

## **FREEDAM-PLUS**

# Podklady pro styčníky FREE from DAMage

Číslo grantové smlouvy: 800321-2020

Návrh ocelových konstrukcí se styčníky FREE from DAMage

## **INFORMACE**

Část I: Základní informace

<u>Autoři</u>

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



## OBSAH

OBSAH	II
KAPITOLA 1	3
1.1 ÚVOD	3
1.2 TRADIČNÍCH STYČNÍKY	7
1.3 STYČNÍKY S TLUMIČI	11
1.3.1 S hysterezními tlumiči	
1.3.2 Se ztužidly zajištěnými proti vybočení	14
1.3.3 S třecími tlumiči	
1.4 SAMOCENTROVACÍ STYČNÍKY	23
1.5 SEZNAM LITERATURY	24
KAPITOLA 2	29
2.1 ÚVOD	29
2.1.1 Systémy s třecími tlumiči	
2.2 MATERIÁLY	
2.2.1 Základy teorie tření	
2.2.2 Materiály pro třecí povrchy v projektu FREEDAM	
2.3 CHOVÁNÍ PŘI CYKLICKÉM NAMÁHÁNÍ	
2.3.1 Zkoušky	
2.3.2 Zkoušky při malých rychlostech	
2.3.3 Zkoušky při velkých rychlostech	
2.3.4 Výsledky zkoušek	41
2.4 ZTRÁTA PŘEDPĚTÍ	54
2.4.1 Úvod	
2.4.2 Krátkodobá ztráta předpětí	
2.4.3 Střednědobá ztráta předpětí	59
2.4.4 Dlouhodobá ztráta předpětí	60
2.5 NÁVRH A POKROČILÉ MODELOVÁNÍ TŘECÍCH TLUMIČŮ	62
2.5.1 Návrhové hodnoty součinitele tření a regresní analýza	
2.6 LITERATURA	65
KAPITOLA 3	68
3.1 ÚVOD	68
3.2 JEDNOSTRANNÉ STYČNÍKY	69
3.2.1 Vzorky a experimentální program	69
3.2.2 Výsledky zkoušek	74
3.3 OBOUSTRANNÉ STYČNÍKY	80
3.3.1 Vzorky a experimentální program	80
3.3.2 Výsledky	83
3.4 ZÁVĚREM	86
3.5 LITERATURA	88
KAPITOLA 4	91

4.1	ÚV	OD	
4.2	MO	DELOVÁNÍ TLUMIČŮ KONEČNÝCH PRVKŮ	
4.	.2.1	Předpoklady	
4.	.2.2	Validace a shrnutí výsledků	
4.3	MO	DELOVÁNÍ STYČNÍKŮ METODOU KONEČNÝCH PRVKŮ	
4.	3.1	Validace a shrnutí výsledků pro vnější styčníky	
4.	3.2	Validace a shrnutí výsledků pro vnitřní styčníky	
4.4	SHI	RNUTÍ NOVÝCH POZNATKŮ PRO NAVRHOVÁNÍ	
4.	4.1	Smyková síla ve styčnících s L a T průřezem	
4.	.4.2	Vliv předpínací síly ve šroubech	
4.	4.3	Vliv koeficientu tření	
4.5	LIT	ERATURA	114
KAPIT	OLA	5	
5.1	ÚV	OD	
5.2	TLU	JMIČE FREEDAM PRO ZATÍŽENÍ NÁRAZEM	
5.	.2.1	Experimentální program	
5.	.2.2	Popis zkoušky	140
5.	.2.3	Výsledky zkoušek	141
5.	.2.4	Modelování zkoušek	143
5.3	PŘÍ	POJE FREEDAM PŘI ZATÍŽENÍ NÁRAZEM	
5.	3.1	Vzorky	145
5.	3.2	Oboustranný styčník	146
5.	3.3	Studie symetrických styčníků	149
5.4	SHR	RNUTÍ PRO NÁVRH	
5.5	LIT	ERATURA	
KAPIT	OLA	6	
6.1	ÚV	OD	
6.2	ZK	UŠEBNÍ BUDOVA	
6.3	PSE	EUDODYNAMICKÁ ZKOUŠKA SE STYČNÍKY RBS	
6.	3.1	$Imperial \ Valley \ (agR = 1.10g) \dots$	
6.	.3.2	Spitak (agR = 0.80g)	
6.	3.3	Umělý akcelerogram (ag $R = 0.50$ g)	
6.	3.4	Santa Barbara ( $agR = 0.80g$ )	169
6.	3.5	$Coalinga \ (agR = 0.80g) \dots$	169
6.4	PSE	EUDO-DYNAMICKÁ ZKUŠKA SE STYČNÍKY FREEDAM	
6.	.4.1	$Imperial \ Valley \ (agR = 1.10g) \dots$	
6.	.4.2	$Spitak (agR = 0.80g) \dots$	
6.	4.3	Umělý akcelerogram (ag $R = 0.50$ g)	
6.	4.4	Santa Barbara ( $agR = 0.80g$ )	
6.	.4.5	$Coalinga (agR = 0.80g) \dots$	
6.5	NU	MERICKÁ ANALÝZA SEIZMICKÉ ODEZVY	
6.	5.1	Konstrukce se styčníky RBS	
6.	5.2	Konstrukce se styčníky FREEDAM	

6.6	POROVNÁNÍ SEISMICKÉHO CHOVÁNÍ	.188
6.7	LITERATURA	.192

### 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
$A_{ m bolt}$	Bolts' area	Plocha šroubu
$d_b$	Bolt diameter	Průměr šroubu
$d_{\mathrm{i}}$	Displacement during the test	Posunutí během zkoušky
$d_{ m total}$	Cumulative displacement	Kumulativní posunutí
$f_y$	Yield stress	Mez kluzu
$f_u$	Ultimate stress	Mez pevnosti
$f_{ m ub}$	Ultimate bolt stress	Mez pevnosti šroubů
$F_{\rm slip,i}$	Slip force during the test	Síla na mezi prokluzu během zkoušky
F <sub>preload</sub>	Preloading force	Předpínací síla
k	Tightening factor	Součinitel utažení
$n_{ m bolts}$	Bolts' number	Počet šroubů
n <sub>surfaces</sub>	Number of friction surfaces	Počet třecích ploch
$N_0$	Initial bolts' preloading	Počáteční předepnutí šroubů
$N_{\rm cell}$	Preload read from the donut load cells	Předběžné hodnoty ze snímačů
$\mu_{ ext{effective}}$	Effective friction coefficient	Efektivní součinitel tření
$\mu_{ m actual}$	Actual friction coefficient	Skutečný součinitel tření
$\sigma_0$	Superficial hardness of the softest material	Povrchová tvrdost nejměkčího materiálu

