8.6. Síla ekvivalentní celkové nedokonalosti kolísání pro 4podlažní konstrukce pro kombinaci SD

Podlaží	N_{Ed} (kN)	ϕ (-)	H_{Ed} (kN)
1-3	1622.40	0.0026	4.19

4	1495.20		3.86

*N_{Ed} jsou počítány pro polostrukturu

Síla od ekvivalentní imperfekci se přidá do všech kombinací seismického nebo svislého zatížení. Imperfekce nelze zanedbat pokud:

$$H_{Ed} \geq 0.15 N_{Ed}$$

9.4 NÁVRHOVÁ SPEKTERA PODLE prEN 1998-1-1

Seismické události se klasifikují jako časté, příležitostné, vzácné a velmi vzácné. Řešení je kombinací mezního stavu a míry seismické intenzity.
Mezní stav (Near Collapse, NC) je navržen pro velmi vzácné seismické události. Mezní stav Významného poškození (SD), označovaný jako Life Safety, ke připraven pro vzácné seismické události. Mezní stav (DL), označovaný jako provozní mezní stav, je zaměřen na příležitostné seismické události. Pro časté seismické jevy je plně funkční (OP) mezní stav.
Pro plně funkční (OP) je prEN 1998-1-1 [6] akceptováno, že konstrukce je pouze mírně poškozena a její oprava je hospodárná. To umožňuje nepřetržitý provoz. Odpovídající požadavky na návrh se domlouvají s klientem. Třecí tlumiče FREEDAM se navrhují, aby při působení častých zemětřesení nedocházelo k prokluzu. Předpokládá se spektrum s pravděpodobností překročení 10 % za 475 let. Pro plně funkční (OP) se plánují seismické události s pravděpodobností překročení 81 % za 50 let. Návrh tlumiče FREEDAM vychází z návrhového spektra mezního stavu Plně funkční (OP), což zabrání prokluzu zařízení. Kontrola nedisipativní zóny, citlivosti vlivu druhého řádu a omezení příčného posumutí je připravena na působení od návrhového spektra mezního stavu Významného poškození (SD).

9.4.1 *Globální nestabilita*

Návrhové spektrum pro třídu tažnosti DC3 závisí na maximálním indexu seismického působení S_δ povoleném EM1998-1-1, který ze vyjádřit jako:

$$S_\delta = \delta F_\alpha F_T S_{\alpha,475}$$

kde $\delta = 1.0$ pro CC2
$F_\alpha = 1.3(1 - 0.01)S_{\alpha\mathrm{RP}}$ je součinitel místního zpevnění při krátkodobém namáhání
$F_T = 1.0$ pro kategorii B
$S_{\alpha,475}$ = 7.03 pro třídu tažnosti DC3

-

Pro přípravu odezvy na horizontální síly je třeba znát parametry. Podle EN1998 1-1 [2] lze definovat hodnoty T_A, F_A, χ , tabulka 5.4 EN1998 1-1 [2])_
T_A = 0.02s F_A = 2.5 a χ = 4
Zrýchlení lze stanovit z :

$$S_\alpha = F_T F_\alpha S_{\alpha,RP} \text{ a } S_\beta = F_T F_\beta S_{\beta,RP}$$

kdem:
$S_{\alpha,RP} = \gamma_{LS,CC} S_{\alpha,ref}$

$S_{\beta,RP} = \gamma_{LS,CC} S_{\beta,ref}$

$\gamma_{LS,CC}$ =1 je součinitel výkonu při mezních stavech významného poškození.

$S_{\beta,ref} = f_h S_{\alpha,ref}$ kde f_h = 0.4 pro vysoké úrovně seizmicity pro $S_{\alpha,475} > 5$

$F_\beta = 1.6(1 - 0.02) S_{\beta RP}$ je součinitel zesílení stěny pro kategorii B, viz tabulka 5.4.

Obdobně T_C a T_B lze vypočítat jako

$T_C = \frac{S_\beta T_\beta}{S_\alpha}$ a $T_B = 0.10s$, if $\frac{T_C}{\chi} > 0.10s$

Hodnota T_D je 2, viz Tabulka 5.3 v [2] pro $S_{\beta,RP} \leq 1$ m/s^2 a o $1+S_{\beta,RP}$ if $S_{\beta,RP} > 1$ m/s^2.

Spektrum se redukuje pomocí součinitelem chování. Pro DC3 není součinitel chování q vyšší než 6.5, viz [2]. Pro výpočty se předpokládala mezní hodnota součinitele.

Redukované spektrum $S_{r\,(T)}$, lze vypočítat jako

$$S_r(T) = \frac{S_e(T)}{R_q(T)} \geq \beta S_{\alpha,475}$$

kde:

$0 \leq T \leq T_A$: $R_q(T) = R_{q0} = q_R q_S$

$T_A \leq T \leq T_B$: $R_q(T) = R_{q0} + \left(q - R_{q0}\right)(T - T_A)/(T_B - T_A)$

$T_B \leq T$: $R_q(T) = q$

kde β je součinitel dolní meze pro horizontální redukované spektrum EN1998-1-1 [5]. Dolní mezní hodnota platí pro síly. Požadavky na posunutí se stanoví ze spektra posunutí nebo spektra elastické odezvy pro dokonale poddajné konstrukce. Únosnost se stanoví z dolního omezení hodnoty modifikovaného spektra. Posunutí a účinty druhého řádu se uvažují bez dolního limitu.

Součinitel dolní meze pro horizontální redukované spektrum β již n v novém návrhu v prEN1998-1-1 není. V EN1998-1-1 [5] se uvažoval jako 0,2.

Hodnota PGA byla vypočítána jako poměr mezi $S_{\alpha,475}$ a F_α.

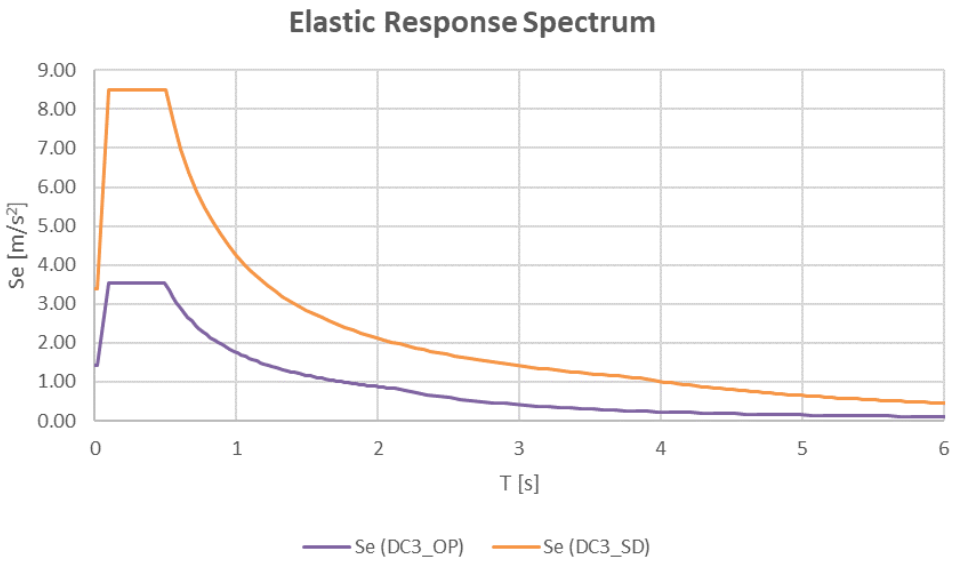
9.4.2 *Spektrum pro MS plné funkce (OP)*

Návrhové spektrum $S_{\alpha,ref}$ je z rovnice (5.2) v EN1998 1-1 [2]:

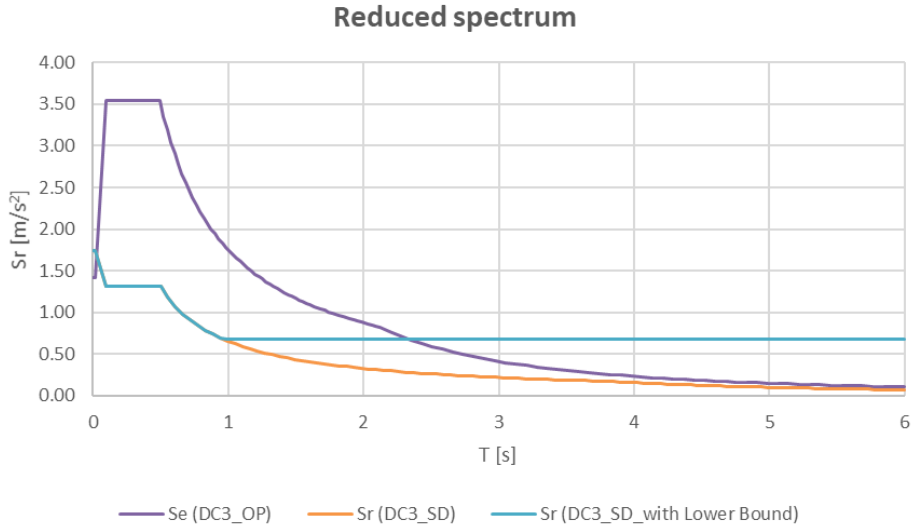
$$S_{\alpha,ref} = \frac{S_{\alpha,475}}{\left(\frac{475}{T_{ref}}\right)^{1/k}}$$

$S_{\alpha,ref}$ je referenční maximální spektrální zrychlení, odpovídající konstantní zrychlovací větvi horizontálního spektra elastické odezvy 5% tlumení pro návratovou periodu T_{ref} rovnou 30 letům pro mezní stav plné funkce (OP).

Na obrázku 8.4 je uvedeno spektrum elastické odezvy pro mezní stavy SD i OP. Na obrázku 8.5 je spektrum redukovaného mezního stavu SD, které zohledňuje omezení dolní meze, porovnáno s netříděným návrhovým spektrem mezního stavu OP. Spektrum omezení poškození (DL) není uvedeno, protože kontrola se vztahuje na seismická zatížení vypočítaná podle spektra SD. Součinitel chování v případě mezního stavu OP se uvažuje roven 1.



Obrázek 8.4. Horizontální spektrum elastické odezvy pro mezní stavy OP a SD

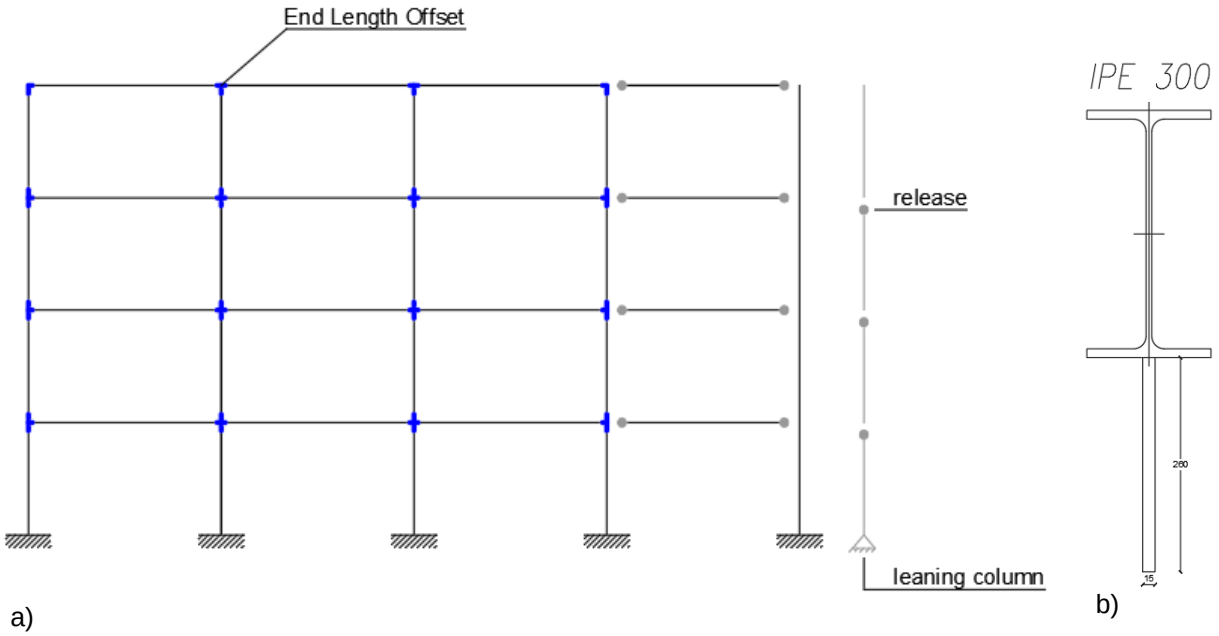


Obrázek 8.5. Snížené spektrum horizontální elastické odezvy pro OP a SD s dolní hranicí a bez ní

9.5 Model konstrukce

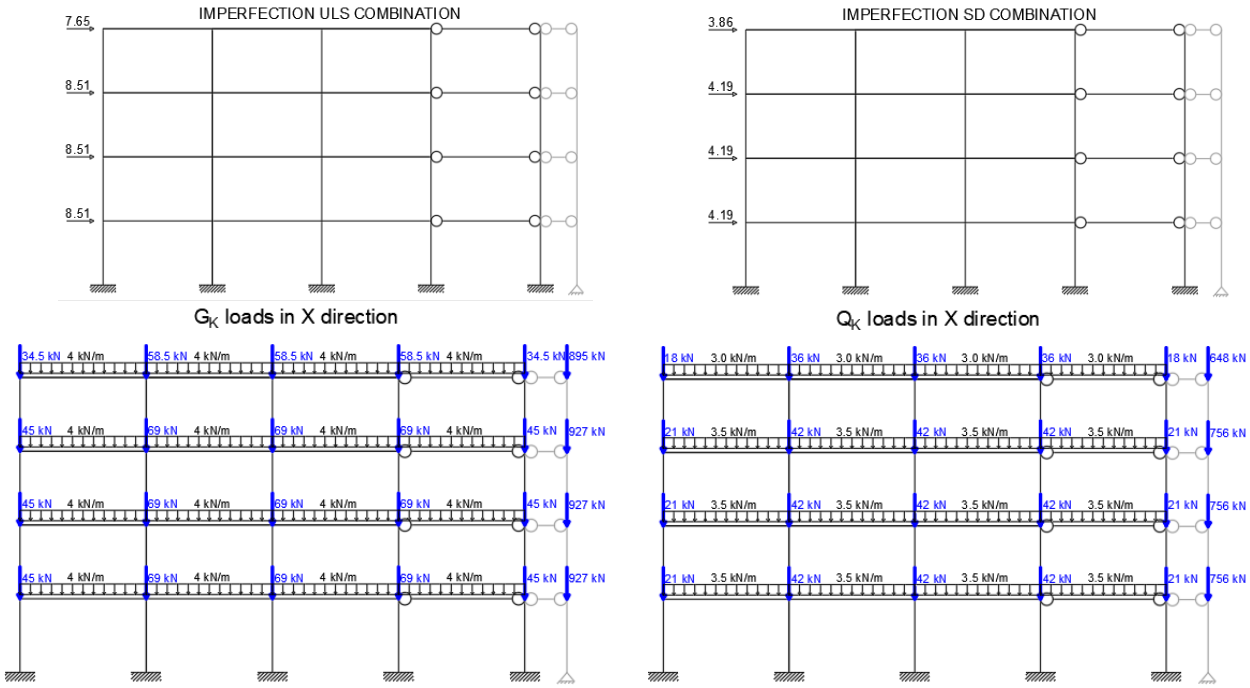
Seismicky odolné prutové konstrukce byly modelovány softwarem SAP 2000 [5]. Účinky druhého řádu od svislého zatížení jsou zohledněny nakloněním soustavy. V každém podlaží byly tuhé podlahy modelovány tuhým prutem. Na obrázku 8.6 je model s popisem tuhých částí.

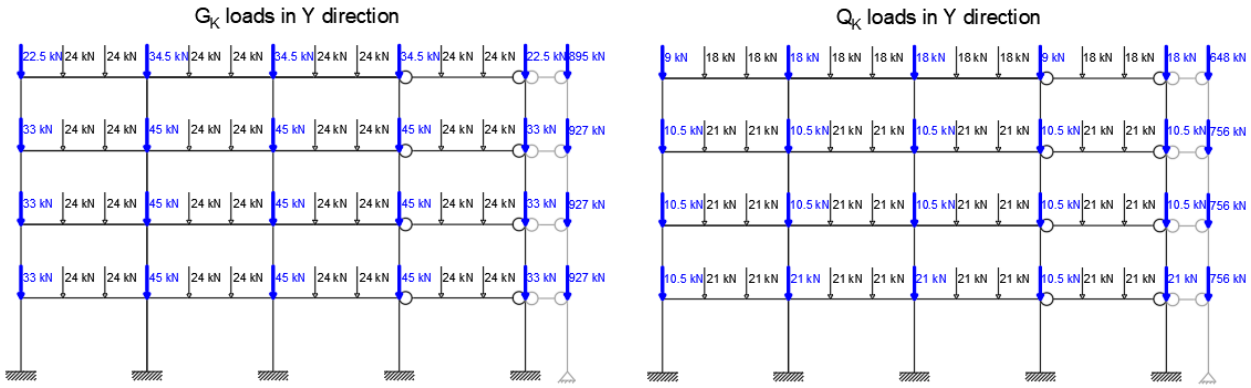
Panelu stěny sloupu a spoje je modelován pomocí přesahu, který simuluje tuhost panelu. Tuhost konce nosníku, kde je umístěn tlumič FREEDAM, je modelována jako průřez nosníku a svislý plech na dolní pásnici simulující náběh FREEDAM. Průřezy nosníků byly navrženy pro základní kombinaci svislého zatížení (ULS) jako IPE 300. Nosníky kloubových polí jsou ve směru X z průřezů IPE 220 a pro ve směru Y z průřezu IPE 270. Nosníky vybavené třecími tlumiči byly vybrány tak, aby měly stejný průřez. Tím se ověřila globální nestabilita a mezní vodorovný posun.