## **KAPITOLA 1**

### STYČNÍKY PRO SEISMICKY ODOLNÉ PRUTOVÉ KONSTRUKCE: STRUČNÝ PŘEHLED

### 1.1 ÚVOD

Současný experimentální výzkum v oblasti styčníků nosníku na sloup seizmicky odolných ocelových konstrukcí je stále více zaměřen na chytrá řešení styčníků se snahou co nejvíce omezit poškození konstrukce, které by mohlo vzniknout při ničivých seismických událostech. Proto se výzkumné týmy zaměřují na styčníky nosníku na sloup se seismickými tlumiči. Seismické tlumiče zajišťují disipaci energie při zemětřesení, a proto prakticky nahrazují disipativní zóny tradičně používaných ohybově tuhých prutových soustav, tj. koncové oblasti nosníku, kde se obvykle očekává rozvoj plastických kloubů. Seismické tlumiče se používají v různých typologiích: hysterezní tlumiče, ztužidla zajištěná proti vybočení, olověné protlačovací tlumiče, tlumiče z kovů s tvarovou pamětí, viskózní tlumiče, třecí tlumiče. Tyto tlumiče zajistí široké a stabilní hysterezní chování a lze je také snadno nahradit, pokud jsou během zemětřesení poškozeny. Proto jsou styčníky nosníku na sloup se seizmickými tlumiči označovány jako chytré.

Množství trvalých deformací významně ovlivňuje možnou opravu konstrukcí po silných zemětřeseních. Výzkum v oblasti chytrých styčníků souvisí s možným použitím samocentrování, čímž se 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.

Je dobře známo, že různé návrhové metodiky seizmicky odolných konstrukcí mohou být formulovány s ohledem na energetickou rovnováhu. Podle tradiční návrhové metodiky pro stavební konstrukce 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 malé a velmi malé seismicity, jejíž doba návratu je přibližně 500 let a více, je většina vstupní energie zemětřesení disipována hysterezí, což však vede k závažným plastickým přetvořením a souvisejícímu poškození konstrukce. Přestože je poškození konstrukce přípustné, nesmí dojít ke kolapsu konstrukce a musí být zajištěna ochrana lidských životů. Konstrukce proto musí vykazovat dostatečnou tažnost a disipaci energie.

V souladu s výše uvedeným má být prokázáno u ohybově tuhých prutových soustav (MRF), že nosný systém má dostatečnou příčnou odolnost a tuhost, aby zůstala v pružném rozsahu při častých a příležitostných seismických událostech. Zejména je nutná dostatečná příčná tuhost ke snížení poškození nenosných částí, což je základním požadavkem pro posouzení v mezním stavu použitelnosti. Naopak v případě ničivých zemětřesení musí být ohybově tuhé prutové soustavy (MRF) navrženy tak, aby se disipovala vstupní energie zemětřesení na koncích nosníků, kde jsou

vytvořeny plastické mechanizmy. Za tímto účelem je doporučeno, aby styčníky nosníku na sloup byly navrženy s dostatečně zvýšenou pevností [5-7] vzhledem k připojeným nosníkům, což zohledňuje možnou materiálovou variabilitu [6] a zpevnění materiálu. Ve styčníku je tak zajištěna mezní ohybová únosnost plastického mechanismu [7]. Za účelem rozvoje plasticity co největšího počtu disipativních zón pomocí kontroly módu porušení vyžadují stávající normy, jako je Eurokód 8, použití hierarchie, aby plastifikace byla soustředěna na koncích nosníků spíše než na koncích sloupů. V praxi široce používána návrhová metodologie založená na posloupnosti slabý nosník – silný přípoj – silný sloup [1–4] poskytuje některé výhody, jako je vývoj stabilní hysterezní křivky disipativních zón a prevence vzniku mechanismu málo tuhých podlaží, kterému má být zabráněno z důvodu jeho neschopnosti disipovat energii. Na druhou stranu však tradiční návrhový přístup přináší také řadu nevýhod [8–10].

S ohledem na závažné zemětřesení je hlavní nevýhodou tradičního návrhového přístupu přístup samotný. Přestože je poškození konstrukce nezbytné k disipaci vstupní energie zemětřesení, je takové poškození konstrukce hlavním zdrojem přímých a nepřímých finančních ztrát, které jsou v případě industriálně vyspělých zemí nákladnější. Svědčí o tom výše finančních ztrát, ke kterým došlo během nedávných zemětřesení.

Další nevýhodou styčníků nosníku na sloup s plnou únosností se zvýšenou pevností odpovídající normovým postupům, která je specifická pro případ ocelových ohybově tuhých prutových soustav MRF, je malá efektivita z hlediska nákladů a snižuje konkurenceschopnost v porovnání s konstrukčními řešeními, které využívají jiné materiály, například železobeton. Pro zajištění požadovaných vlastností styčníku je zapotřebí jeho značné předimenzování, které vede k použití příložek na stojině a pásnici, výztuh nebo náběhů.

Aby se omezila hlavní nevýhoda klasické návrhové metody, tj. poškození konstrukce, bylo v posledních desetiletích navrženo několik metodik. Metodikou vhodnou pro ocelové konstrukce je zejména takzvaná metoda disipace doplňkové energie nebo pasivní regulace [11–15], kde je vstupní energie zemětřesení disipována viskózním nebo hysterezním tlumením pomocí pohlcovačů energie umístěných mezi dvěma body konstrukce, kde se očekávají vysoké relativní posuny nebo zrychlení [12]. Ve výzkumných projektech zaměřených na snížení příčných posunů v mezním stavu použitelnosti a na snížení poškození konstrukce při splnění požadavků mezního stavu únosnosti bylo mezi různými návrhovými metodami v rámci pasivních systémů navrženo také použití třecích tlumičů.