Obrázek 8.6. Model v programu SAP s panelem sloupu a přípoji a nakloněným sloupem (a), model kloubu FREEDAM (b)

Zatížení je schematicky zobrazeno na obrázku 8.7 pro G_k, Q_k a imperfekce H_k pro základní kombinaci zatížení (ULS) a pro kombinaci seismických zatížení (SD).





Obrázek 8.7. Schéma zatížení pro imperfekci H_k, G_k, a Q_k

9.6 NÁVRH PRO SVISLÉ ZATÍŽENÍ

Sloupy jsou navrženy na svislé zatížení pro základní kombinaci svislého zatížení (ULS), pro kterou je α_{cr} vyšší než 3 [4]. Dále byl kontrolován boční posun podle rov. (6.8) v prEN1998 1-1 [2]. Výsledky jsou uvedeny v tabulce 8.10. Hodnota kmitání $T_1$1=1,75 pro konstrukci ve směru X a T_1=1,60 ve směru Y.

Tabulka 8.7. Návrh průřezů nosníků a sloupů

	X směr		Y směr	
Podlaží	Pole 1-3	Pole 4 (přidružené)	Pole 1-3	Pole 4 (přidružené)
1-2	IPE 330	IPE 220	IPE 330	IPE 270
3-4	IPE 300	IPE 220	IPE 330	IPE 270
Podlaží	Sloup 1-5	Sloup 4	Sloup 1-5	Sloup 4
1-2	HE 340 B	HE 340 B	HE 340 B	HE 340 B
3-4	HE 320 B	HE 320 B	HE 320 B	HE 320 B

Pro vyhodnocení násobitele α_{cr} byla připravena stabilitní analýza. Jestliže $3 \leq \alpha \leq 10$ lze uvažovat se zvýšením vodorovného zatížení součinitelem zesílení $1/(1-\frac{1}{\alpha_{cr}})$. Ve směru X bylo dosaženo $\alpha_{cr} = 6.74$ a odpovídající součinitel zesílení je roven 1,18. Pro směr Y je $\alpha_{cr} = 7.00$ a odpovídající součinitel je 1.17.

9.7 DISIPATIVNÍ OBLASTI S TLUMIČI FREEDAM

Spoje tlumiči FREEDAM lze navrhnout podle rovnice:

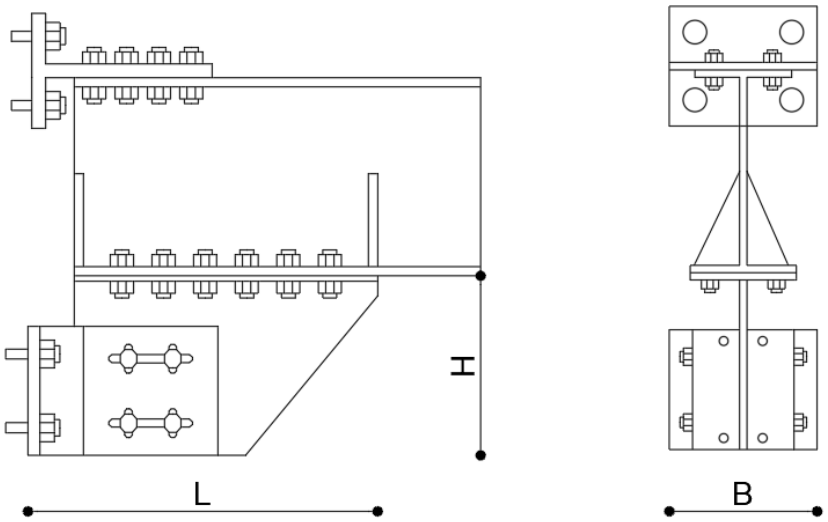
$$M_{Ed} \leq M_{slip.Rd} = \frac{\mu_{s.lower} n_b n_s F_{p,lt} h_t}{\gamma_{Mf}} \tag{8.1}$$

kde n_b je počet šroubů, n_s počet třecích ploch, $F_{p,lt}$ trvalá hodnota předpětí, h_t rameno vnitřních sil, $\mu_{s.lower}$ 5 % mez statického součinitele tření povrchů a γ_{Mf} dílčí součinitel spolehlivosti. Pro tlumiče FREEDAM s potahem materiálem M4 lze uvažovat $\mu_{s.lower} = 0.69$ a $\gamma_{Mf} = 1.162$. Působící moment na koncích nosníku je z analýzy pro seismické kombinace pomocí spektra odezvy návrhu OP.

Cílem spojů FREEDAM je ochrana konce nosníku. Nosník zůstane v elastickém rozsahu pro:

$$M_{b.Rd} \geq \Omega_{Cd} M_{slip.Rd} \left(\frac{l-L}{l}\right) \tag{8.2}$$

kde $M_{b.Rd}$ je plastický moment nosníku; l vzdálenost mezi čelem sloupu a bodem nulového momentu, předpokládá se, že se rovná polovině délky nosníku; L délka tlumiče, obrázek 8.8; Ω_{Cd} součinitel přetvárnosti zohledňující náhodnost součinitele tření i předpětí šroubů, který lze považovat za rovný 1,56.



Obrázek 8.84. Tlumič D1 pro styčník FREEDAMt

Tabulka 8.17. Rozměry tlumiče FREEDAM D1

Tlumič	Nejmenší sloup	L [mm]	H [mm]	B [mm]
D1	HE 240 B	505	260	221

Tabulka 8.18. Návrh tlumiče FREEDAM ve směru osy X

St.	Sloup	Nosník	D	l (m)	$M_{Ed.max}$ (kNm)	$F_{p.lt}$ (kN)	$M_{slip.Rd}$ (kNm)	$\Omega_{Cd} M_{slip.Rd}$ (kNm)	$M_{b.Rd}$ (kNm)
1-2	HE340B	IPE360	D1	2.83	228.27	91.00	229.11	293.86	361.75
3-4	HE320B	IPE300	D1	2.84	162.70	73.00	162.99	209.21	223.08

Tabulka 8.19. Návrh tlumiče FREEDAM ve směru osy Yn

St.	Sloup	Nosník	D	l (m)	$M_{Ed.max}$ (kNm)	$F_{p.lt}$ (kN)	$M_{slip.Rd}$ (kNm)	$\Omega_{Cd} M_{slip.Rd}$ (kNm)	$M_{b.Rd}$ (kNm)
1-2	HE340 B	IPE360	D 1	2.83	250.98	100.00	251.77	322.68	361.75
3-4	HE320 B	IPE330	D 1	2.84	186.16	79.00	187.64	240.67	285.53

Pro tlumiče typu D1jsou rozměry uvedeny na obrázku 8.8 a v tabulce 8.8. Požadavek na průřez nosníku se zvýšil po kontrole lokálního porušení podle rovnice (8.2).

9.8 8.7 NÁVRHOVÝ POSTUP PODLE prEN1998

Dále je uveden příklad návrhu pro prutovou soustavu ve směru X. Pro soustavu ve směru Y jsou uvedeny pouze výsledky.

9.8.1 *Návrh a ověření nosníků*

Nosníky se navrhují podle (14.2) až (14.4) přednormativního návrhového doporučení (prDR) [7]. Návrhový moment $M_{Ed.max}$ byl zvolena jako maximální s ohledem na první dvě a druhá dvě podlaží,

aby byla zajištěna odpovídající odolnost. V tomto případě je zvolen působící ohybový moment $M_{Ed.max}$ z analýzy podle kombinace seismického návrhu s ohledem na redukované návrhové spektrum SD s dolní mezí, obrázek 8.5.

Tabulka 8.20. Navrh a ověření nosníků na osové zatížení a ohybový moment

Podl.	Nosník	$M_{Ed.max}$ (kNm)	$M_{b.Rd}$ (kNm)	Kontrola	N_{Ed} (kN)	$0.15N_{b.Rd}$ (kN)	Kontrola
1-2	IPE 360	174.24	361.75	OK	0.00	333.40	OK
3-4	IPE 300	114.02	223.08	OK	0.00	333.40	OK

V DC3 je posouvající síla V_{Ed} dána rovnicí (14.5) z prDR [7], přičemž pro zařízení FREEDAM Ω_{rm} = 1,50. Hodnoty použité pro výpočet smyku jsou uvedeny v tabulce 8.12.

Tabulka 8.21. Navrh a ověření nosníků ve smyku

Podl.	$M_{slip.Rd.A}$ (kNm)	$M_{slip.Rd.B}$ (kNm)	$M_{slip,A}$ (kNm)	$M_{slip,B}$ (kNm)	L_n (m)	$V_{Ed,M}$ (kN)	$V_{Ed,G}$ (kN)	V_{Ed} (kN)	$V_{b.Rd}$ (kN)	Kontrola
1-2	226.60	226.60	339.89	339.89	5.70	119.26	30.30	149.56	670.77	ok
3-4	185.27	185.27	277.90	277.90	5.72	97.17	30.30	127.47	490.66	ok

*L_n *je volné rozpětí nosníku mezi pásnicemi sloupu na obou koncích nosníku.*

9.8.2 *Návrh a ověření sloupů*

Únosnost sloupů v DC3 byla ověřena podle rovnice (15.4) v prDR [7]..

Tabulka 8.22. Vzpěrná únosnost sloupů

Styčník	Prvek	$N_{pl.Rd}$ (kN)	N_{Ed} (kN)	$N_{Ed} \leq 0.3N_{pl.Rd}$	$M_{c.pl.Rd}(N_{Ed})$ (kN m)	s_h (m)	$\sum M_{c.pl.Rd}(N_{Ed})$ (kN m)	$\sum \Omega_{rm}M_{slip.Rd} + s_h(V_{Ed.M})$ (kN m)
4	Sup.	4664.70	101.08	Ok	544.57	0.14	1089.14	512.90
	Inf.	4664.70	214.45	Ok	544.57			
3	Sup.	4664.70	72.31	Ok	544.57	0.14	1089.14	500.93
	Inf.	4664.70	171.82	Ok	544.57			
2	Sup.	5293.05	330.35	Ok	663.495	0.15	1326.99	723.52
	Inf.	5293.05	447.76	Ok	663,495			
1	Sup.	5293.05	287.21	Ok	663.495	0.15	1326.99	705.43
	Inf.	5293.05	402.92	Ok	663.495			

Kontroly v tlaku, ohybu a smyku podle vzorců (15.5) až (15.7) prDR [7] byly vypracovány programem Sap 2000, který pro seismické působení využívá součinitel Ω_{rm} Ω_d= 1.5×1.22 = 1.83 kde Ω_d je uveden v tabulce 8.14. Zejména minimální $\Omega_d$je rovno 1.23.

Tabulka 8.23. poměr návrhu a numerického výpočtu

Podlaží	$M_{slip.Rd}$ (kNm)	$M_{Ed.G}$ (kNm)	$M_{Ed.E}$ (kNm)	Ω_d (-)
1	229.11	15.45	173.42	1.23
2	229.11	15.45	167.03	1.28
3	162.99	14.59	114.02	1.30
4	162.99	14.59	67.88	2.19

9.8.3 *Ověření účinků druhého řádu*

Řízení efektu druhého řádu se provádí podle rovnice (9.1) prDR [7]. Je důležité dodržet, že relativní posuny $d_{r.SD}$ jsou získány s ohledem na analýzu vypracovanou s použitím redukovaného návrhového spektra SD bez dolní meze. Naopak smyk V_{tot} na každém podlaží se vypočítá s ohledem na spektrální analýzu s redukovaným spektrem SD s dolní mezí.

Tabulka 8.24. Ověření návrhu na numerickém modelu

Podlaží (-)	P_{tot} (kN)	$d_{r.SD}$ (m)	Ω_d (-)	V_{tot} (sap) (kN)	θ (-)	θ_{max} (-)	Interval (-)	Zvětšující součinitel (-)
1	6362.58	0.049	1.23	362.97	0.1181	0.1261	0.1 < θ ≤ 0.2	1.14
2	4740.16	0.062	1.23	316.42	0.1261			
3	3117.73	0.065	1.23	247.01	0.1059			
4	1495.27	0.057	1.23	150.83	0.0749			

Protože maximální hodnota theta spadá do rozmezí 0,1-0,2, uvažuje se vliv účinků druhého řádu zesílením účinků seismického působení součinitelem rovným 1,14.

9.8.4 *Kontrola posunu pater*

Pro mezní stav SD by měl být omezen mezipatrový smyk (tabulka 8.16) v kterémkoli podlaží budovy, a to splněním podmínky dané vztahem $d_{r,SD} \leq \lambda_s \, h_s$ podle prEN 1998 1-2, s $\lambda_s = 0.02$. Je důležité si uvědomit, že posun je získán s ohledem na analýzu vypracovanou s použitím redukovaného návrhového spektra SD bez dolní meze.

Tabulka 8.25. Omezení posunu pater pro mezní stav SD

Podlaží	$d_{r.SD}$ (m)	h_s (m)	$d_{r.SD}$(rad)	$d_{r.SD.adm}$ (rad)
1	0.049	3.5	0.01	0.02
2	0.062	3.5	0.02	0.02
3	0.065	3.5	0.02	0.02
4	0.057	3.5	0.01	0.02

Výsledky pro konstrukci uspořádanou ve směru Y jsou uvedeny v tabulce 8.17.

Tabulka 8.26. Průřez nosníku a sloupu pro konstrukci uspořádanou ve směru Y

Podlaží	Rozpětí 1	Rozpětí 2	Rozpětí 3	Rozpětí 4 (kloubové)
1-2	IPE 360	IPE 360	IPE 360	IPE 270

3-4	IPE 330	IPE 330	IPE 330	IPE 270
Podlaží	Sloup 1-5	Sloup 2	Sloup 3	Sloup 4
1-2	HE 320 B	HE 320 B	HE 320 B	HE 340 B
3-4	HE 300 B	HE 300 B	HE 300 B	HE 300 B

9.9 NÁVRH PODLE TEORIE PLASTICITY

9.9.1 *Plastický mechanismus (tpmc)*

Cílem tohoto oddílu je poskytnout příklad návrhu MRF vybavených tlumiči FREEDAM podle teorie řízení plastických mechanismů (TPMC) [8]-[10].
TPMC byla původně vyvinuta pro seismické posouzení rámů odolných proti momentu s tradičním spojením, typicky plnohodnotnými tuhými spoji. Robustnost seismického posouzení založeného na TPMC je dána silným teoretickým zázemím, které vychází z kinematické věty o plastickém kolapsu a z konceptu křivky rovnováhy mechanismu. Křivka rovnováhy mechanismu jakéhokoli možného mechanismu kolapsu se získá pomocí tuhé plastické analýzy druhého řádu, kde se vnější práce vypočítá včetně práce druhého řádu způsobené gravitačním zatížením působícím na konstrukci. Kinematická věta o plastickém kolapsu rozšířená o pojem křivky rovnováhy mechanismu zajišťuje, že v předem definovaném rozsahu posunů, který je slučitelný s rotační schopností konstrukčních prvků, je vyvinutý mechanismus kolapsu ten, jehož křivka rovnováhy mechanismu se nachází pod křivkami všech ostatních možných mechanismů. Pokud se tedy jako požadavek na posouzení stanoví, že křivka rovnováhy mechanismu odpovídající požadovanému globálnímu mechanismu se nachází pod křivkami rovnováhy mechanismu všech nežádoucích mechanismů, je možné zajistit průřezy sloupů v každém podlaží. Prostřednictvím křivky rovnováhy mechanismu kolapsu jsou explicitně a důsledně zohledněny účinky druhého řádu.
V případě momentově odolných rámů vybavených spoji FREEDAM lze TPMC snadno použít za předpokladu, že je správně vypočtena vnitřní práce způsobená disipativními zónami. V tomto rozsahu se plastický moment nosníku nahradí skluzovou ohybovou únosností přípoje. Chování přípojů nosníku se sloupem vybavených třecími tlumiči by se mělo zohlednit v procesu navrhování tak, že se uvažuje tuho-perfektně plastické chování disipativních zón. Kromě toho se podle druhé zásady posouzení únosnosti uvažuje také duktilita náhodnou proměnlivostí součinitele tření.

9.9.2 *Síly na jednotlivá podlaží*

Výchozím bodem postupu uvedeného v následujícím textu je znalost odporu zařízení vypočteného v části 8.7. Kromě toho jsou nosníky, které jsou považovány za nedisperzní zóny, již navrženy tak, aby odolaly lokálnímu hierarchickému kritériu uvedenému v tabulce 8.9 a 8.10, které splňuje rovnici. (8.2).
Protože TPMC vychází ze statického přístupu, je prvním krokem výpočet návrhového základního smyku podle vztahu

$$F_h = S_{ed}(T_1) W \lambda$$

kde $S_{ed}(T_1)$ je spektrální zrychlení redukovaného spektra SD odpovídající první periodě kmitání rovné T_1= 1.75 pro konstrukci uspořádanou ve směru X a T_1=1.60 pro konstrukci uspořádanou ve

směru Y. Základní smyk pro poloviční konstrukci uspořádanou ve směru X je roven 216,22 kN, zatímco analogický smyk pro směr Y je 238,88 kN. Parametr λ je korekční součinitel rovný 0,85, pokud je T_1 nižší než dvojnásobek T_C a budova má více než dvě podlaží, v opačném případě je roven 1.
Seismické hmotnosti příslušné poloviny konstrukce jsou uvedeny v tabulce 8.18 podle

$$G_k + \psi_{E.i} Q_k$$

kde $\psi_{E.i}$=0.15 [2][3].

Tabulka 8.27. Výška podlaží a hmotnost

Podlaží	z_i (m)	W_i (t)
1	3.50	147.12
2	7.00	147.12
3	10.50	147.12
4	14.00	136.50

Celková hmotnost poloviny konstrukce je 577,92 kN. Základní smyk poloviční konstrukce se rozdělí mezi všechna podlaží podle následujícího vzorce

:

$$F_k = F_h \frac{W_i z_i}{\sum_i W_i z_i}$$

V tabulce 8.19 jsou uvedeny návrhové síly v podlaží pro MRF ve směru X i Y.

Tabulka 8.28. Výšky mezi podlažími a návrhové seismické vodorovné síly po podlažích

Podlaží	h_i m	$F_{k.x}$ kN	$F_{k.y}$ kN
1	3.5	22.26	24.59
2	3.5	44.52	49.19
3	3.5	66.78	73.78
4	3.5	82.65	91.32

V následujícím textu je popsán vývoj konstrukčního postupu pouze s ohledem na rám uspořádaný ve směru X. Výsledky posouzení jsou uvedeny také pro rám uspořádaný ve směru Y na konci oddílu.

9.9.3 *Vývoj postupu návrhu*

a) *a) Výběr posunu konstrukce*

Prvním krokem je volba maximálního návrhového posunutí, které vyhoví při tvorbě globálního mechanismu porušení. Volí se mezní návrhové posunutí δ_u, které odpovídá poddajnosti konstrukce s maximálním zdvihem tlumiče FREEDAM. V tomto příkladu se uvažuje, že pseudoplastické

pootočení vlivem prokluzu je rovno 0,04. V [7] je doporučeno, aby v DC3 tlumič FREEDAM vyhovoval meznímu pseudoplastickému pootočeníθ_{u}, které není menší než 0,03 rad.
Konkrétně se mezní posunutí δ_u vypočítá jako:

$$\delta_u = \theta_u \, h_{n_s} = 0.04 \times 14 = 0.56 \, m$$

b) Výpočet sklonů křivek rovnováhy mechanismu $\gamma_{i_m}{}^{(t)}$

Křivky rovnováhy mechanismu mají sklon $\gamma_{i_m}{}^{(t)}$ podle rov. (C.7) až (C.9) v prDR [7]. Hodnoty jsou uvedeny v Tabulce 8.20.

Tabulka 8.20. Sklony křivek

Podlaží	$\gamma_{im}^{(1)}$ m^{-1}	$\gamma_{im}^{(2)}$ m^{-1}	$\gamma_{im}^{(3)}$ m^{-1}
1	8.41	1.75	8.41
2	3.87	2.06	6.98
3	2.42	2.84	5.96
4	1.75	5.17	5.17

Hodnota sklonu křivky mechanismu $\gamma^{(g)}$je minimum z křivek $\gamma_{i_m}{}^{(t)}$, jak je zobrazeno v tabulce 8.20.

c) Návrh průřezů sloupů prvního podlaží

Návrh sloupů v prvním podlaží vztahu (C.1) v prDR [7]..

$$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c.i.1} = 3263.73 \; kNm.$$

d) Výpočet osového zatížení působícího na sloupy při plném globálním mechanismu

Osové síly na sloupy vznikají účinky svislého a vodorovného zatížení od ohybu tuhostí styčníků REEDAM. V tab. 8.21 až 8.24 jsou uvedeny příspěvky rozloženého N_q, a koncentrovaného namáhání N_F a smyk z dissipativnách oblastí, tj. z FREEDAM tlumičů N_D a výsledek na sloup N_{tot} pro vnitřní a obvodové sloupy. Seismická akce se předpokládá zleva,

Tabulka 8.21. Osové síly působící na sloupy při porušení prvního podlaží

PODLAŽÍ 1				
Sloup	N_q kN	N_F kN	N_D kN	N_{tot} kN
1	60.15	193.80	-453.70	199.75
2	120.30	314.10	0	434.40
3	120.30	314.10	0	434.40
4	120.30	314.10	453.70	888.10
5	60.15	193.80	0	253.95

Tabulka 8.22. Osové síly působící na sloupy při porušení podlaží 2

PODLAŽÍ 2

Sloup	N_q kN	N_F kN	N_D kN	N_{tot} kN
1	45.00	142.50	-320.76	133.26
2	90.00	232.50	0	322.50
3	90.00	232.50	0	322.50
4	90.00	232.50	320.76	643.26
5	45.00	142.50	0	187.50

Tabulka 8.23. Osové síly působící na sloupy při porušení podlaží 3

PODLAŽÍ 3				
Sloup	N_q kN	N_F kN	N_D kN	N_{tot} kN
1	29.85	91.20	-187.82	66.77
2	59.70	150.90	0	210.60
3	59.70	150.90	0	210.60
4	59.70	150.90	187.72	398.42
5	29.85	91.20	0	121.05

Tabulka 8.24. Osové síly působící na sloupy při porušení podlaží 4

PODLAŽÍ 4				
Sloup	N_q kN	N_F kN	N_D kN	N_{tot} kN
1	14.70	39.90	-93.91	39.31
2	29.40	69.30	0	98.70
3	29.40	69.30	0	98.70
4	29.40	69.30	93.91	192.61
5	14.70	39.90	0	54.60

e) Součet plastických momentů požadovaných v prvním podlaží $\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,i,1}$ se rozdělí na jednotlivé sloupy

Únosnost sloupů prvního podlaží v ohybu z kroku c), $\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,i,1}$, se rozdělí mezi sloupy. V tabulce 8.25 jsou navrženy válcované průřazy sloupů.

Tabulka 8.25. Kontrola sloupů prvního podlaží v ohybu

PODLAŽÍ 1						
Sloup	N_{tot} kN	$M_{reqc,i1}^{(1)}$ kNm	$W_{pl,req}$ cm^3	Průřez	$W_{pl,obt}$ cm^3	$M_{pl,obt}$ kNm
1	199.75	740.93	2087.14	HE 320 B	2149.00	762.90

2	434.40	740.93	2087.14	HE 320 B	2149.00	762.90
3	434.40	740.93	2087.14	HE 320 B	2149.00	762.90
4	888.10	740.93	2087.14	HE 320 B	2149.00	762.90
5	253.95	300.00	845.07	HE 320 B	939.10	333.38

Součet plastických momentových únosností prvního podlaží podle tabulky 8.25, je roven $\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,i,1}^{*} = 3384.96\,kNm$. Hodnoty jsou větší než požadovaná hodnota, protože jsou vybírány z normalizovaných průřezů.

f) Výpočet součtu plastických momentů sloupů redukovaných současným působením osových sil $\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,i,i_m}^{(t)}$ *po podlaží*

Součet plastických momentů sloupů redukovaných současným působením osového zatížení, potřebných v každém podlaží k zamezení nežádoucích mechanismů, se získá z rovnic. (C.4) až (C.6) prDR [7]. Hodnoty a součet plastických momentů proí návrh na každém podlaží, tj. maximální hodnota požadovaného plastického momentu k zamezení nežádoucího mechanismu na každém podlaží rov. (C.10) prDR [7] jsou uvedeny v tabulce 8.26.

Tabulka 8.26. Požadované momenty sloupů k zamezení nežádoucího mechanismu po podlaží $\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,i,i_m}^{(t)}$

Podlaží	$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,i,i_m}^{(1)}$ kNm	$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,i,i_m}^{(2)}$ kNm	$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,i,i_m}^{(3)}$ kNm	$\sum_{i=1}^{n_c} M_{c,i,i_m}^{(t)}$ kNm
1	3384.96	(-)	3384.96	3384.96
2	3159.68	-1986.33	2675.16	3159.68
3	2517.20	-303.06	1911.47	2517.20
4	1605.88	380.26	993.07	1605.88

g) Návrh průřezu sloupů podle podlaží

Součet sloupů se navrhne na plastický moment s s redukcí vlivem aktuální osové síly N_{tot}. $M_{c,i,1,req}$, požadovaný plastický modul $W_{pl,req}$, a získaný $W_{pl,obt}$. průřezy sloupů zvolené z tabulkek a jim odpovídající získané plastické momenty, $M_{c,i,1,obt}$, jsou ukázány v tabulkách 8.27 až 8.29.

Tabulka 8.29. Návrh průřezu sloupů na podlaží 2

PODLAŽÍ 2						
Sloup	N_{tot} kN	$M_{reqc,i1}^{(2)}$ kNm	$W_{pl,req}$ cm^3	Průřez	$W_{pl,obt}$ cm^3	$M_{pl,obt}$ kNm
1	133.26	714.92	2013.86	HE 320 B	2149.00	762.90
2	322.50	714.92	2013.86	HE 320 B	2149.00	762.90
3	322.50	714.92	2013.86	HE 320 B	2149.00	762.90
4	643.26	714.92	2013.86	HE 320 B	2149.00	762.90
5	187.50	300.00	845.07	HE 320 B	939.10	333.38

Tabulka 8.30. Návrh průřezu sloupů na podlaží 3

PODLAŽÍ 3						
Sloup	N_{tot} kN	$M_{reqc,i1}^{(3)}$ kNm	$W_{pl,req}$ cm^3	Průřez	$W_{pl,obt}$ cm^3	$M_{pl,obt}$ kNm
1	66.77	579.30	1631.83	HE 300 B	1869.00	663.50
2	210.60	579.30	1631.83	HE 300 B	1869.00	663.50
3	210.60	579.30	1631.83	HE 300 B	1869.00	663.50
4	398.42	579.30	1631.83	HE 300 B	1869.00	663.50
5	121.05	200.00	563.38	HE 300 B	870.10	308.89

Tabulka 8.31. Návrh průřezu sloupů na podlaží 4

PODLAŽÍ 4						
Sloup	N_{tot} kN	$M_{reqc,i1}^{(4)}$ kNm	$W_{pl,req}$ cm^3	Průřez	$W_{pl,obt}$ cm^3	$M_{pl,obt}$ kNm
1	39.31	363.97	1025.27	HE 300 B	1869.00	663.50
2	98.70	363.97	1025.27	HE 300 B	1869.00	663.50
3	98.70	363.97	1025.27	HE 300 B	1869.00	663.50
4	192.61	363.97	1025.27	HE 300 B	1869.00	663.50
5	54.60	150.00	422.54	HE 300 B	870.10	308.89

h) Kontrola konstrukčních předpokladů

Konstrukční předpoklady jsou ověřeny tím, Technologický stav je ověřen, protože sloupové sekce se po výšce rámu nezvětšují.

9.9.4 *Omezení patrového posunu*

Pro mezní stav SD se patrový posun omezuje, tab. 8.30, v kterémkoli podlaží budovy podmínkou $d_{r,SD} \leq \lambda_s \, h_s$ podle prEN 1998 1-2, kde $\lambda_s = 0.02$. Posunutí se získá s ohledem na analýzu pomocí redukovaného návrhového spektra pro dolní mez v mezním stavu SD.

Table 8.32. Omezení posunu pro mezní stav SD

Podlaží	$d_{r,SD}$ (m)	h_s (m)	$d_{r,SD}$ (rad)	$d_{r,SD\ adm}$ (rad)
1	0.0448	3.5	0.0128	0.02
2	0.0591	3.5	0.0169	0.02
3	0.0615	3.5	0.0176	0.02
4	0.0535	3.5	0.0153	0.02

Konstrukce splňuje patrový posun podle prEN1998 1-2 [3]. Výsledky ve směru Y jsou uvedeny v tabulce 8.31.

Tabulka 8.31. Část nosníku a sloupu pro konstrukci uspořádanou ve směru Y

Podlaží	Oddíl 1	Oddíl 2	Oddíl 3	Oddíl 4 (kloubový)
1-2	IPE 360	IPE 360	IPE 360	IPE 270
3-4	IPE 330	IPE 330	IPE 330	IPE 270
Podlaží	Sloup 1-5	Sloup 2	Sloup 3	Sloup 4
1-2	HE 340 B	HE 340 B	HE 340 B	HE 340 B
3-4	HE 300 B	HE 300 B	HE 300 B	HE 300 B

9.9.5 *Validace analýzy náhradní silou*

Pro kontrolu přesnosti přístupu v souladu s TPMC byla připravena statická nelineární analýza programem SAP 2000 [6] s využitím modelu koncentrované plasticity. Analýza využila řízení posuvem s využitím geometrických a mechanických nelinearit pro zatížení horizontálními silami v tabulce 8.21. Geometrie odpovídá kap. 8.5. Plastické klouby jsou tuhoplastické. Únosnost tlumičů

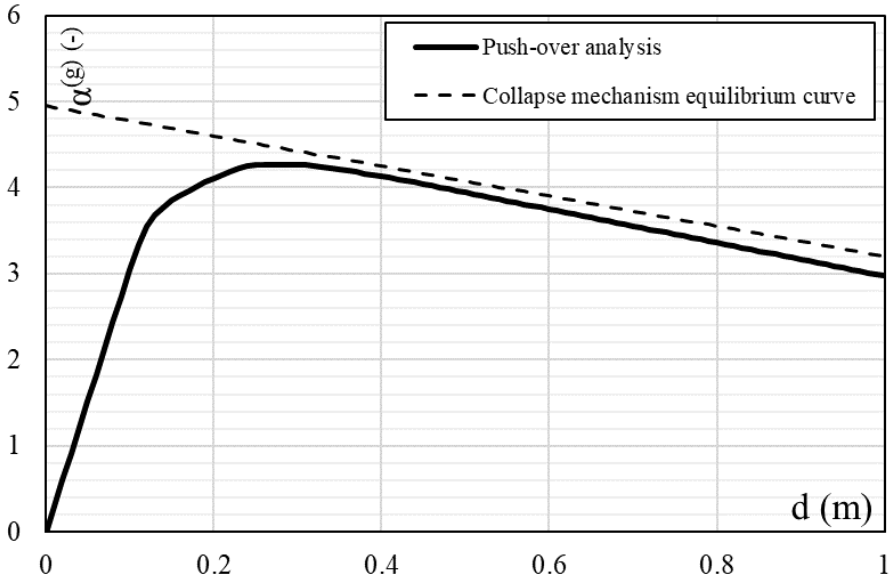
FREEDAM je navržena s předpětím včetně variability tření a předpětí ve šroubu, rov. (C.11) podle [7]. Únosnost průřezů sloupu byla navržena pro jmenovité materiálové vlastnosti oceli S355.
Na obrázku 8.9 jsou uvedeny křivka posunu, rovnovážná křivka mechanismu pro prutovou soustavu ve směru X. Rovnice křivky mechanismu je dána jako:

$$a^{(g)} = \alpha_0^{(g)} - \gamma^{(g)}\delta_u = 3.97$$

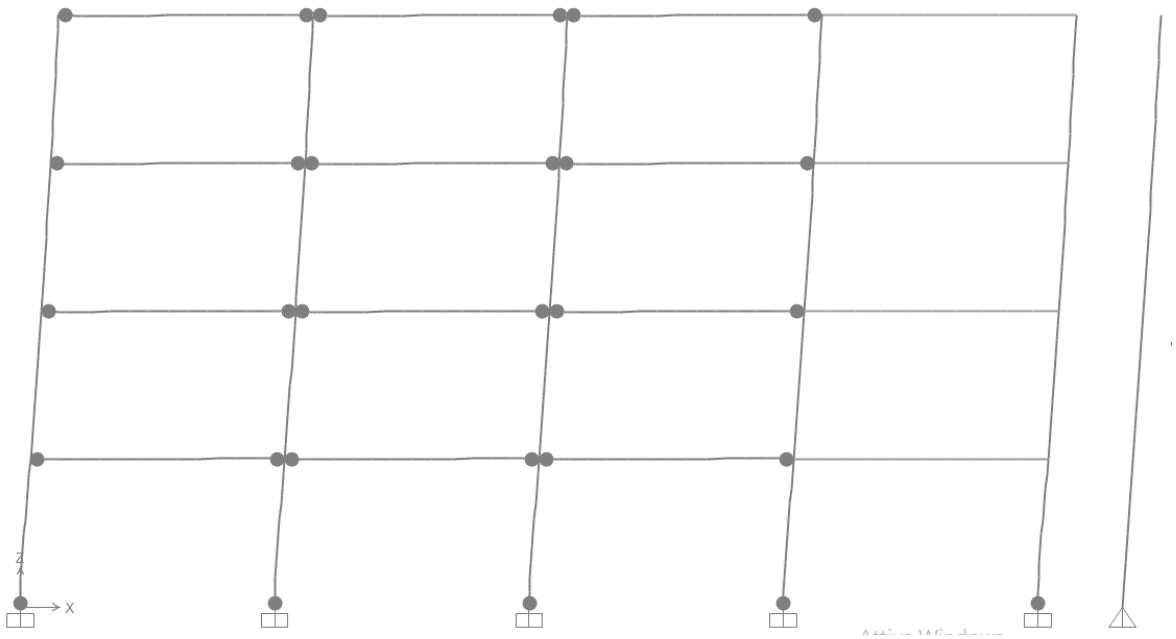
kde $\gamma^{(g)}$ je podle rov. (C.2) z [7] a ${\alpha_0}^{(g)}$ je kinematicky přípustný násobitel seismických horizontálních sil odpovídající globálnímu mechanismu podle:

$${\alpha_0}^{(g)} = \frac{\sum_{i=1}^{n_c} M_{c.1}^{*} + 2\sum_{k=1}^{n_s}\sum_{j=1}^{n_b} \Omega_{Cd} M_{slip.Rd.jk}}{\sum_{k=1}^{n_s} F_k\, h_k} = 4.95$$

kde $M_{slip.Rd.jk}$ je uveden v tab. 8.11 a Ω_{Cd} se rovná 1.56.
Lze pozorovat, že křivka mechanismu je rovnoběžná se změkčující větví pushover křivky, obrázek 8.9, a že kloubový mechanismus, který sevyvinul při posunutí δ_u, je ve dokonalé shodě s globálním mechanismem, obrázek 8.10.