Třecí tlumiče představují vysoký potenciál při nízkých nákladech a snadno se instalují a udržují. Proto bylo nedávno experimentálně testováno několik zařízení pro tlumení tření [16-18] a některá z nich byla použita v budovách po celém světě. Nejpoužívanější systém spočívá v použití ztužení v kombinaci s třecími tlumiči [16, 19, 20]. V několika vědeckých studiích, které se věnovaly těmto konstrukčním systémům, jsou navrženy postupy pro optimalizaci síly v prokluzu ztužujícího systému.

S ohledem na nevýhody vyplývající z potřeby navrhovat styčníky nosníku na sloup s navýšenou pevností vzhledem k připojeným nosníkům, byl navržen alternativní přístup k posloupnosti "slabý nosník" - "silný styčník" - "silný sloup". Alternativní přístup "silný sloup" - "slabý styčník" - "silný nosník" je možné použít, protože Eurokód 8 umožnil použití styčníků s částečnou únosností za předpokladu, že jsou schopny zajistit dostatečnou rotační kapacitu (obvykle 0,035 rad pro oblasti s vysokou seismicitou), která je ověřována experimentálně.

Návrhový přístup, který zahrnuje styčníky s částečnou únosností, umožňuje přenos ohybového momentu na sloup v takové míře, aby bylo zabráněno předimenzování vyplývajícímu z použití kritéria hierarchie styčníků nosníku na sloup, a to i v případě velkých průřezů nosníků, které jsou použity pro velká rozpětí nebo gravitační zatížení. Navíc lze konstrukční detaily styčníku nosníku na sloup výrazně zjednodušit a snížit celkové náklady konstrukčního schématu, které vychází z požadavků na styčníky navržených se zvýšenou pevností.

Rostoucí zájem vědecké komunity o návrh disipativních rámů se styčníky s částečnou únosností [5, 21-27] v ohybově tuhých prutových soustavách se odráží také v poslední verzi Eurokódu 8. Použití této metody je v praxi významně omezeno, protože disipativní kapacita styčníků se musí prokázat experimentálně, a to je mimo možnosti stavebních inženýrů. Na jedné straně vede použití styčníků s částečnou únosností k ekonomičtějšímu návrhu, na druhé straně může přinést také některé nevýhody, jako je snížení příčné tuhosti rámu a možnost disipace energie na konci nosníku.

Na základě výše shrnutých nevýhod návrhových metod, je mnoho výzkumných projektů zaměřeno na přípravu koncepce a návrhu "chytrých styčníků", které jsou schopny soustředit disipaci vstupní energie zemětřesení ve speciálně navržených tlumicích zařízeních, která jsou chytře umístěna v komponentech samotného styčníku. Cílem je návrh styčníku schopného odolat téměř bez jakýchkoli škod 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 a je založena na použití tlumicích zařízení v nové perspektivě. Zatímco dřívější metody byly obvykle založeny na schopnosti primární konstrukce disipovat energii pocházející z tlumicích zařízení, naopak nová návrhová metoda, kterou lze nazvat "Substituční metoda", je založena na použití tlumičů koncipovaných tak, aby nahradily tradiční disipativní zóny v ohybově tuhých prutových soustavách, tj. konce nosníků.

Z technologického hlediska se inovace týká koncepce styčníků nosníku na sloup, které jsou vybaveny tlumiči. Tyto tlumiče mohou být umístěny buď na úrovní spodní pásnice, nebo na úrovních obou pásnic, a navíc mohou mít různou typologii: viskózní tlumiče, olověné protlačovací tlumiče, hysterezní tlumiče, třecí tlumiče, tlumiče z kovů s tvarovou pamětí, ztužidla zajištěná proti vybočení.



Obrázek 1.1: Porovnání různých návrhových metod

Aby bylo možné dobře objasnit rozdíly mezi různými návrhovými metodami, vzhledem k tradičnímu seismickému návrhu nebo k metodě disipace náhradní energie, jsou na obrázku 1.1 zobrazena schémata, kde je navrženo použití třecích tlumičů [10]. Zejména 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 (9 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 9 a v důsledku toho menší poškození konstrukce, ke kterému dochází na koncích nosníku. Naopak substituční metoda (obrázek 1.1c) umožňuje zabránit poškození konstrukce, protože všechny disipativní zóny jsou nahrazeny styčníky s třecími tlumiči. Očekávaný mezipodlažní posun se při srovnání s tradičními konstrukcemi nesnižuje, obrázek 1.1a, ale vede k velmi omezenému poškození konstrukce některých komponent přípoje, protože natočení styčníku je zajištěno správnou kalibrací zdvihu třecích tlumičů, obrázek 1.1c. Maximální povolené natočení je prakticky dáno poměrem mezi zdvihem tlumiče a ramenem vnitřních sil, tj. vzdáleností od středu tlaku.

Je však nutné poznamenat, že relativní posunutí mezi konci třecího tlumiče ( $\delta = \vartheta d_b$ , kde  $d_b$  je výška nosníku) je podstatně menší než to ( $\delta = \vartheta h$ , přičemž *h* je výška patra), ke kterému dochází,

když je použita metoda disipace náhradní energie, obrázek 1.1b. To je hlavní důvod, proč se očekává, že případy a) a c) mají podobné požadavky na posun. Kombinací substituční metody s metodou disipace náhradní energie je dosaženo dalšího zlepšení chování konstrukce při zemětřesení. Tato kombinovaná metoda, obrázek 1.1d, vede jak ke snížení požadavků na posun očekávaný v případě ničivých zemětřesení, tak k prevenci významného poškození styčníků. Je zřejmé, že snížení mezipodlažního posunu je také důležitým přínosem pro snížení poškození stavebních nekonstrukčních prvků.