Obrázek 8.9. Porovnání křivek náhradního vodorovného zatížení a tuhoplastickou analýzou ve směru X



Obrázek 8.10. Rozvoj plastických kloubů při posunutí δ_u

9.10 LITERATURA

[1] CEN. Eurocode 1: "Actions on structure Part 1-1: General actions-Densities, self-weight, imposed loads for buildings", UNI EN 1991-1-1, 2004.

[2] CEN. Eurocode 8 draft: "Design of structures for earthquake resistance - Part 1-1: General rules and seismic action", 2020.

[3] CEN. Eurocode 8 draft: "Design of structures for earthquake resistance - Part 1-2: "Rules for new buildings", 2020.

[4] CEN. Eurocode 3: "Design of steel structures Part 1-1: General rules and rules for buildings", UNI EN 1993-1-1, 2005.

[5] CEN. Eurocode 8: "Design of structures for earthquake resistance Part 1: General rules, seismic actions and rules for building", UNI EN 1998-1, 2005.

[6] CSI 2007. SAP 2000, "Integrated Finite Element Analysis and Design of Structures. Analysis Reference" Computer and Structure Inc. University of California, Bekerley..

[7] Pre-normative Design Recommenations for seismically qualified friction joints, Deliverable 2.4 – WP2 – T2.4, 2021.

[8] Mazzolani, F.M., Piluso, V., "Plastic Design of Seismic Resistant Steel Frames", Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol. 26, pp. 167-191, 1997.

[9] Montuori, R., Nastri, E., Piluso, V. Advances in theory of plastic mechanism control: Closed form solution for MR-Frames, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 44 (7), pp. 1035-1054, 2015.

[10] Montuori R., Nastri E., Paciello A., Piluso V., "Seismic response of MRF-CBF dual systems equipped with low damage friction connections", Journal of Constructional Steel Research, no. 154, pp. 263-277, 2018.

10.1ÚVOD

Kapitola se orientuje na ověření ohybově tuhých prutových soustav (MRF) a prutových soustav s excentrickými ztužidly (D-CBF) při využití specifik chování přípojů nosníku na sloup FREEDAM. Na soustavách s typickými styčníky s plnou únosností překvalifikovanými v rámci projektu EQUALJOINTS RFCS (RFSR-CT-2013-00021) a vybavených inovativními přípoji FREEDAM byly provedeny statické nelineární analýzy. Jako náhodná situace byl navržen scénář ztráty sloupu, jak je navrženo v en1993-1-1:2005, část 1-7, pro kterou byla posouzena robustnost a vlastnosti systémů MRF a D-CBF.

10.1.1 *Obecné informace*

Otázkou je robustnost konstrukcí navržených v kapitole 8 na seismické účinky. Půdorysné uspořádání konstrukcí je uvedeno na obrázku 9.1. Seizmicky odolné konstrukčními systémy představují obvodové prutové soustavy. Na obrázcích 9.2 a 9.3 je znázorněno, že soustavy mají ve směru X i Y čtyři pole s rozponem 6 m a výšku podlaží 3,5 m. Poslední pole prutové soustavy je spojeno s pravým sloupkem orientovaným ve směru měkké osy, zatímco druhé pole je vyztuženo centrickým ztužidlem (pro D-CBF). Ostatní pole jsou tvořena momentově tuhými soustavami. Pro konstrukce byly uvažovány dvě různé výšky: i) nízkopodlažní objekt se 4 podlažními a ii) středně podlažní objekt s 8 podlažními.

Budovy jsou administrativní budovy, tj. kategorie B dle EN1993-1-1:2002 [1]. Použitá třída oceli je S355.

Při zde provedených šetřeních byla uvažována návrhová hodnota zatížení posuzovaná v kapitole 8: vlastní tíha G_k = 4.00 $kN/$m^2 a rovnoměrné proměnné zatížení Q_k = 3.50 $kN/$m^2 pro podlahy a Q_k = 3.00 $kN/$m^2 pro střechu. Scénáře zatížení, které je třeba uvažovat pro posouzení robustnosti, však odpovídají náhodné situaci. Proto byla při zde provedených statických analýzách uvažována kombinace proměnného zatížení předepsaná normou EN 1990 [2], a to následovně:

$$G_k + \psi_1 Q_k$$

kde byla hodnota součinitele ψ_1 uvažována 0.5.

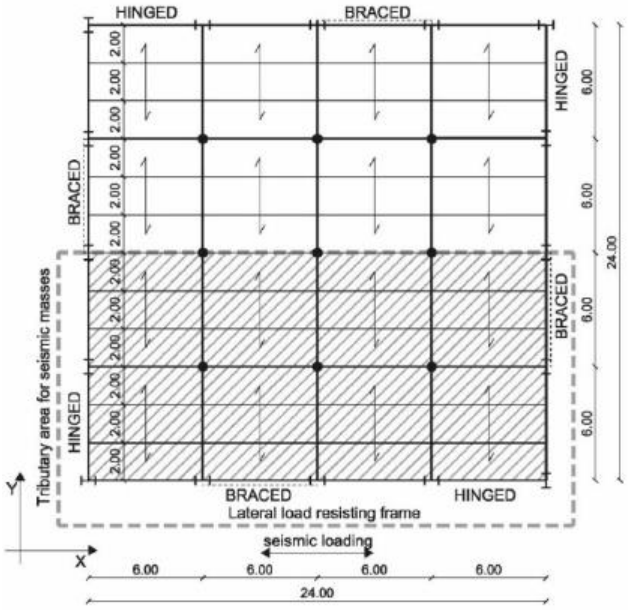
Výsledkem je rovnoměrné plošné zatížení:

Pro běžné podlaží:

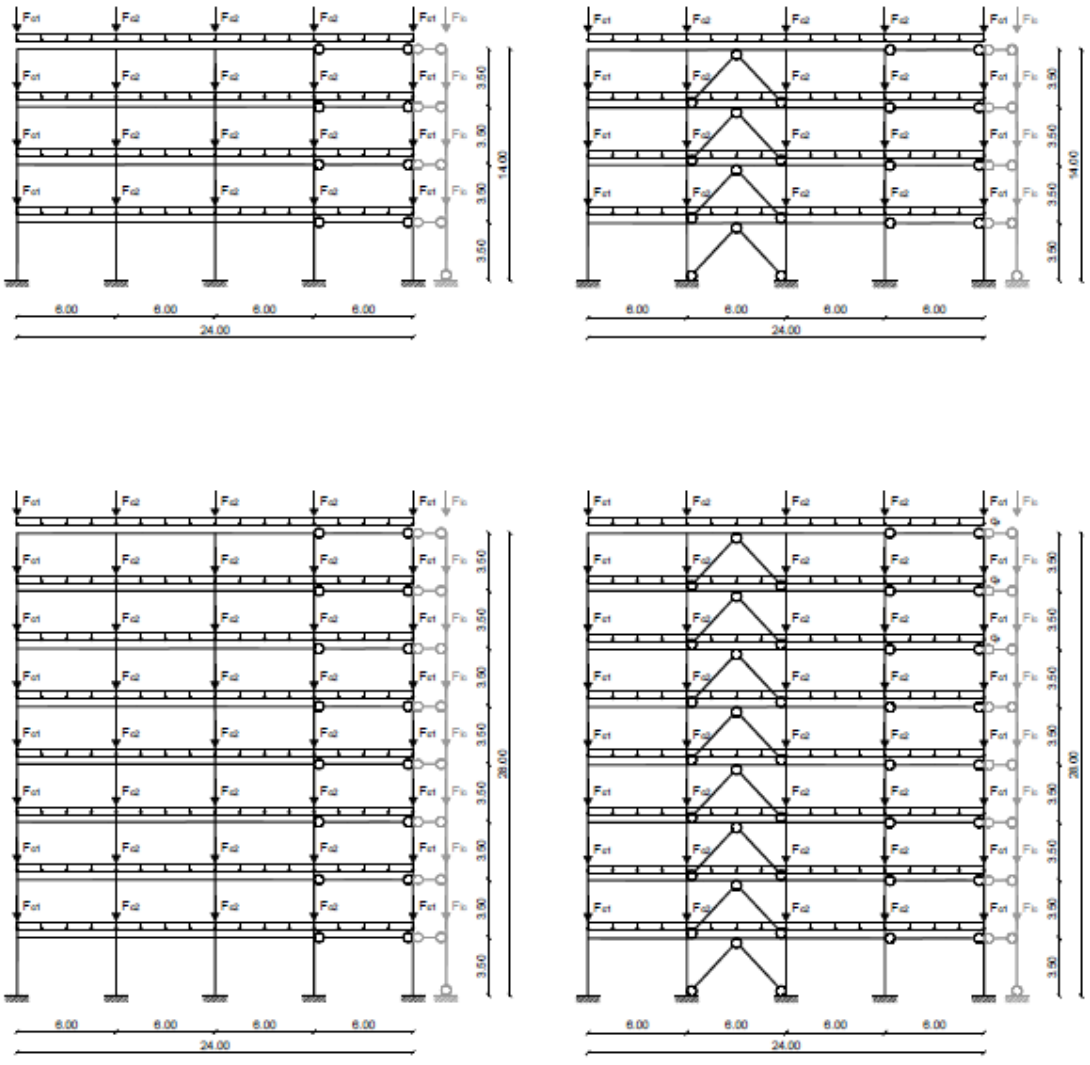
$$G_k + \psi_1 Q_k = 4.00 + 0.5 \times 3.5 = 5.75\,\text{kN/m}^2$$

Pro střechu:

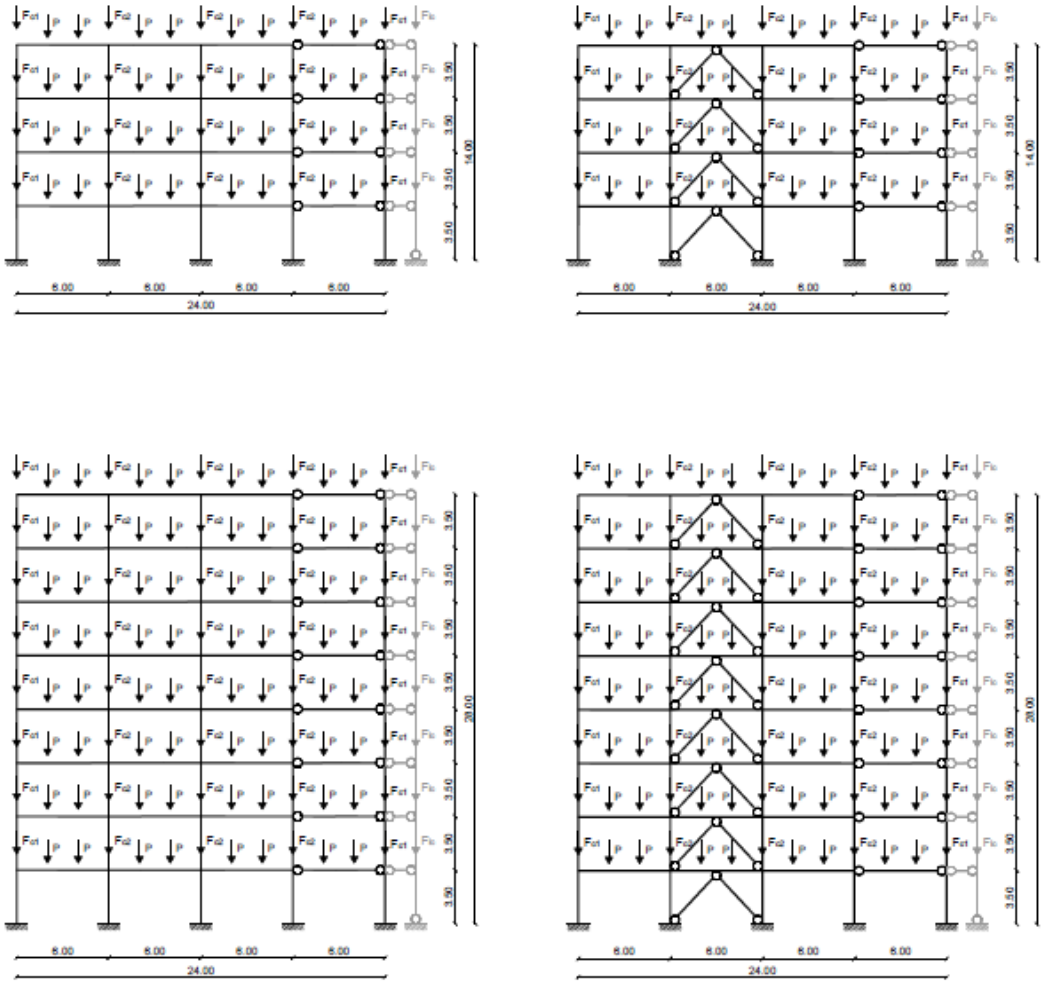
$$G_k + \psi_1 Q_k = 4.00 + 0.5 \times 3 = 5.50\,\text{kN/m}^2$$



Obrázek 9.85. Půdorysné uspořádání budov

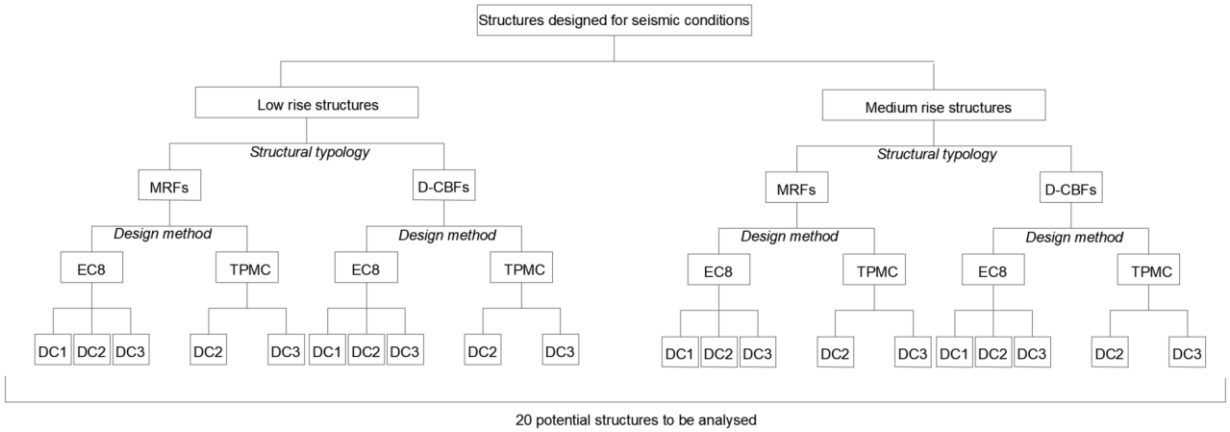


Obrázek 9.86. Podhled na konstrukci (MRF and D-CBFs) ve směru osy X



Obrázek 9.87. Podhled na konstrukci (MRF and D-CBFs) ve směru osy Y

Budovy byly navrženy podle pravidel prEN1998-1 pro všechny tři třídy duktility předepsané normou (DC1, DC2 a DC3) a podle teorie plastických mechanismů (TPMC) [3] pro třídy duktility DC2 a DC3. Tímto způsobem lze na únosnost analyzovat 40 možných konstrukcí MRF a CBF, obrázek 9.4, tj. 20 konstrukcí se styčníky FREEDAM a 20 s tradičními styčníky.



Obrázek 9.88. Možné varianty pro analýzu

10.1.2 *Podpora normami*

Požadavek na odpovídající odolností, aby se zabránilo celkovému zřícení, je stanoven v normě EN 1990:2005. Strategie, jak by měl být tento požadavek splněn, je uvedena v EN 1991-1-7:2005 [4]. Místní selhání v důsledku náhodného působení je přijatelné. Norma požaduje zaručit integritu konstrukce tím, že je zabráněno celkovému zřícení. Cílem je zachránit životy osob a umožnit zásah záchranných jednotek.