Použití styčníku nosníku na sloup s tlumiči je účinným nástrojem ke snížení poškození konstrukčních částí pomocí disipace energie směrem ke specificky navrženým komponentám, které lze v případě potřeby po jednom nebo více zemětřeseních nahradit. Nicméně zde zůstává velká nevýhoda tradičních návrhových postupů. Jak v případě tradičních styčníků, tak v případě styčníků se seizmickými tlumiči, je konstrukce po ničivých zemětřeseních vystavena trvalým deformacím, které vedou ke ztrátě svislosti konstrukce, jejíž míra ovlivňuje možnost efektivně opravit budovu. Z tohoto důvodu je výzkum věnován také možnosti použití centrovacích zařízení ve styčnících, která jsou často tvořena předpínacími systémy.

Následující kapitoly poskytují stručný přehled o styčnících se seizmickými tlumiči různých typologií. Stručně jsou představeny hlavní výsledky z dostupné odborné literatury a výzkumných projektů a je navržena klasifikace. Je popsána stručné shrnutí styčníků s centrovacími systémy.

Aktuálnost výzkumu těchto témat dokazuje, že budoucnost ocelových konstrukcí může být skutečně zářivá díky rozmanitosti konstrukčních řešení a velkým výhodám, které technologie ocelových konstrukcí poskytují ve srovnání s železobetonovými konstrukcemi, v případech, kdy je řešena bezpečnost při zemětřesení. Je odpovědností ocelářského průmyslu, aby účinně podporoval používání oceli v zemích náchylných k zemětřesení. Inženýři a investoři si mají uvědomit potenciál oceli při snižování přímých a nepřímých ztrát, k nimž obvykle dochází po ničivých seismických událostech.

### 1.2 TRADIČNÍCH STYČNÍKY

Přehled o chování tradičních styčníků nosníku na sloup je uveden v analýze výsledků uvedených v [25], kde jsou popsány výsledky experimentálního programu, který se zabýval šroubovanými styčníky nosníku na sloup při cyklickém zatížení. V článku jsou navrženy a testovány různé styčníky tvořené 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. Tento přístup byl přijat jako návrhový pro kritéria hierarchie komponent. Kromě toho byla nastíněna možnost rozšíření metody komponent o předpověď cyklického chování styčníků nosníku na sloup. Získané výsledky svědčí o tom, že metoda komponent může být silným nástrojem také 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 panelem sloupu ve smyku v plastickém stavu.



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 Tprofilu, 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 tloušť ce 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 plastizovaných 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 plastické chování 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:

$$P_{y} = \min\left\{n\frac{f_{y}tB^{2}}{2H'}; n\frac{2f_{y}tB}{3\sqrt{3}}\right\}$$
(1.1)

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

$$P_{u} = \min\left\{n\frac{f_{u}tB^{2}}{2H'}; n\frac{2f_{u}tB}{3\sqrt{3}}\right\}$$
 kde  $H' = H + 2\frac{r^{2}}{H_{T}}$  (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:

$$\delta_{y} = \frac{1.5P_{y}H_{T}}{n E tB} \left[ \left(\frac{H'}{B}\right)^{2} + 2.6 \right]$$
(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,:

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

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

$$\mathbf{M}_{\mathrm{b.Cd}} \le \mathbf{M}_{\mathrm{b.Rd}} \tag{1.5}$$

kde *M*<sub>b.Rd</sub> 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.



SECTION A-A

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:

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

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

$$Q_{bp} = \frac{2N_{y}\cos\alpha}{2l_{b} - d_{c}} \left[ d_{b} + tg\alpha \left( 2\xi l_{b} - d_{c} \right) \right]$$
(1.7)



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

S přihlédnutím ke vztahu:

$$tg\alpha = \frac{\zeta l_{c} - \frac{d_{b}}{2}}{\xi l_{b} - \frac{d_{c}}{2}}$$
(1.8)

Smyková síla v jádru ztužidla je:

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

$$M_{b.Cd} = Q_{bp} (1 - \xi) l_{b} = \frac{4\zeta l_{c}}{2l_{b} - d_{c}} N_{y} \cos\alpha (1 - \xi) l_{b}$$
(1.10)

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

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

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

$$A_{core} \leq \frac{1}{f_{y}} \frac{M_{b.Rd} \left(1 - \frac{d_{c}}{2l_{b}}\right)}{2\zeta l_{c} (1 - \xi) \cos \alpha}$$
(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  $N = N_v$ .



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:



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:

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

kde  $n_b$  je počet šroubů,  $n_s$ počet třecích ploch,  $\mu$  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:

$$M = \frac{Vl}{2} = \frac{\mu Nl}{2}$$
(1.15)

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

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

Návrhová únosnost dříku šroubu je dána vztahem:

$$V_{\text{bolt.Rd}} \cong 0.62 f_{\text{ub}} 0.56 d_b^2$$
 (1.17)

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

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

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

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

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 SEZNAM LITERATURY**

- 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

# **KAPITOLA 2**

### 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 avodorovná 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 sily. 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  $\tau \rho (\beta \omega - třít)$  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,  $\sigma_0$  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:

$$F = F_A + F_P = \frac{N}{\sigma_0}s + nrh\sigma_0$$
(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  $\mu$  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  $\sigma_0$  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  $\mu$  pomocí funkce kontaktního tlaku *P* a modulu pružnosti materiálu *E*. Některé z nich jsou:

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

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

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

kde hodnota K se určí experimentálně;

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

kde  $\mu_{\infty}$  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  $\sigma_0$  [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



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  $\pm$  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  $\pm$  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<sub>slip,i</sub> a posunutí d<sub>i</sub> ze snímače zatížení a LVDT;
- Efektivní (nebo návrhová) hodnota součinitele tření  $\mu_{\text{effective}}$  a posunutí  $d_{\text{total}}$ . 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  $\mu_{actual}$  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



#### 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 Ml



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.



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 Ml



Obrázek 2.39 - Poškození podložek vzorek Ml

#### 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].



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 vzorek M6.