Norma EN 1991-1-7:2005 navrhuje strategie, které jsou založeny na možných následcích selhání budovy vystavené mimořádné události. Budovy jsou klasifikovány na základě rizika spojeného s jejich selháním do tří hlavních kategorií, jak je uvedeno v tabulce 9.1. Podle toho budovy, které zde budou analyzovány, spadají do 2. třídy následků (CC2). V příloze A normy EN 1991-1-7:2005 [4] je navíc 2. třída následků rozdělena na třídy CC2a (nižší skupina rizika) a CC2b, 1vyšší skupina rizika, v závislosti na počtu podlaží, typu budovy a způsobu užívání. V tohoto pohledu jsou 4 podlažní MRF a CBF klasifikovány jako budovy CC2a, zatímco osmi podlažní budovy by spadaly do skupiny rizika CC2b.

Tabulka 9.33. Klasifikace konstrukcí dle EN 1991-1-7 [4]

Consequences Class	Description	Examples of buildings and civil engineering works
CC3	**High** consequence for loss of human life, *or* economic, social or environmental consequences **very great**	Grandstands, public buildings where consequences of failure are high (e.g. a concert hall)
CC2	**Medium** consequence for loss of human life, economic, social or environmental consequences **considerable**	Residential and office buildings, public buildings where consequences of failure are medium (e.g. an office building)
CC1	**Low** consequence for loss of human life, *and* economic, social or environmental consequences **small or negligible**	Agricultural buildings where people do not normally enter (e.g. storage buildings), greenhouses

U konstrukcí s vyšší skupinou rizika (CC2b) je přiměřeným scénářem, který je třeba při návrhu uvažovat pro případ náhodných událostí, úplné odstranění nosného prvku. Tato situace simuluje případ, kdy dojde k úplné ztrátě nosného prvku v důsledku náhodné události, a umožňuje ověřit, zda je možné aktivovat alternativní přenos zatížení v konstrukci a nalézt nový rovnovážný stav. Současný normativní kontext definuje tento přístup jako pomyslné odstranění nosných prvků a podle normy EN 1991-1-7 by se měl použít pro všechny nosné prvky (sloupy, nosníky podpírající sloupy nebo

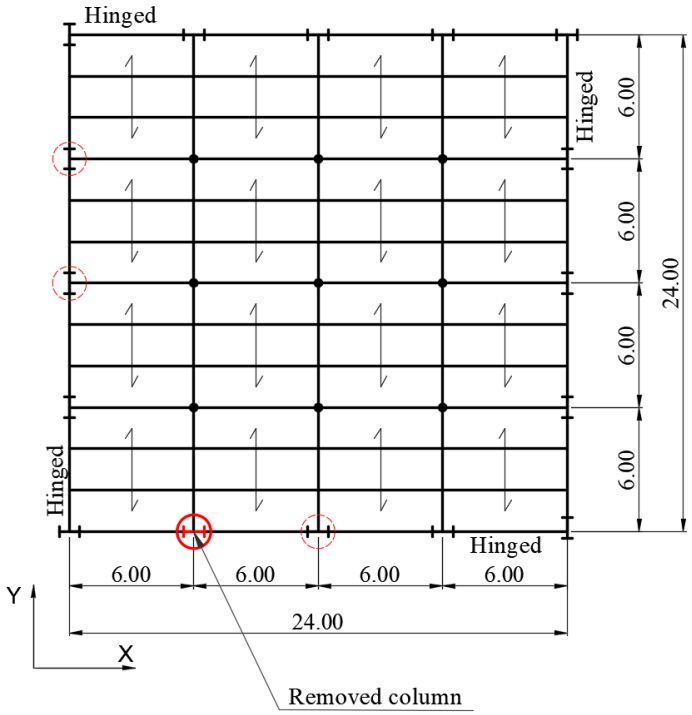
jakýkoli jmenovitý úsek nosných stěn), které se uvažují odstranit postupně v každém podlaží budovy. I když by se taková metoda mohla ukázat jako zdlouhavá a časově náročná, poskytuje možnost ověřit, zda budova zůstává stabilní a zda je rozsah lokální poruchy, v tomto případě ztráty nosného prvku, vyloučen aktivací alternativního přenosu zatížení. Pokud ztráta nosného prvku vyvolá neúměrný kolaps, tj. pokud rozsah lokálního poškození překročí určitou dohodnutou nebo předepsanou mez, měl by být odstraněný prvek označen jako klíčový prvek a návrh by se měl obrátit k metodám lokálního zvýšení únosnosti prvku.

V následujících šetřeních se posuzuje odolnost konstrukcí za předpokladu, že dojde k náhodné ztrátě sloupu v prvním podlaží konstrukce systému MRF a D-CBF.

10.2 ANALÝZA ROBUSTNOSTI

10.2.1 *Ohybově tuhá prutová soustava (MRFs)*

Celkem bylo navrženo 20 ohybově tuhých prutových soustav (MRF) pro seismické podmínky; každá z těchto konstrukcí se od ostatních lišila použitou metodou návrhu, uvažovanou třídou duktility a typologií styčníků. V tomto dokumentu je zkoumána odolnost těchto MRF soustav pomocí nelineárních analýz s ohledem na scénář ztráty sloupu. Před explicitními numerickými simulacemi je třeba stanovit polohu sloupu, který má být odstraněn. Protože pouze obvodové prutové soustavy byly navrženy jako seizmicky odolné, a jsou tedy vybaveny styčníky FREEDAM, jsou místa ztráty sloupu, která by představovala zájem při posuzování robustnosti, v obvodových rámech, jak je znázorněno na obrázku 9.5. Soudě podle toho, že se přítoková plocha u červeně zvýrazněných sloupů navzájem neliší, bude osová síla působící ve všech těchto sloupech podobná. Proto by v analýze rámu při scénáři ztráty sloupu vedlo kterékoli z těchto míst k podobným výsledkům bez ohledu na zvolený směr (X nebo Y). Protože však cílem je posoudit odolnost soustav MRF vybaveným zařízením FREEDAM, je nejvhodnějším místem pro odstranění sloupu místo vyznačené na obrázku níže. Zvolené umístění zajišťuje, že styčníky FREEDAM budou aktivovány dále od ztráty sloupu a robustnost soustav MRF s ohledem na tento scénář bude záviset na chování těchto inovativních styčníků.

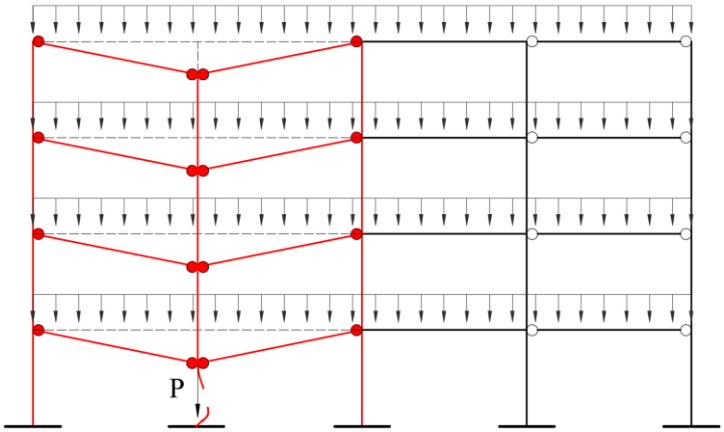


Obrázek 9.89. Umístění odstraněného sloupu

10.2.1.1 Předběžné šetření

Přestože numerické simulace se využívají pro posouzení odolnosti konstrukcí v případě ztráty sloupu. Použití je náročné na modelování a na výpočetní čas.

Vzhledem ke značnému počtu numerických modelů, které je třeba sestavit pro simulaci ztráty sloupu ve všech těchto konstrukcích, bylo provedeno předběžné šetření zaměřené na identifikaci kritických konstrukcí, u nichž by ztráta jednoho sloupu vedla k rozvoji plastického mechanismu a další aktivaci membránových účinků. Cílem této předběžné studie je zjistit, zda konstrukce přežije událost s omezenými plastickými deformacemi, nebo zda se vyvine globální plastický mechanismus. V případě scénáře prvního případu soustavy MRF je třeba vyvodit závěr, že konstrukce je dostatečně robustní, aby událost přežila bez nutnosti dalších numerických simulací. Naopak v případě, že se pravděpodobně vyvine globální plastický mechanismus, provede se numerická analýza, aby se zjistilo, zda konstrukce vykazuje dostatečnou úroveň odolnosti, aby přežila ztrátu sloupu. Princip této předběžné studie je znázorněn na obrázku 9.6, kde *P* znamená svisle působící sílu (simulující účinek ztráty sloupu) odpovídající rozvoji plastického mechanismu v přímo ovlivněné části (DAP) rámu.



Obrázek 9.90. Vyšetřování plastického mechanismu v obvodové části soustavy MRF

V případech. kdy je síla P nižší než osová síla v odstraněném sloupu N_{normal} odhadnutá s ohledem na kombinaci proměnného zatížení, provede se numerická simulace scénáře ztráty sloupu, při níž se zkoumá postplastická odezva konstrukce, a tím se posuzuje odolnost konstrukce. Přehled předběžných předpovědí pro soustavy MRF je uveden v tabulce 9.2 pro konstrukce navržené s tradičními styčníky s plnou únosností a v tabulce 9.3 pro soustavy MRF vybavené zařízením FREEDAM

Soustavy MRF s tradičními styčníky s plnou únosností

Soustavy MRF s tradičními styčníky s plnou únosností byly navrženy tak, aby odolávaly seismickému působení podle pravidel koncepce kapacitního návrhu. Z principu silných sloupů a slabých nosníků vyplývá, že na krajních místech nosníků, což jsou disipativní zóny, vznikají plastické klouby, a to bez plastických deformací ve styčnících. Předběžný výpočet tedy vychází z plastické únosnosti nosníků. Výsledky předběžného šetření ukazují, že pro uvažovaný scénář ztráty sloupu se pravděpodobně objeví plnohodnotný plastický mechanismus u jednoho z deseti soustav MRF navržených s tradičními styčníky s plnou únosností, pro poměr $P/N_{\text{normal}} = 0{,}97$. V souladu s tím byla provedena numerická simulace čtyřpodlažní soustavy MRF navržené podle EN1998-1:2005 jako konstrukce DC1. Navzdory tomu, že poměr P/N_{normal} je u všech 8 podlažních soustav MRF navržených podle teorie řízení plastických mechanismů (TPMC) vyšší než 1, byla numerická simulace navrženého scénáře ztrát sloupů provedena také na 8 podlažní soustavě MRF DC2 s nejnižším poměrem P/N_{normal}, aby se ověřila předběžná předpověď pro středně vysoké konstrukce.

Tabulka 9.34. Předběžné výsledky šetření pro soustavy MRF s tradičními styčníky s náběhem

Označení	Výška	Třída duktility	N_{normal} [kN]	$P_{\text{predicted}}$ [kN]	$P_{\text{predicted}}/N_{\text{normal}}$
4 St_DC1_MRFs_EC8	Nízká	DC1	484	471	0,97
4 St_DC2_MRFs_EC8		DC2	484	863	1,78
4 St_DC3_MRFs_EC8		DC3	484	761	1,57
4 St_DC2_MRFs_TPMC		DC2	484	595	1,23
4 St_DC3_MRFs_TPMC		DC3	484	678	1,40
8 St_DC1_MRFs_EC8	Střední	DC1	977	1560	1,60
8 St_DC2_MRFs_EC8		DC2	977	2475	2,53
8 St_DC3_MRFs_EC8		DC3	977	2017	2,06
8 St_DC2_MRFs_TPMC		DC2	977	1053	1,08
8 St_DC3_MRFs_TPMC		DC3	977	1356	1,39

Soustavy MRF se styčníky FREEDAM

Disipativní zóny v soustavách MRF vybaveným zařízením FREEDAM jsou soustředěny ve spojích nosníku se sloupem. Aby nedošlo k poškození konstrukčních prvků spojených spoji FREEDAM, byla jejich ohybová únosnost upravena tak, aby se v kombinaci seizmického zatížení co nejvíce blížila návrhové hodnotě zatížení $M_{f,Ed}$ v čele sloupu. Toho bylo dosaženo kalibrací předpínací síly P_f ve vysokopevnostních šroubech použitých k předpětí ocelových desek a třecích podložek rozptylových zařízení. V rámci tohoto předběžného šetření se proto předpokládalo, že momentová únosnost styčníků odpovídá prokluzu v třecích tlumičích. Hodnota svislé síly P odpovídá pro soustavy MRF vybavené zařízeními FREEDAM dosažení kluzného mechanismu, který nastane, když přípoj nosníku na sloup vstoupí do fáze prokluzu. Pokud tedy konstrukce přežije ztrátu sloupu, aniž by překročila

únosnost v prokluzu zařízení FREEDAM, lze předpokládat, že je konstrukce pro uvažovaný scénář robustní. Předběžné předpovědi v tabulce 9.3 ukazují, že u většiny soustav MRF vybavených inovativním řešením styčníků je dosaženo mechanismu prokluzu před úplným odstraněním sloupu. Proto byly pro prutové soustavy připraveny numerické simulace zohledňující chování zařízení po prokluzu, aby bylo možné posoudit jejich robustnost.

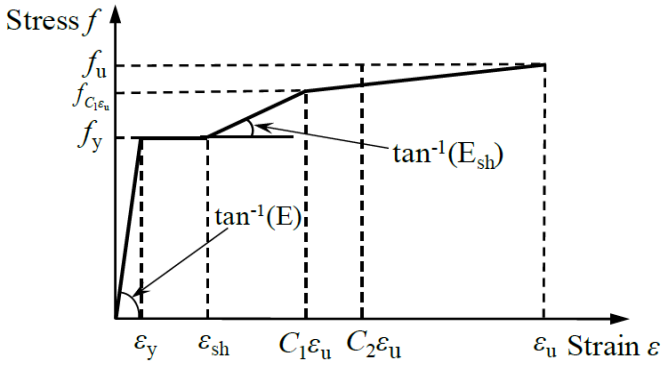
Tabulka 9.35. Předběžné výsledky šetření pro soustavy MRF se styčníky FREEDAM

Označení	Výška	Třída duktility	N_{normal} [kN]	$P_{predicted}$ [kN]	$P_{predicted}/N_{normal}$
4 St_DC1_MRFs_EC8	Nízká	DC1	484	329	0,68
4 St_DC2_MRFs_EC8		DC2	484	395	0,82
4 St_DC3_MRFs_EC8		DC3	484	349	0,72
4 St_DC2_MRFs_TPMC		DC2	484	318	0,66
4 St_DC3_MRFs_TPMC		DC3	484	318	0,66
8 St_DC1_MRFs_EC8	Střední	DC1	977	926	0,95
8 St_DC2_MRFs_EC8		DC2	977	1254	1,28
8 St_DC3_MRFs_EC8		DC3	977	1324	1,35
8 St_DC2_MRFs_TPMC		DC2	977	750	0,77
8 St_DC3_MRFs_TPMC		DC3	977	1149	1,18

10.2.1.2 Numerická simulace

Scénář ztráty sloupů v obvodových oblastech soustav MRF byl numericky simulován pomocí softwaru pro výpočty pomocí metody konečných prvků FINELG [5] vyvinutého na univerzitě v Liège ve spolupráci s projekční kanceláří Greisch. Tento software umožňuje provádět různé typy analýz, tj. pružné, nelineární statické/dynamické, a řešit komplexní otázky včetně gemoterických a materiálových nelinearit.

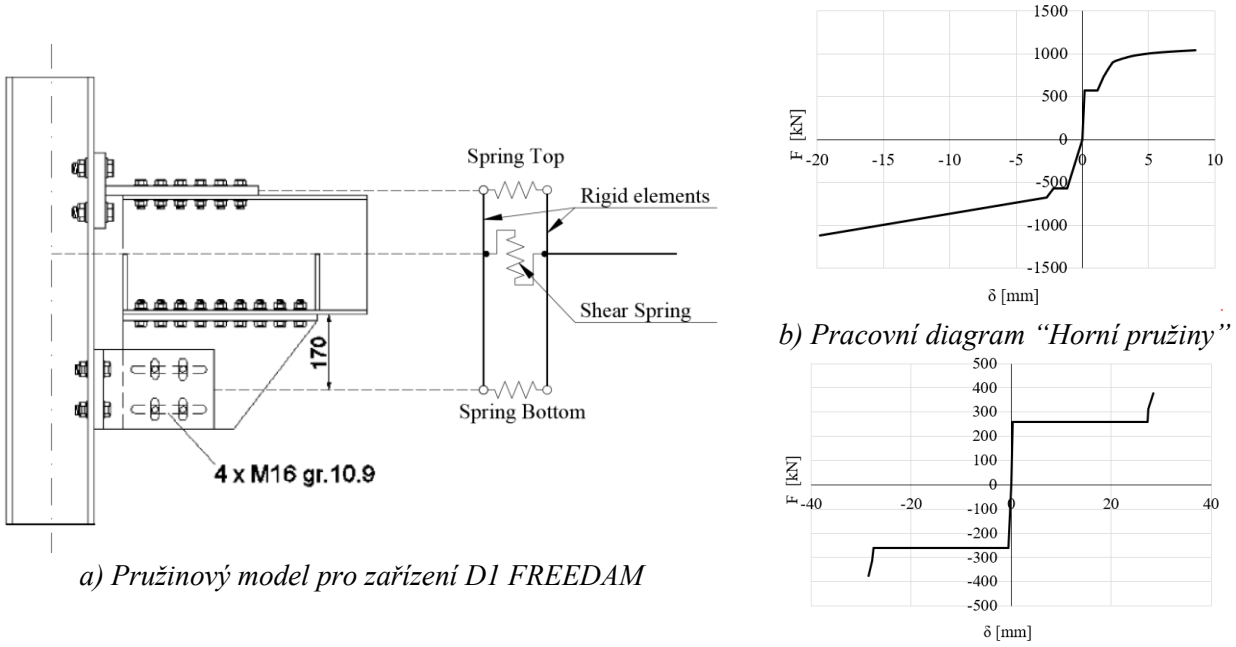
Numerické modely soustav MRF byly vytvořeny ve 3D prostředí s využitím klasických 3D prutových prvků. Vlastnosti oceli S355 byly implementovány prostřednictvím nelineárního materiálového diagramu s výraznou mezí kluzu a zpevněním, jak je znázorněno na obrázku 9.7 a v souladu s novým návrhem normy EN 1993-1-14 [6].



Obrázek 9.91. Materiálový model [6]

Na rozdíl od soustav MRF navržených s tradičními styčníky s plnou pevností vyžadovaly styčníky vybavené zařízením FREEDAM zvláštní pozornost při modelování skutečného chování. To je silně nelineární v důsledku postupné aktivace základních komponent při působení zatížení. Kromě toho je použití pružiny, která reprodukuje chování styčníku, jednoduše nevhodné v aplikacích, kde je klíčovým prvkem interakce M-N, což je případ scénáře ztráty sloupu. Očekává se totiž, že u soustavy, která ztratí jeden ze svých sloupů, dojde k velkým deformacím, což znamená, že styčníky na koncích nosníků těsně nad odstraněným sloupem, které jsou zpočátku vystaveny ohybovým momentům,

budou postupně vystaveny převažující osové síle s rozvojem katenárních účinků. Řešením, jak zohlednit interakci M-N ve styčnících, je charakterizovat tyto styčníky pomocí vícevrstvého pružinového modelu odvozeného z metody komponent, kterou v současnosti předepisuje norma EN 1993-1-8 [7]. Sofistikovaný model s více vrstvami translačních pružin však při implementaci do analýz soustav představuje velké problémy v procesu modelování. K překonání této nevýhody byl vyvinut zjednodušený model s dvěma pružinami, který byl ověřen na základě experimentálních poznatků v [8]. Styčníky FREEDAM byly v numerických modelech implementovány prostřednictvím soustavy dvou translačních pružin s mechanickými vlastnostmi definovanými podle metody komponent. Grafické znázornění modelu s dvěma pružinami pro zařízení D1 FREEDAM použité v soustavách MRF je znázorněno na obrázku 8a, kde horní pružina (Spring Top) a dolní pružina (Spring Bottom) jsou ekvivalentní posuvné pružiny simulující sestavu základních aktivních komponent styčníku. Svislá, smyková, pružina je zavedena pro zajištění přenosu smykové síly v krajním bodě nosníku.



a) Pružinový model pro zařízení D1 FREEDAM

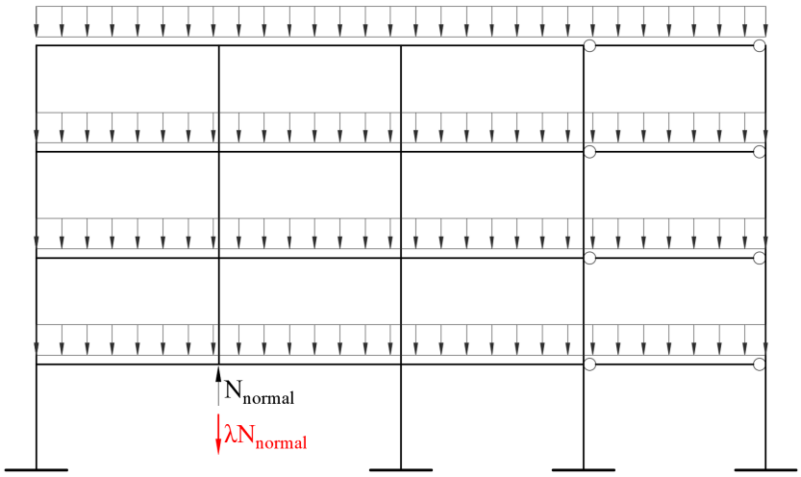
b) Pracovní diagram "Horní pružiny"

c) Pracovní diagram "Spodní pružiny"

Obrázek 9.92. Dvoupružinový model styčníku FREEDAM

Mechanické vlastnosti obou pružin jsou odhadnuty na základě metody komponent a implementovány do modelu FE prostřednictvím nelineárních pracovních diagramů, jak je znázorněno na obrázku 8b-c pro typický případ zařízení D1.

Ztráta sloupu v obvodovém rámu byly simulovány prostřednictvím několika sekvencí zatížení, jak je znázorněno na obrázku 9.9. Nejprve byl sloup, který měl být odstraněn, odstraněn pouze fiktivně simulací jeho přítomnosti prostřednictvím svislé síly N_{normal}, která nahrazuje reakci v odstraněném sloupu v kombinaci zatížení. Dále byla provedena nelineární analýza působením zvětšující se síly $\lambda N_{\text{normal}}$ směrem dolů až do dosažení únosnosti rámu. Sledováním svislých posunů vzhledem k působící síle vertikální se charakterizuje úplná nelineární odezva rámu až do jeho porušení pomocí pracovního diagramu F - δ_{vertical}. Zkoumanou soustavu lze považovat za robustní, pokud lze před porušením dosáhnout součinitele zatížení $\lambda = 1$.

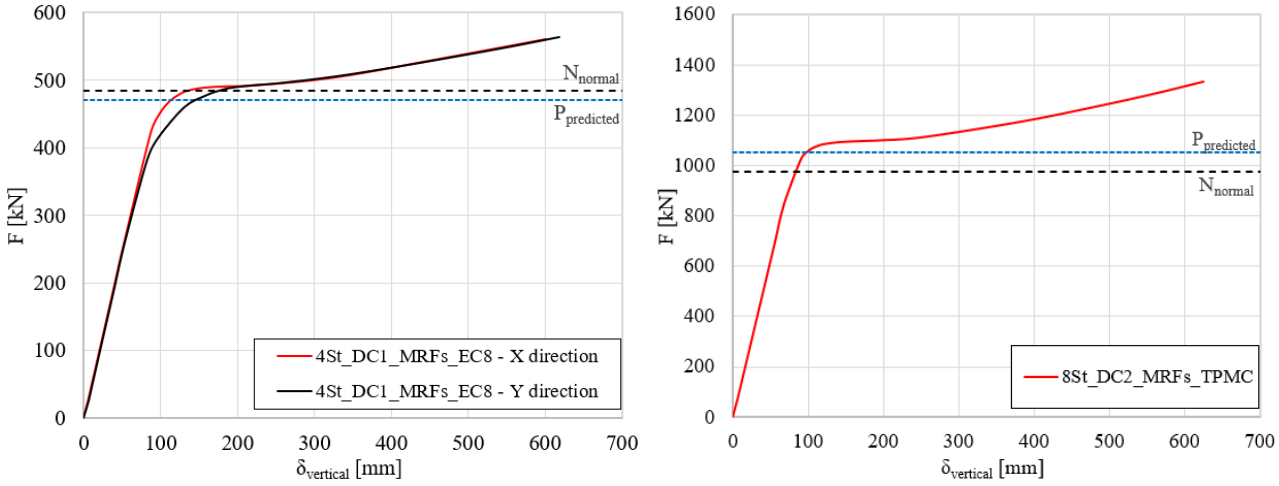


Obrázek 9.93. Zatěžovací sekvence

10.2.1.3 Výsledky

Soustavy MRF s tradičními styčníky s plnou únosností

Pro ověření původního předpokladu o podobné odezvě soustav ve směru X a Y byl simulován scénář ztráty sloupu pro obvodové rámy v obou směrech pro 4 podlažní soustavy MRF navržené podle EN1998-1:2005 jako konstrukce DC1. Pracovní diagramy zobrazené na obrázku 10a ukazují, že navzdory rozdílům v rozložení zatížení na obvodové nosníky vykazují soustavy podobnou odezvu. Přestože u rámu ve směru Y dochází k plastickému mechanismu při mírně nižších hodnotách síly *P*, nejsou mezi poplastickou odezvou obou soustav žádné rozdíly a oba jsou dostatečně robustní, aby přežily odstranění sloupu. Je tedy rozumné pokračovat v numerických simulacích pro soustavy MRF pouze v jednom směru; dále bude podrobněji zpracována odezva soustav ve směru X



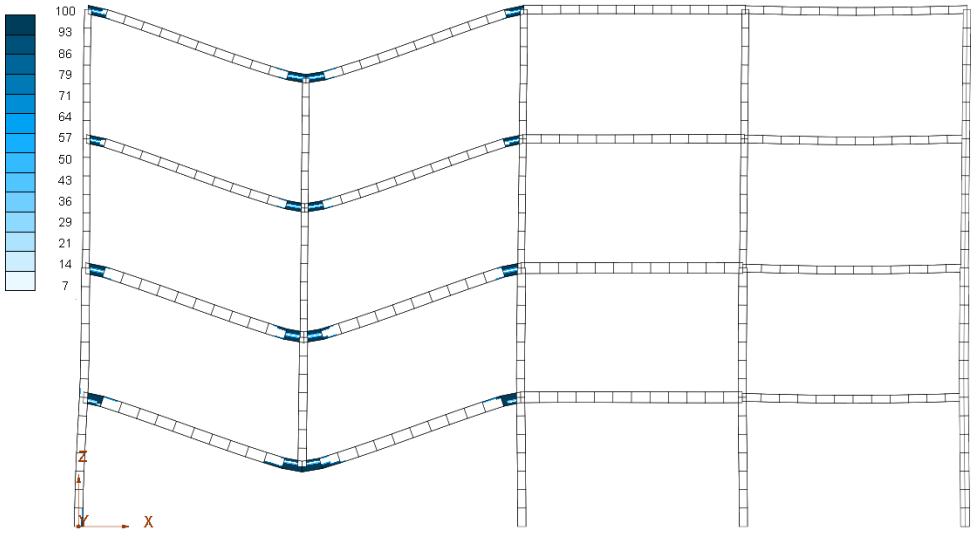
a) 4St_DC1_MRFs_EC8 *b) 8St_DC2_MRFs_TPMC*

Obrázek 9.94. analýza – soustavy s tradičními styčníky

Obrázek 10 ukazuje, že předpověď hodnoty $P_{predicted}$ předběžným šetřením, viz tabulka 9.2, je velmi blízká numerické předpovědi pro oba analyzované soustavy, což potvrzuje provedené předběžné šetření. Jak čtyřpodlažní, tak osmipodlažní soustavy MRF s tradičními styčníky s náběhem jsou dostatečně robustní, aby odolaly ztrátám sloupů. V nosnících nad odstraněným sloupem však vzniká plastický mechanismus pro hodnoty síly působící směrem dolů srovnatelné s N_{normal}. Dva výše

analyzované soustavy MRF však vykazují značnou poplastickou rezervu, přičemž ke kolapsu rámu dochází při dosažení mezní únosnosti plastických kloubů vzniklých na koncích nosníků, jak je znázorněno na obrázku 9.11.

Na základě dobré shody mezi výsledky předběžného šetření a výše uvedenými numerickými předpověďmi lze vyvodit závěr, že soustavy MRF s tradičními styčníky s náběhem, pro které nebyly provedeny numerické simulace, zůstávají v pružném stavu až do odstranění sloupu. Toto očekávání je odůvodněno hodnotami poměru P/N_{normal} předpovězenými v předběžné studii, které jsou výrazně vyšší než 1.



Obrázek 9.95. Plastické klouby (modře) vzniklé na okrajích nosníků v DAP u čtyřpodlažní soustavy MRF

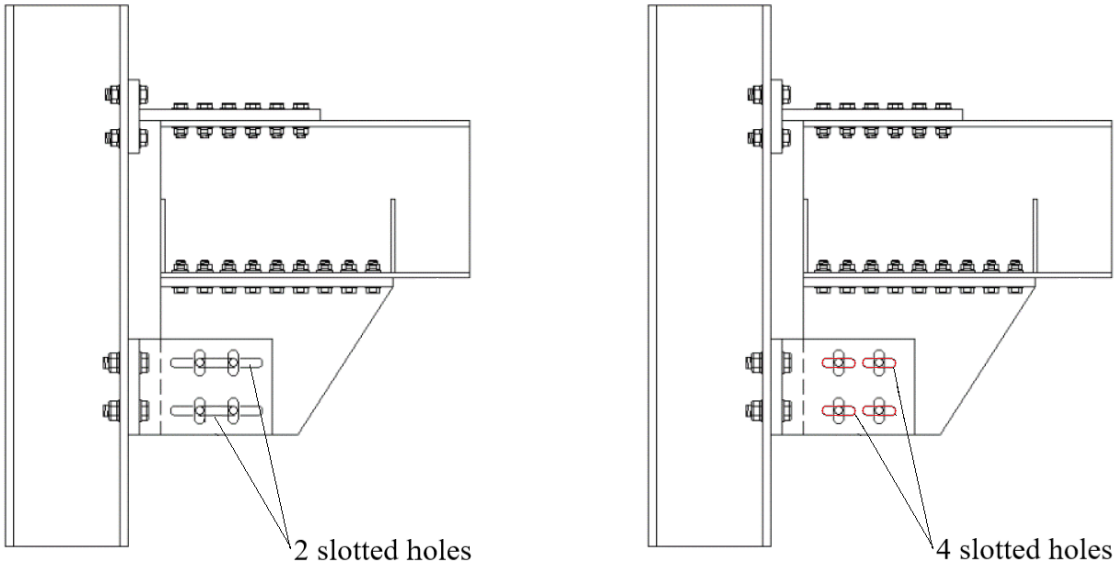
Soustavy MRFs se styčníky FREEDAM

Zvláštností numerických modelů soustav MRF vybavených zařízením FREEDAM byla implementace dříve představeného modelu dvou pružin. Prostřednictvím seismického posouzení provedeného v kapitole 8 byla kalibrována odolnost proti prokluzu styčníků s ohledem na návrhový ohybový moment na čele sloupů v kombinaci se seismickým zatížením. To vedlo k návrhovému řešení, z něhož vyplývá proměnlivost únosnosti styčníků FREEDAM v prokluzu mezi jednotlivými podlažími. Tento aspekt byl v numerickém modelu explicitně zohledněn úpravou mechanických vlastností dvou pružinového modelu v souladu se seizmickým návrhovým řešením.

Plné čáry v grafech uvedených na obrázku 9.13 znázorňují odezvu na odstranění sloupu u čtyřpodlažních soustav MRF se styčníky FREEDAM. Je snadno patrné, že všechny zde zkoumané soustavy MRF nejsou dostatečně robustní, aby přežily předpokládanou ztrátu sloupu, protože plné čáry nedosahují hodnot N_{normal}. Stojí za povšimnutí, že výchozí konfigurace disipativního zařízení navrženého pro seismické působení vede ke křehkému porušení styčníku krátce po dosažení maximálního zdvihu tlumičů, tj. na konci fáze prokluzu. Křehké selhání je způsobeno tím, že na konci fáze prokluzu jsou vzhledem ke konfiguraci oválných otvorů v kontaktu s koncovými částmi pouze dva šrouby M16, které jsou implicitně zapojeny tak, aby odolávaly smykovému zatížení. Únosnost dvou šroubů M16 ve střihu je podstatně nižší než plastická únosnost jakékoli součásti zařízení. Proto selhání styčníků odpovídá porušení šroubů ve smyku, což drasticky snižuje duktilitu chování styčníků FREEDAM po prokluzu.

K odstranění tohoto nedostatku bylo nutné upravit a optimalizovat původní konfiguraci třecích zařízení, obrázek 9.12a. Vhodným řešením, které neznamená žádné další náklady, je nahradit dlouhý

oválný otvor určený pro dva šrouby M16, pro zařízení D1, dvěma kratšími oválnými otvory pro každý šroub, obrázek 9.12b. Toto jednoduché protiopatření nemění únosnost spojů v prokluzu, zatímco zlepšuje chování po prokluzu, kdy čtyři šrouby M16 odolávají smykovému zatížení, když jsou na konci fáze prokluzu dosaženy konce oválných otvorů.