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



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 2.56 - Vložky vzorek M1 s 6DS

Displacement [mm]

-500

.30

-20

Obrázek 2.57 - Vložky vzorek M1 s 9DS

Displacement [mm]

20

30

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).

20

-500

30

-20

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 2.59 - Efektivní degradace tlumení s různými konfiguracemi podložek

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 Ml



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.



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  $\mu_s$  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 Ml





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 ramáhání. 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



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).



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.



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.

		ST-FW-EXLOAD- TEST1-2									
				Vuontil	Vuontil	Ztr	áta za 50	let			
Čas	μ [%]	σ [%]	CV	Kvanun 5% [kN]	95% [kN]	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 2.1: Soustava krátkodobé relaxace FW

Tabulka 2.2: Soustava krátkodobé relaxace BW

			ST-BW-EXLOAD-							
Čas	μ [%]	-	CV	Kvantil 5% [kN]	Kvantil 95% [kN]	Ztr	áta za 50	TEST 1		
		[%]				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-EXLOAD-											
				Kvantil 5% [kN]	Kvantil	Ztr	·áta za 50	TEST 1					
Čas [%	μ [%]	[%]	CV		95%	Kvantil	μ	Kvantil	Ztráta	Ztráta za			
	. ,				[kN]	5%	[%]	95%	[%]	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%			

	ST-3DSps TEST 1-4												
				Kvantil 5% [kN]	Kvantil 95% [kN]	Ztr	áta za 50						
Čas	μ [%]	σ [%]	CV			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%			

Tabulka 2.4: Soustava krátkodobé relaxace 3DSps

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 #).





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 #).

	MT-FW		MT-FW- EXLOAD		MT-BW		MT-BW- EXLOAD		MT-3DS		MT-3DS- EXLOAD		MT-3DSPs		MT-3DSps- EXLOAD	
Čas	Ztrát a [%]	50 l. Ztrát a [%]	Ztrát a [%]	50 l. Ztrát a [%]	Ztrát a [%]	50 l. Ztrá ta [%]	Ztrá ta [%]	50 l. Ztrá ta [%]	Ztrá ta [%]	50 l. Ztráta [%]	Ztrá ta [%]	50 l. Ztrá ta [%]	Ztrát a [%]	50 l. Ztrá ta [%]	Ztrá ta [%]	50 l. Ztrát a [%]
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	10.8	15.97

Tabulka 2.5: Souhrn zkoušek v polovině období

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:

$\mu_{eff} = A_0 \delta_t^2 + B_0 \delta_t + C_0$	pro $\delta_t < k$
$\mu_{eff} = A_1 \delta_t^2 + B_1 \delta_t + C_1$	pro $k < \delta_t < 400 \text{ mm}$
$\mu_{eff} = A_2 \delta_t^2 + B_2 \delta_t + C_2$	pro 400 < $\delta_t$ < 1500 mm
$\mu_{eff} = A_3 {\delta_t}^2 + B_3 \delta_t + C_3$	pro 1500 < $\delta_t$ < 4000 mm

		<u>Vzorek M1</u>			<u>Vzorek M4</u>			<u>Vzorek M</u>	<u>6</u>
	Kvantil 5%	Průměr	Kvantil 95%	Kvantil 5%	Průměr	Kvantil 95%	Kvantil 5%	Průměr	Kvantil 95%
A <sub>0</sub>	0	0	0	$6.35 \cdot 10^{-5}$	$7.34 \cdot 10^{-5}$	7.934 · 10 <sup>−5</sup>	$1.2 \cdot 10^{-4}$	9.83 · 10 <sup>−5</sup>	$8 \cdot 10^{-5}$
B <sub>0</sub>	-7.2 · 10 <sup>-3</sup>	$7.6 \cdot 10^{-3}$	7.9 ∙ 10 <sup>-3</sup>	-6.35 · 10 <sup>-3</sup>	$-7.34 \cdot 10^{-3}$	−7.934 · 10 <sup>-3</sup>	$-6.7 \cdot 10^{-3}$	−6.84 · 10 <sup>-3</sup>	$-7.1 \cdot 10^{-3}$
Co	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	$-4.3 \cdot 10^{-5}$	$-2.11$ $\cdot 10^{-5}$	$-8.69 \cdot 10^{-7}$
<i>C</i> <sub>1</sub>	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
<i>B</i> <sub>2</sub>	-1.1 $\cdot 10^{-4}$	-1.6 $\cdot 10^{-4}$	$-1.1$ $\cdot 10^{-4}$	-1.233 · 10 <sup>-4</sup>	$-9.096$ $\cdot 10^{-5}$	-7.37 · 10 <sup>-5</sup>	-3.63 · 10 <sup>-5</sup>	$-3.01$ $\cdot 10^{-5}$	$-2.39 \cdot 10^{-5}$
<i>C</i> <sub>2</sub>	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
<i>B</i> <sub>3</sub>	$-4 \cdot 10^{-5}$	$-3 \cdot 10^{-5}$	$-5 \cdot 10^{-5}$	-5.32 $\cdot 10^{-5}$	$-4.41 \cdot 10^{-5}$	-3.09 · 10 <sup>-5</sup>	0	0	0
<i>C</i> <sub>3</sub>	0.45	0.44	0.54	0.474	0.545	0.604	0.43	0.463	0.496
k		25			50			50	

Tabulka 2.6: Výsledky regresní analýzy

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.

	Materi	al vzorek M	1		Materi	al vzorek M	4		Materi	al vzorek M	6
TĿ	EST č.°	μ0,effective	<b>µ</b> 0,actual	TI	E <b>ST č.</b> °	μ0,effective	<b>µ</b> 0,actual	TŁ	EST č.°	<b>µ</b> 0,effective	<b>µ</b> 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
M	<i>IEAN</i>	0.71	0.73	N	<i>IEAN</i>	0.76	0.79	N	<i>IEAN</i>	0.60	0.61
D	EV ST	0.06	0.061	D	EV ST	0.04	0.041	D	EV ST	0.05	0.047
	CV	0.08	0.084		CV	0.05	0.052		CV	0.08	0.077
Kva	ntil 5%	til 5% 0.62 0.61 Kvantil 5% 0.69 0.72 Kvantil 5%		ntil 5%	0.52	0.52					
Kvar	ntil 95%	0.81	0.85	Kvai	ntil 95%	0.84	0.87	Kvai	ntil 95%	0.68	0.70

Tabulka 2.7: Statistická změna součinitele statického tření

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.