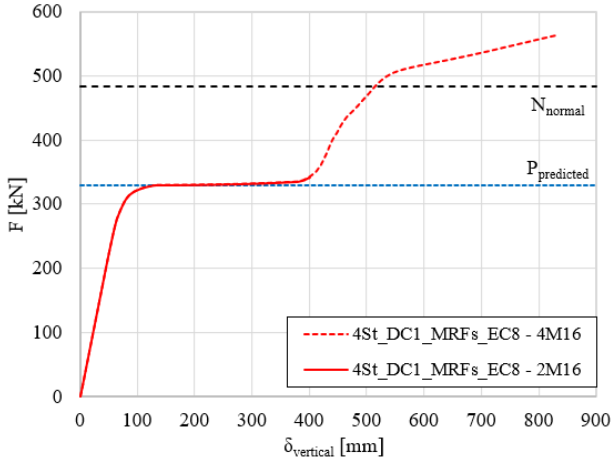


a) Původní konfigurace se dvěma oválnými otvory *b) Navrhovaná vylepšená konfigurace*

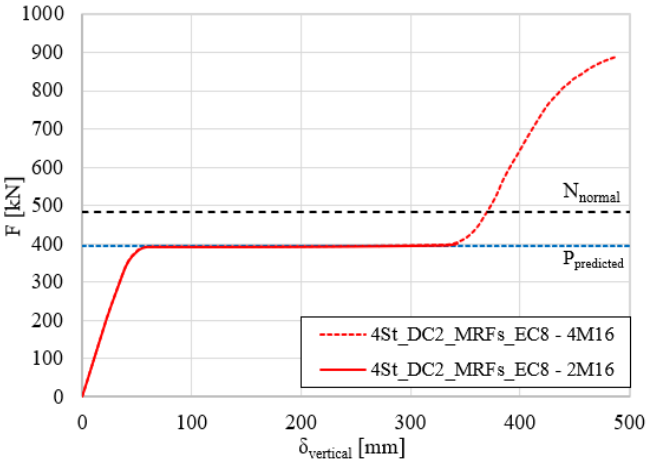
Obrázek 9.96. Konfigurace styčníků FREEDAM

Odezva soustav MRF se styčníky FREEDAM je na obrázku 13 znázorněna přerušovanými červenými čarami. Robustnost soustav MRF se výrazně zvýší, pokud porovnáme výsledky s ohledem na dvě konfigurace zařízení, se dvěma šrouby M16 a čtyřmi šrouby M16 aktivními ve smyku po prokluzu.

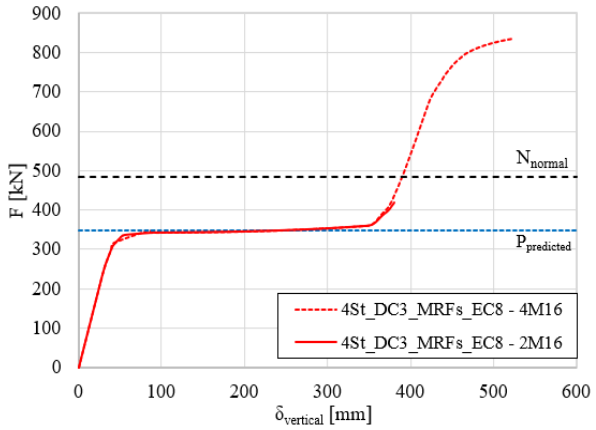
U čtyřpodlažního rámu navrženého podle EN1998-1:2005 jako konstrukce DC1, obrázek 9.13a, dochází ke kolapsu v důsledku nadměrných plastických deformací vzniklých v nosnících 1. patra. Vznik plastických kloubů v nosnících v blízkosti styčníků FREEDAM je způsoben poměrně nízkou plastickou únosností nosníků ve srovnání s plastickou únosností styčníků po prokluzu. U ostatních soustav MRF dochází ke kolapsu v důsledku selhání styčníků, které selhávají porušením šroubů ve smyku, i když v jednotlivých případech vznikají určité plastické deformace i v nosnících.



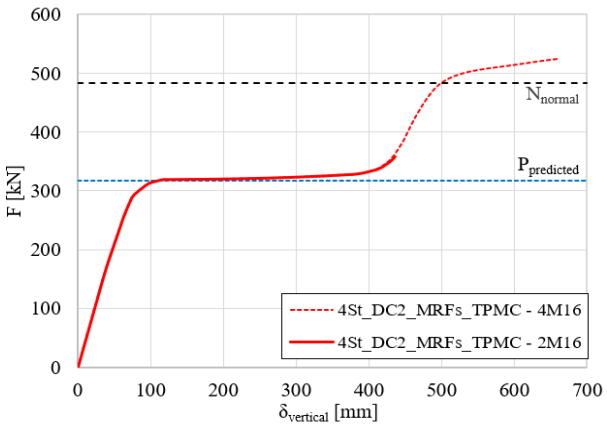
a) 4St_DC1_MRFs_EC8



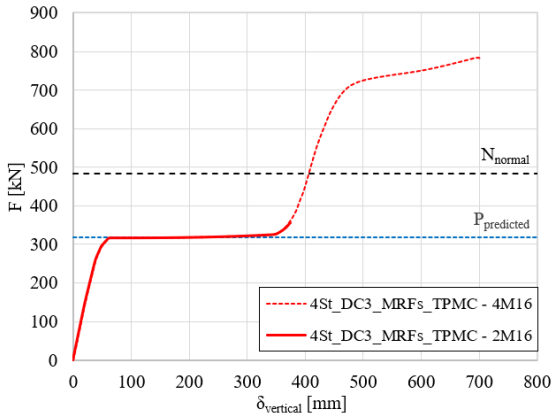
b) 4St_DC2_MRFs_EC8



a) 4St_DC3_MRFs_EC8

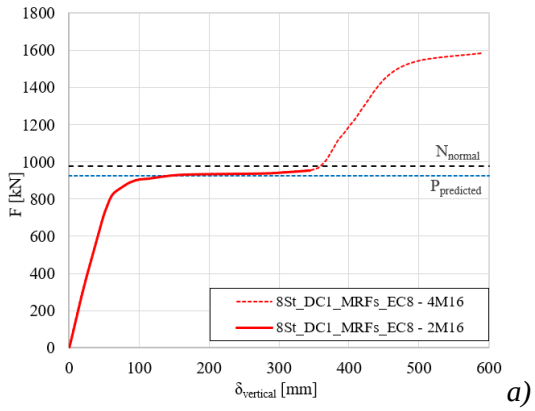


b) 4St_DC2_MRFs_TPMC



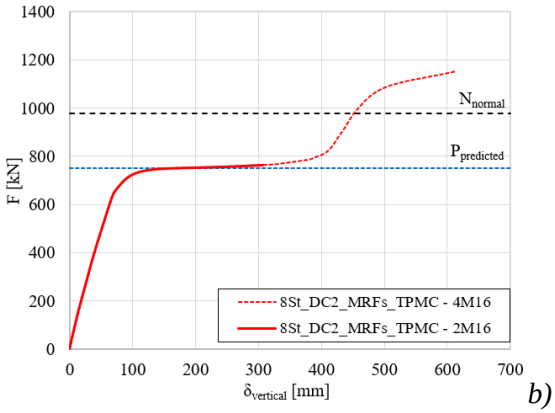
c) 4St_DC3_MRFs_TPMC

Obrázek 9.97. analýza – čtyřpodlažní rám vybavený styčníky FREEDAM



a)

4St_DC1_MRFs_EC8



b)

8St_DC2_MRFs_TPMC

Obrázek 9.98. analýza – osmipodlažní rám vybavený styčníky FREEDAM

Podobná pozorování lze učinit i pro odezvu osmipodlažních soustav MRF znázorněných na obrázku 9.14. Dvě soustavy identifikované na základě předběžné studie nejsou dostatečně robustní, aby odolaly ztrátě sloupů při původní konfiguraci zařízení FREEDAM. Naproti tomu robustnost soustav MRF se výrazně zlepšila s navrhovanou konfigurací se čtyři šrouby M16 ve smyku ve fázi po prokluzu. Po selhání šroubů ve smyku dochází opět ke kolapsu rámu, přičemž se v nosnících objevuje i značný rozvoj plastických kloubů.

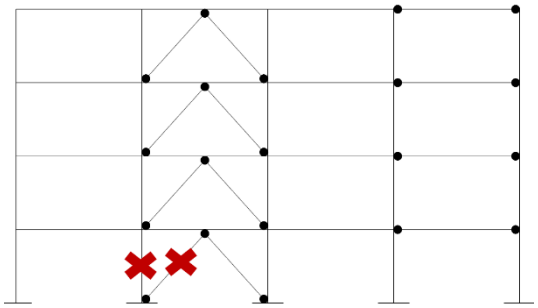
10.2.2 *Prutové soustavy s excentrickými ztužidly (D-CBFs)*

10.2.2.1 Předběžné šetření

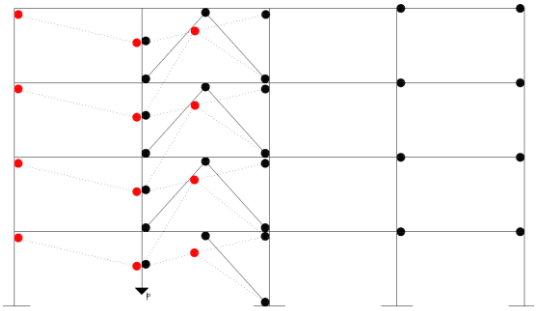
U prutových soustav s excentrickými ztužidly D-CBF se zkoumal scénář ztráty druhého sloupu prvního podlaží a přilehlé výztuhy (obrázek 9.15a). Stejně jako u soustav MRF byly provedeny předběžné analýzy, které porovnávají osovou svislou sílu od svislých zatížení v odstraněném sloupu (N_{normal}) a svislou sílu vzniklou plastickým mechanismem vyvíjejícím se nad ztracenými konstrukčními prvky (P na obrázku 9.15b). V případech, kdy $P > N_{normal}$, se po ztrátě sloupu nevyvíjí žádný plastický mechanismus a konstrukce je stabilní. Naopak v případech, kdy je $P < N_{normal}$, dochází k rozvoji plastického mechanismu a dále ke ztrátě sloupu. Tyto poslední případy byly vybrány k další analýze v systému SAP 2000.

Za zmínku stojí, že pro výpočet síly P byly plastické klouby uvažovány ve výztuhách a na koncích nosníků u soustav se styčníky s náběhem, zatímco u soustav se spoji FREEDAM byly plastické klouby uvažovány ve spojích FREEDAM, a to jak ve spojích nosníku se sloupem, tak ve výztuhách přípojů FREEDAM.

Z předběžné analýzy byly pro analýzu robustnosti vybrány čtyři soustavy se styčníky s náběhem a 8 soustav se spoji FREEDAM, tabulka 9.4 a tabulka 9.5.



a) Místo odstranění sloupu a výztuhy



b) Plastický mechanismus pro systémy D- CBF

Obrázek 9.99. Analýza robustnosti pro systém D-CBF

Tabulka 9.36. Výsledky předběžné analýzy pro prutové soustavy s excentrickými ztužidly s tradičními styčníky

Označení	Výška	Třída duktility	N_{normal} [kN]	$P_{predicted}$ [kN]	$P_{predicted}/N_{normal}$
4 St_DC1_D-CBFs_EC8	Nízká	DC1	473	2167	4,59
4 St_DC2_D-CBFs_EC8		DC2	473	1553	3,29
4 St_DC3_D-CBFs_EC8		DC3	473	1692	3,58
4 St_DC2_D-CBFs_TPMC		DC2	473	872	1,84
4 St_DC3_D-CBFs_TPMC		DC3	473	1309	2,77
8 St_DC1_D-CBFs_EC8	Střední	DC1	971	3444	3,55
8 St_DC2_D-CBFs_EC8		DC2	971	3337	3,44
8 St_DC3_D-CBFs_EC8		DC3	971	4329	4,46
8 St_DC2_D-CBFs_TPMC		DC2	971	1426	1,47
8 St_DC3_D-CBFs_TPMC		DC3	971	1900	1,96

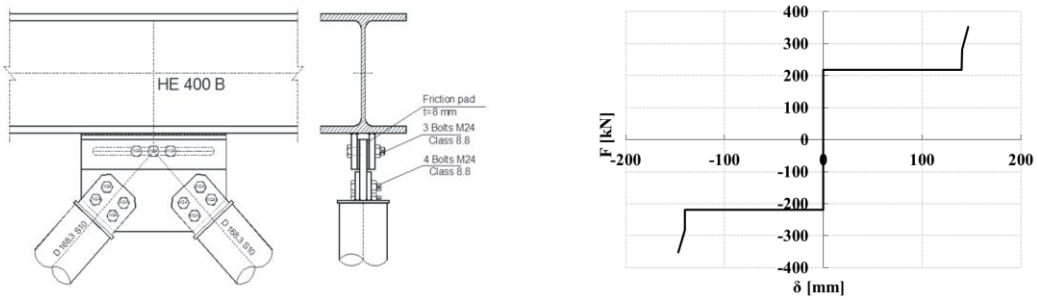
Tabulka 9.37. Výsledky předběžné analýzy pro prutové soustavy s excentrickými ztužidly se styčníky FREEDAM

Označení	Výška	Třída duktility	N_{normal} [kN]	$P_{predicted}$ [kN]	$P_{predicted}/N_{normal}$
4 St_DC1_D-CBFs_EC8	Nízká	DC1	473	982	2,17
4 St_DC2_D-CBFs_EC8		DC2	473	522	1,20
4 St_DC3_D-CBFs_EC8		DC3	473	770	1,72
4 St_DC2_D-CBFs_TPMC		DC2	473	376	0,88
4 St_DC3_D-CBFs_TPMC		DC3	473	385	0,79
8 St_DC1_D-CBFs_EC8	Střední	DC1	971	1124	2,62
8 St_DC2_D-CBFs_EC8		DC2	971	1004	2,35
8 St_DC3_D-CBFs_EC8		DC3	971	1035	2,01
8 St_DC2_D-CBFs_TPMC		DC2	971	854	0,92
8 St_DC3_D-CBFs_TPMC		DC3	971	1000	1,03

10.2.2.2 Modelování oblasti styčníku

Styčníky jsou klíčovými prvky, které ovlivňují globální odezvu ocelových konstrukcí. Při analýze robustnosti konstrukcí by proto mělo být jejich chování správně modelováno, s výjimkou případů, kdy jsou styčníky navrženy na plnou únosnost a jsou považovány za dokonale tuhé.

Pro analyzované případy byl pro modelování přípojů nosníku se sloupem FREEDAM použit pružinový model. Model dvou pružin spojených tuhými prvky zohledňuje vzdálenost mezi osou příruby nosníku v tahu a středem tlaku, tj. rameno vnitřních sil z podle zjednodušené metody komponent dle EN 1993 1-8:2005 [7], jak je znázorněno na obrázku 8a a jak bylo dříve provedeno pro soustavy MRF. Pracovní diagramy pružin zohledňují jak pokluz, tak i chování po prokluzu celého styčníku FREEDAM [9] (obr. 8b-c). Pokud jde o únosnost v prokluzu, tato hodnota byla upravena pro každý rám a v každém podlaží podle toho, co bylo dříve uvažováno v seismické analýze.



Je *a) Schéma styčníku* *b) Pracovní diagram ve smyku*

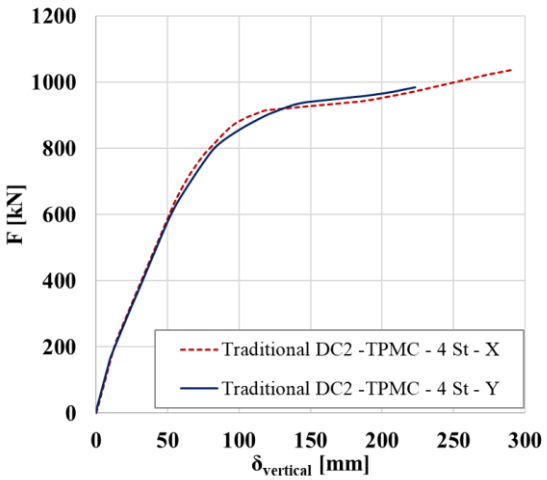
Obrázek 9.100. Přípoj výztuhy

třeba zmínit, že byly zvažovány dvě různé konfigurace oválných otvorů v třecích zařízeních, a to konfigurace uvedená na obrázku 8, tj. dva dlouhé oválné otvory se dvěma šrouby v každém otvoru, a druhá konfigurace se čtyřmi menšími oválnými otvory, jak je tomu u soustav MRF. Jak je uvedeno v části s výsledky níže, tato druhá konfigurace výrazně mění robustnost soustav, jak bylo pozorováno i u soustav MRF.

Pro konkrétní případ soustav CBF byly smykové přípoje FREEDAM v průsečíku výztuh modelovány pomocí pružiny působící ve smyku, obrázek 9.16.