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	

Tabulka 2.8: Návrhové hodnoty součinitelů tření % kvantily

### 2.6 LITERATURA

- 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.
- 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 seismicresisting 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. 13<sup>th</sup> 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.I 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.

## **KAPITOLA 3**

### 2.7 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.

### 2.8 JEDNOSTRANNÉ STYČNÍKY

### 2.8.1 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.



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.



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.

v[mm/s]	step	θ [rad]	# cycles	δ [mm]
0.5	1	0.00375	6	5.835
0.3	2	0.0050	6	7.780
1	3	0.0075	6	11.67
1	4	0.010	4	15.56
	5	0.015	2	23.34
2	6	0.020	2	31.12
	7	0.030	2	46.68
4	8	0.040	2	62.24
4	9	0.050	2	77.80

Tabulka 3.1: Historie posunutí

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.





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

b)

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.

### 2.8.2 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.

	FJ-CYC01	FJ-CYC02	FJ-CYC03	FJ-CYC04
	+185.45	+145.73	+697.48	+556.97
	-210.41	-227.80	-863.04	-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

Tabulka 3.2 - Porovnání experimentálních a návrhových hodnot třecích momentů

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 sily 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.

## 2.9 OBOUSTRANNÉ STYČNÍKY

## 2.9.1 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].







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  $\delta$  a ramene sloupu  $L_c$ , na obrázcích 3.17 a 3.18.



Obrázek 3.18 - Schéma pro výpočet reakcí

(3.1)

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

#### 2.9.2 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.





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.



b. IN450\_CYC-2\_M4 (HE500B/ IPE450, svislé vložky) Obrázek 3.21 - Závislost natočení na momentu, vzorky s nosníkem IPE 450



Obrázek 3.22 - Deformace vzorků s T profily a úhelníky



Obrázek 3.23 - Deformace vzorků s profily T a úhelníky



Obrázek 3.24 - Síly ve šroubech

## 2.10ZÁVĚREM

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.

### 2.11LITERATURA

- [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-tocolumn 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.

# **KAPITOLA 4**

## MODELOVÁNÍ METODOU KONEČNÝCH PRVKŮ

## 2.12ÚVOD

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.

## 2.13MODELOVÁNÍ TLUMIČŮ KONEČNÝCH PRVKŮ

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.

## 2.13.1 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



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 "sliprate-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).





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<sup>+8</sup> mJ/ton/°C, předpokládaná teplotní roztažnost  $\alpha_L$  na 1.26E<sup>-5</sup> 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 křivky4.1:Porovnání implicitní a explicitní analýzy

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

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).

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

Tabulka 4.2: Označení vzorků s pružinami

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].

### 2.13.2 Validace a shrnutí výsledků

### 2.13.2.1 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.







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

### 2.13.2.2 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.







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

### 2.13.2.3 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:

$$F_{f} = \mu(F_{pre}) \cdot F_{pre} \approx \int_{A} \mu(P) \cdot P \cdot dA \approx \sum_{i} \mu(P_{i}) \cdot P_{i} \cdot A_{i} \approx \mu(F_{N}) \cdot F_{N}$$
(4.1)

kde:

 $F_{\rm f}$  je třecí síla měřená během experimentu

*F*<sub>pre</sub> normálová síla měřená během experimentu (předpětí)

*F*<sub>N</sub> normálová síla z modelu MKP

P kontaktní tlak z modelu MKP

- A kontaktní plocha z modelu MKP
- $\mu(F_{\rm pre})$  součinitel tření z experimentu
- $\mu(F_N)$  součinitel tření z porovnání modelu MKP s experimentem



Obrázek 4.9 zobrazuje, *Obrázek 4.35 – Kontaktní plocha a kontaktní tlak* 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.





Experimenty Obrázek 4.37 – Kontaktní tlak pro různé utahovací momenty šroubů 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.

## 2.14MODELOVÁNÍ 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.

Součinitel tření	5% Percentil	95% Percentil
	$\mu_{5\%}$	µ95%
Statický	0.69	0.84
Dynamický	0.53	0.65

Tabulka 4.3: Součinitel tření

Protože se ve svařovaných součástech neočekávají žádné plastické deformace, byla ke zjednodušení modelování svarů s plným provařením použita vazba "tie" 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 %.

### 2.14.1 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.



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.





Obrázek 4.42 – Ekvivalentní plastické přetvoření ve šroubech tlumiče

### 2.14.2 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

# 2.15SHRNUTÍ NOVÝCH POZNATKŮ PRO NAVRHOVÁNÍ

### 2.15.1 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.



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.







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.





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

#### 2.15.2 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.

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

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

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

Kde Γ<sup>(+)</sup> a Γ<sup>(-)</sup> 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

	$M^{(+)}$	$M^{(-)}$	$\Gamma^{(+)}$	Γ(-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
Predpinaci sila	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
N <sub>b</sub>	453	602	-	-	25%
0.5N <sub>b</sub>	230	298	51%	50%	23%
1.5N <sub>b</sub>	690	902	152%	150%	24%

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

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

Džadnímací síla	$M^{(+)}$	$M^{(-)}$	$\Gamma^{(+)}$	Γ(-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
Predpinaci sha	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
N <sub>b</sub>	484	564	-	-	14%
0.5Nb	250	290	52%	51%	14%
1.5N <sub>b</sub>	714	838	148%	149%	15%

#### 2.15.3 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  $\mu$ , a to 5 % percentil  $\mu_{5\%}$ , průměrná hodnota  $\mu_{avg}$  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  $\mu_{avg}$  a  $\mu_{95\%}$  s ohledem na návrhovou hodnotu  $\mu_{5\%}$  pro zatížení záporným  $M^{(-)}$  a kladným  $M^{(+)}$  ohybovým momentem.