10.2.2.3 Výsledky

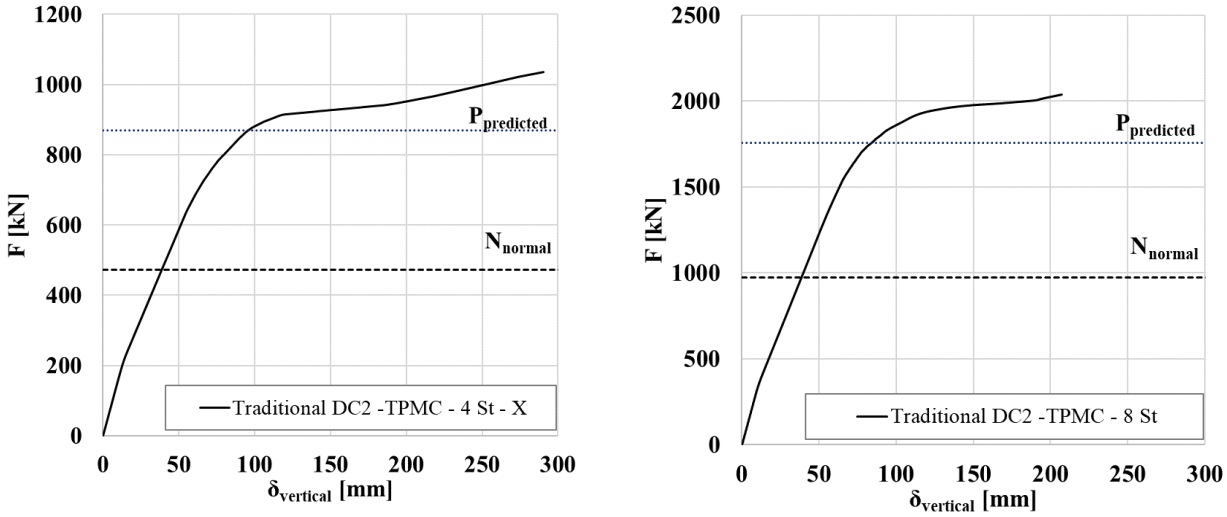
V této části jsou uvedeny hlavní výsledky analýz ztráty sloupů pro soustavy D-CBF. Nejprve bylo provedeno vyhodnocení robustnosti, aby se zjistilo, zda se různé zatěžovací stavy ve směru X a Y budovy mohou projevit významným rozdílem v odezvě soustav. Pro tuto studii byl použit rám s tradičními styčníky. Pracovní diagram této konstrukce při použití zatěžovacího stavu ve směru osy X nebo ve směru osy Y je znázorněn na obrázku 9.17. Jak je patrné, odezva na robustnost je dosti podobná, drobné rozdíly v křivkách souvisejí s tím, že nosníky začínají ve směru Y plastifikovat jako první, protože síly působící na nosníky jsou při srovnání se silami působícími na nosníky ve směru X při stejné deformaci vyšší. U soustav se spoji FREEDAM je toto chování rovněž pozorováno. Z toho vyplynulo, že pro stanovení robustnosti soustav postačuje provést analýzy pouze pro směr X.



Obrázek 9.101. Analýza vliv zatěžovacího schématu

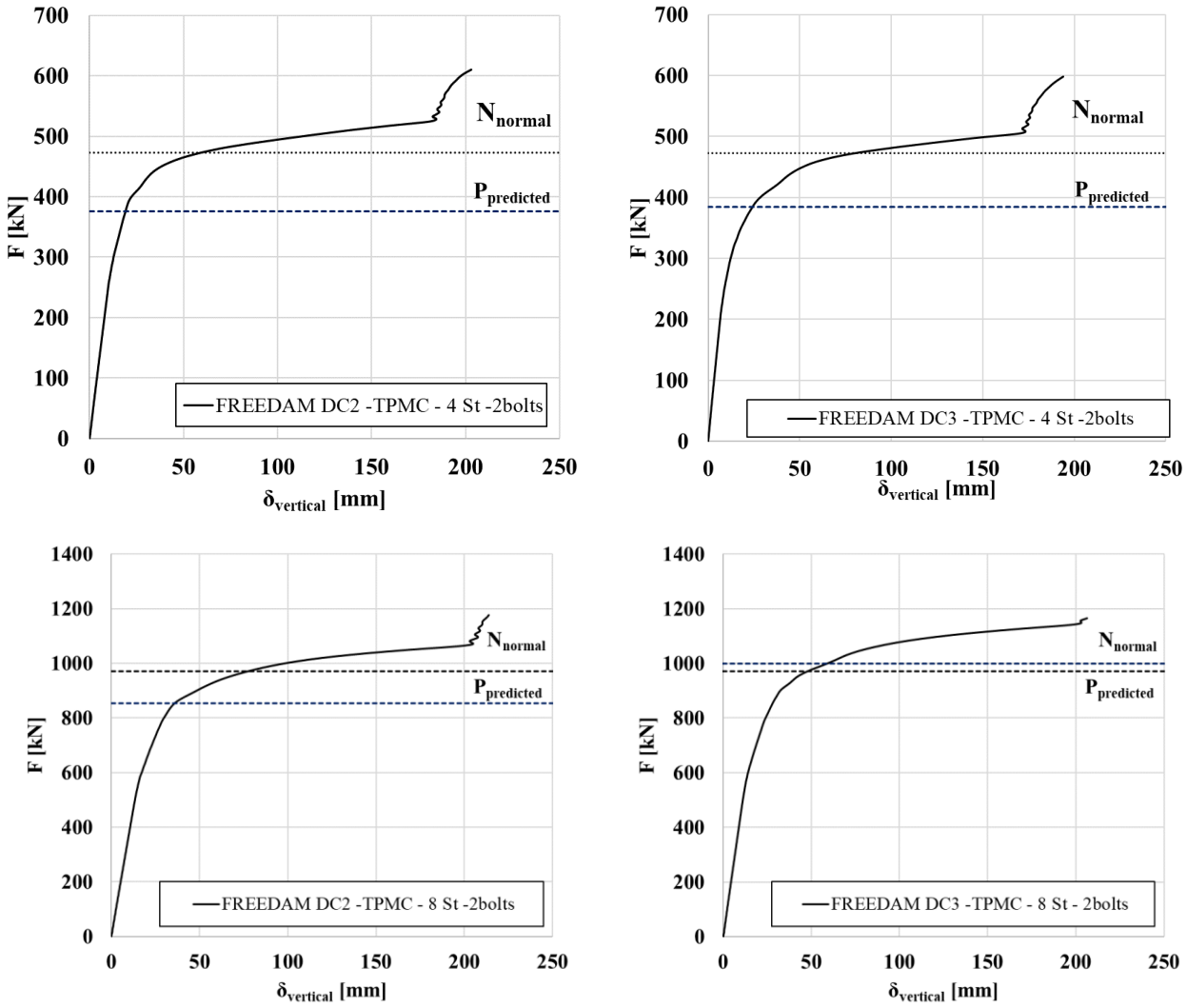
V grafech na obr. 9.18 a 9.19 je uvedena závislost síly na svislé deformaci pro každý analyzovaný případ při uvažování počáteční konfigurace styčníku, tj. se dvěma oválnými otvory. Všechny konstrukce přežijí ztrátu sloupu, tj. jejich únosnost je vyšší než svislá síla v odstraněném sloupu N_{normal}. Kromě toho se zdá, že předpokládaná síla odpovídající vzniku plastického mechanismu v konstrukcích $P_{predicted}$ je v souladu s tím, co je pozorováno z numerických výsledků. Kolem této hodnoty síly začínají křivky vykazovat plastické chování, k němuž dochází v důsledku vzniku plastických kloubů na koncích nosníků v rámech s tradičními styčníky a dosažení únosnosti v prokluzu v rámech se spoji FREEDAM.

U soustav s tradičními styčníky byly analýzy zastaveny, při dosažení mezní únosnosti nebo pootočení plastických kloubů výztuh konců nosníků nebo v případě kdy se začaly objevovat plastické klouby v části konstrukce, která není přímo ovlivněna ztrátou prutů, tj. která není těsně nad odstraněnými pruty. Při porovnání analyzovaných případů lze konstatovat, že chování je velmi podobné, hlavní rozdíl spočívá v tom, že konstrukce s osmi podlažími má nižší duktilitu dřívější aktivací plastických kloubů v části konstrukce, která není přímo porušena.



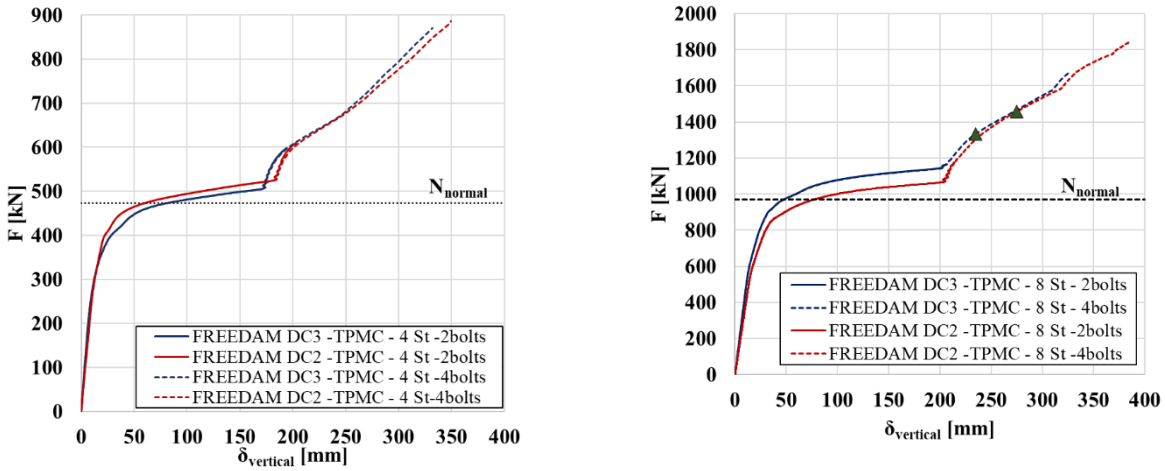
Obrázek 9.102. Analýza soustavy s tradičními styčníky

U analyzovaných konstrukcí se spoji FREEDAM lze konstatovat totéž. Všechny konstrukce se chovají podobně, malé rozdíly mezi jednotlivými konstrukcemi jsou způsobeny úpravou třecího odporu jak u spojů nosníku se sloupem, tak u smykových spojů. Porovnáme-li vliv výšky konstrukce, můžeme zde dojít ke stejnému závěru jako u konstrukcí s tradičními spoji, tj. s rostoucí výškou konstrukce se mírně snižuje tažnost soustav, přičemž porušení konstrukcí odpovídá dosažení únosnosti šroubů třecího zařízení ve smyku.



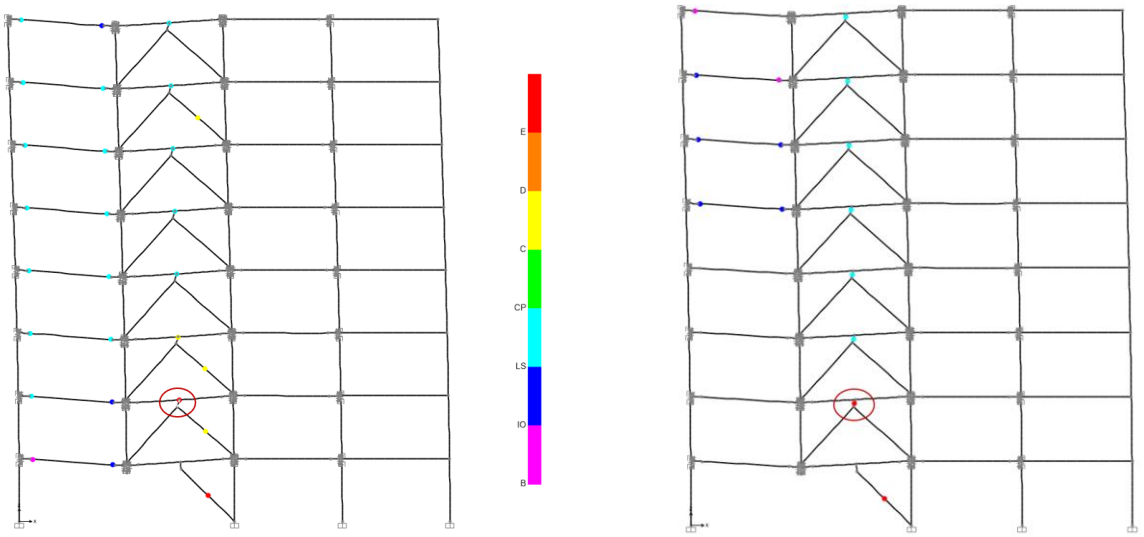
Obrázek 9.103. Analýza soustavy se styčníky FREEDAM

Následující grafy (obrázek 9.20) ukazují vliv konfigurace oválných otvorů na robustnost konstrukce. Je zcela zřejmé, že použití čtyř oválných otvorů namísto dvou výrazně zlepšuje odezvu konstrukce z hlediska únosnosti po prokluzu a tažnosti díky aktivaci všech šroubů tlumiče tření na konci fáze prokluzu namísto dvou. Proto by se tento geometrický parametr měl při navrhování takových spojů zohlednit. Kromě toho se u analyzovaných osmipodlažních konstrukcí s doporučenou konfigurací objevuje v poli bez výztuh po prokluzu spojů určité poddajné chování nosníků, trojúhelníky na obrázku 9.20. Způsob porušení je však v těchto případech spojen se šrouby ve smyku na úrovni přípoje umístěného v průsečíku výztuh 2. podlaží, obrázek 9.21. Je třeba poznamenat, že plastickým kloubům v nosnících by se dalo snadno předejít, pokud by se při návrhu průřezu nosníku zohlednila únosnost styčníků po prokluzu.



a) čtyřpodlažní rám *b) osmipodlažní rám*

Obrázek 9.104. Vliv konfigurace oválných otvorů



a) DC2 – TPMC – 4bolts *b) DC2 – TPMC – 4bolts*

Obrázek 9.105. Osmipodlažní konstrukce se styčníky FREEDAM – plastické klouby a porušené styčníky

10.3 ZÁVĚR

Tato kapitola se zabývá posouzením robustnosti ohybově tuhých prutových soustav a soustav s excentrickými ztužidly. Byly analyzovány soustavy s ohledem na náhodné odstranění prutů v prvním podlaží obvodových soustav. V prvním kroku bylo provedeno předběžné šetření zaměřené na identifikaci konstrukcí, u nichž pravděpodobně dojde k plastickému mechanismu po ztrátě prutu. Ve druhém kroku byly provedeny numerické simulace takto identifikovaných kritických konstrukcí, které zahrnovaly pro každou typologii čtyř nebo osmi podlažní konstrukce s tradičními i FREEDAM styčníky. Výsledkem šetření jsou tyto závěry

- Robustnost ohybově tuhých prutových soustav (MRF) s tradičními styčníky navrženými tak, aby odolávaly seismickému působení, byla posouzena pomocí nelineární statické analýzy pro scénář ztráty sloupu. Výsledek numerického zkoumání ukazuje, že všechny takto navržené soustavy MRF vykazují dostatečnou úroveň robustnosti, aby přežily ztrátu sloupu.

- Soustavy MRF s původně navrženými zařízeními FREEDAM nejsou dostatečně robustní, aby odolaly scénáři ztráty sloupu. Nedostatečná zbytková únosnost je způsobena křehkým způsobem porušení, který je v zařízeních vyvolán porušením šroubů ve smyku. Ve studii bylo nalezeno vhodné a ekonomicky efektivní řešení, jak tento problém překonat. Navrhovaná úprava spočívá v nahrazení dvou oválných otvorů s pro šrouby v třecím zařízení čtyřmi kratšími oválnými otvory tak, aby se na konci prokluzu aktivovaly ve smyku všechny čtyři šrouby místo dvou. Numerická šetření ověřila účinnost jednoduchého opatření. Robustnost soustav MRF s modifikovanými zařízeními se zvýšila do té míry, že konstrukce přenesly předpokládanou ztrátu sloupu s omezenými plastickými deformacemi.

- Soustavy CBF s tradičními styčníky, nezávisle na typologii, byly schopny přenést scénář ztráty sloupu a měly zbytkovou pevnost a tažnost. Toho je dosaženo plastickým zapojením konců nosníků a výztuhami soustav D-CBF.

- Všechny Soustavy CBF s přípoji FREEDAM byly schopny přenést scénář ztráty sloupu aktivací prokluzu na úrovni přípoje nosníku se sloupem a výztuhy. Ostatní prvky konstrukce zůstaly v pružném stavu. Pokud jde o zbytkovou pevnost a tažnost těchto soustav, silně závisí na konfiguraci oválných otvorů tlumiče. Pokud jsou čtyři šrouby po prokluzu zaaretovány ve smyku pomocí čtyř oválných otvorů, je únosnost a tažnost těchto konstrukcí velmi podobná jako u konstrukcí s tradičními styčníky.

10.4 LITERATURA

[1] Eurocode 3, Design of steel structures. Part 1.1: General rules and rules for buildings, 2002.

[2] CEN, EN 1990, Eurocode 0: Basis of structural design., CEN, Brussels., 2005

[3] R. Montuori, E. Nastri, V. Piluso, Advances in theory of plastic mechanism control: closed form solution for MR-Frames, Earthq. Eng. Struct. Dyn. 44 (2015) 1035–54

[4] Eurocode 1, Actions on structures - Part 1-7: Accidental actions. Brussels, Belgium, 2006

[5] FINELG user's manual, "Nonlinear finite element analysis program", 2019 Edition

[6] CEN. Eurocode 3: "Design of steel structures — Part 1-14: Design assisted by finite element analysis", prEN 1993-1-14, 2021

[7] Eurocode 3, Design of steel structures. Part 1.8: Design of joints, Brussels, Belgium, 2010

[8] M. D'Antimo, "Impact characterization of innovative seismically designed connections for robustness application", PhD Thesis, 2020

[9] A.F. Santos, A. Santiago, M. Latour, G. Rizzano, L. Simões da Silva, Response of friction joints under different velocity rates, J. Constr. Steel Res. 168 (2020).

ECCS
CECM
E K S

EUROPEAN CONVENTION FOR CONSTRUCTIONAL STEELWORK
CONVENTION EUROPÉENNE DE LA CONSTRUCTION MÉTALLIQUE
EUROPÄISCHE KONVENTION FÜR STAHLBAU

publications@steelconstruct.com | www.steelconstruct.com