1 4041144 4.	.0. <i>Onybuve</i> n	nomenty mou	ciu i D 1-2 p	io ruzne nou	nory nocjiere		
Součinitel tření	$\Delta \mu$ M		$M^{(-)}$	$\Gamma^{(+)}$	Γ(-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$	
	[-]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]	
μ <sub>5%</sub>	-	446	593	-	-	25%	
$\mu_{avg}$	110%	521	670	117%	113%	22%	
μ95%	117%	535	733	120%	124%	27%	

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

Tabulka 4.7: Ohvbové moment	v modelu FD 2-2	pro různé hodnot	v koeficientu tření
		F	

Součinitel tření	$\Delta \mu$	$M^{(+)}$	<i>M</i> <sup>(-)</sup>	$\Gamma^{(+)}$	Γ(-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
	[-]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
μ5%	-	484	564	-	-	14%
$\mu_{avg}$	110%	529	627	109%	111%	16%
μ95%	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.



### 2.16LITERATURA

- 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 NÁRAZEM

# 2.17ÚVOD

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  $d_{\varepsilon}$  za jednotku času  $d_t$ , které je materiál vystaven,  $d_{\varepsilon}$ / $d_t$ . 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<sup>-1</sup>, 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].

# 2.18TLUMIČE FREEDAM PRO ZATÍŽENÍ NÁRAZEM

# 2.18.1 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



Obrázek 5.2 Zkoušené vzorky, pohled zepředu, rozměry v mm

<sup>(1)</sup> Položka	Conf.	Šroub	Předpětí	<sup>(2</sup> Zkouška
		Skup	ina A	
T3- M4/M1/M6-SI-30	а	M20	122.5 kN	4 Impacts. 20 Bar; 50 Bar; 75 Bar; 100 Bar
T4- M1/M6- FI-30	-	10.9 HV		100 Bar
T8-M4/M6/M1-St30	-			Monotonic FC: 0.2 KN/s
T10/11 –M4–St. 30	-			Monotonic DC: 0.01mm/s
		Skup	ina B	
T1 M1 SI 20				3 Impacts: 40 Bar; 60 Bar;
11-101-31-30		1400	98 kN	80 Bar
T2-M1- FI-30	b	M20 8.8.SB		80Bar
T1-M6- SI-30	-	0.0 00		3 Impacts: 20Bar;40Bar; 60Ba
T7-M1/M6-St30	а			Monotonic FC: 0.2kN/s
		Skup	ina C	
T5-M4- SI-10		1400	100 5 kN	5 Impacts: 50Bar; 80Bar; 100Bar; 120Bar; 150Bar
T5-M1/M6- SI-10	С	10.9 HV	122.0 KN	3 Impacts:50 Bar; 100 Bar; 15 Bar
T9-M1-St10	-			Monotonic <sup>(2)</sup> FC: 0.2kN/s

- - - - - -

krocích (SI), Plný Impact (FI), Statický (St.) – Pt=tloušťka vnitřního plechu [mm]) <sup>(2)</sup>FC – zatěžování kontrolované silou; DC- zatěžování kontrolované deformací

# 2.18.2 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

#### 2.18.3 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.

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

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  $\mu$ , síla na mezi kluzu  $F_y$ a pevnosti  $F_u$ , tuhost při prokluzu  $S_{ini}$  a tažnost tlumiče po prokluzu  $\delta_u$ . 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

Materiál	Šrouby	F <sub>k</sub> /ł	F <sub>k</sub> /F <sub>slip</sub>				
		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			

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

Parametr	DF		Skupina	
	-	Α	В	С
S	DFs	1.37	1.28	1.44
Fy	$DF_y$	1.08	-	1.3
Fu	$DF_u$	1.04	1.09	1.11
δ	$DF_{\delta}$	0.72	0.57	0.44

Tabulka 5.3. Hodnoty dynamických součinitelů po prokluzu

Z výsledků zkoušek lze pro chování tlumičů FREEDAM shrnout:

•při rázovém zatížení bylo pozorováno zvýšení počátečního třecího odporu  $DF_{\text{friction}}$  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 tloušť ce plechů a rychlosti zatížení stejný způsob porušení.

## 2.18.4 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 kvazistatickou 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  $DF_{\rm frict}$ , 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

# 2.19PŘÍPOJE FREEDAM PŘI ZATÍŽENÍ NÁRAZEM

# 2.19.1 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

### 2.19.2 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.



Obrázek 5.11 – Uspořádání experimentu

# Výsledky zkoušek

Závislost natočení na ohybovém momentu  $M-\emptyset$  po nárazech (Impact 1, Impact 2 a Impact 3) a kvazi-statická křivka  $M-\emptyset$  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.



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  $DF_{\text{friction}}$  mezi 1,02 a 1,14 a při zvýšení tuhosti  $DF_{\text{MRd}}$  mezi 1,1 a 1,15 a únosnosti mezi  $DF_{\text{Mu}}$  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.



Obrázek 5.17 – Výsledky studie citlivosti MKP

### 2.19.3 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.



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].

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

Tabulka 5.5. Zkoušky rázem



Obrázek 5.20 Rozložení nárazové zkoušky:  $M_1 = 211 \text{ kg}$  (b) a  $M_2 = 460 \text{ kg}$  (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 hmotoe $M_2$ . 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).

$$v_{theo,imp} = \sqrt{2gh} < v_{act,imp} \tag{0.2}$$

$$E_{theo,imp} = \frac{1}{2}mv_{theo,imp}^2 < E_{act,imp}$$
(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.

$$\text{COR} = \frac{V_{\text{reb}}}{V_{\text{theo,imp}}} \le 1$$
 (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.

Zkouška	<i>h</i> [mm]	$v_{\text{theo,imp}}$ [m/s]	v <sub>act,imp</sub> [m/s]	v <sub>reb</sub> [m/s]	V <sub>act,imp</sub> / V <sub>theo,imp</sub>	$E_{ m theo,imp}$ [J]	E <sub>act,imp</sub> [J]	COR	$\delta_{ m max}$ [mm]	$\delta_{ m perm}$ [mm]
				M1 =	= 211 kg					
ITFR01-	250	2.21	2.04	1.06	0.92	517.5	439.0	0.51	6.16	NA
ITFR02-	4300	9.18	8.97	1.49	0.98	8900.6	8488.6	0.16	56.5	46.2
M1-H4300										
				M2 =	=4 60 kg					
ITFR03-	250	2.21	1.98	1.16	0.89	1128.2	901.7	0.58	10.2	NA
ITFR04-	2000	6.26	6.09	1.20	0.97	9025.2	8530.3	0.19	49.3	34.8
M2-H2000			,						.,	••
ITFR05-M2-	2500	7.00	6.93	1.13	0.99	11281.5	11045.7	0.17	53.6	31.1
H2500										
ITFR06-	3744	8.57	8.45	1.46	0.98	16895.2	16422.6	0.17	102.6	88.5
M2-H3744	5711	0.07	0.10	1.10					102.0	00.0

Tabulka 5.6. Výsledky zkoušek nárazem

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.

			тадика	<i>J.</i> /. <i>Sta</i>	noveni so	ouciniieie	e Dif			
Zkoučka	$\delta_{ m max}$	$\delta_{ m perm}$	Vact, imp	$v_{\rm reb}$	t <sub>pulse</sub>	$F_{\rm ST}$	$F_{\rm GR}$	$F_{ m IT}$	$DIF_{GR}$	$DIF_{IT}$
ZKOUSKa	[mm]	[mm]	[m/s]	[m/s]	[s]	[kN]	[kN]	[kN]		
				Hmc	ota 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	2 102.6	88.5	8.45	1.46	0.027	158.7	164.6	168.8	1.037	1.06

Tabulka 5.7. Stanovení součinitele DIF

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

### <u>Předpoklady</u>

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.



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.

## <u>Hlavní výsledky</u>

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.





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

Zkouška nárazem	δ <sub>max,Exp</sub> [mm]	δ <sub>perm,Exp</sub> [mm]	δ <sub>max,FEM</sub> [mm]	δ <sub>perm,FEM</sub> [mm]	‰err,ðmax [−]	%err,ðper [-]
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%

Tabulka 5.8. Porovnání MKP modelu s experimentem

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.

Test	δ <sub>max,EX</sub> [mm]	$\delta_{ ext{perm,Ex}}$ [mm]	$\delta_{ ext{max,FEM}}$ [mm]	F <sub>ST</sub> [kN]	<b>F</b> st, fem [kN]	F <sub>dyn,fem</sub> [kN]	E <sub>Diss</sub> [kNm m]	<b>DIF</b> <sub>FEM</sub> [-]	DIF <sub>G</sub> <sup>R</sup> [-]	<b>DIF</b> 1T [-]
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

Tabulka 5.9. Odhad síly při nárazu a DIF

kde  $\delta_{\max,EX}$  je největší posunutí ve zkouškách;  $\delta_{perm,EX}$  deformace ve zkouškách;  $\delta_{\max,MKP}$  největší posunutí, <sub>MKP;FST</sub> ekvivalentní statická síla; <sub>FST,FEM</sub> statická síla z MKP; <sub>FDYN,FEM</sub> síla spojená s nárazem; <sub>EDiss</sub> 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<sub>5</sub> = 6,26 m/s

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

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.

# 2.20Shrnutí 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 vice 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].

### 2.21Literatura

- 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-tocolumn 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 finplate connections subjected to impact loads, J. Constr. Steel Res. (2016). https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.05.016.

# **KAPITOLA 6**

#### 3.1 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 budov 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.

#### 3.2 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.



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.

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

Tabulka	68.	Abcolor	oarann	noužitá	nvo	zkoušky
адитка	0.0.	Akceler	ogramy	pouziie	pro	zkousky

## 3.3 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.

Imperial	Valley 1.	1g	Test 1	Test 2	Test 3	Test 4	Test 5
Maximální smyková		Tah		-652	-444	-586	-630
síla v patce (kN)	Tlak		667	670	555	592	612
Posun v prvním		Tah	-78	-17	-29	-48	-47
podlaží (mm)		Tlak	44	85	40	41	62
Posun v úrovni		Tah	-150	-34	-66	-99	-94
střechy (mm)		Tlak	88	171	83	85	129
	Tah	Úroveň 1	-3.3	-0.7	-1.2	-2.0	-2.0
Maximální mozinetnový nesun	1 811	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
(,,,)	Tlak Úroveň 2		1.9	3.6	1.8	1.8	2.8

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

#### 3.3.1 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).

#### 3.3.2 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.





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.

#### 3.3.3 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.

#### 3.3.4 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

#### 3.3.5 *Coalinga* (*agR* = 0.80*g*)

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 tloušť ce pásnic nosníku v oblasti redukovaného průřezu.



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.





Řez A): Svar na přírubě: částečný průvar



Řez B) Svar na stojině, plný průvar



Řez C) Svar na přírubě, plný průvar

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

## 3.4 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.

Imperial	Valley 1.	lg	Test 1	Test 2	Test 3	Test 4	Test 5
Maximální smyková		Tah	-537	-447	-272	-388	-439
síla v patce (kN)		Tlak		470	347	483	495
Posun v prvním		Tah	-73	-53	-41	-56	-72
podlaží (mm)		Tlak		79	38	52	61
Posun v úrovni		Tah	-104	-84	-75	-89	-112
střechy (mm)		Tlak	103	112	52	70	85
	Tak	Úroveň 1	-3.0	-2.2	-1.7	-2.3	-3.0
Maximální 	1 811	Úroveň 2	-1.3	-1.3	-1.4	-1.4	-1.7
(%)	The	Úroveň 1	2.7	3.3	1.6	2.2	2.5
(70)	TIAK Úroveň 2	1.6	1.4	0.6	0.7	1.0	

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

#### 3.4.1 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)

#### 3.4.2 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

#### 3.4.3 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

#### 3.4.4 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

#### 3.4.5 *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

# 3.5 NUMERICKÁ ANALÝZA SEIZMICKÉ ODEZVY

## 3.5.1 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.



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

	Maxi smyko v pato	mální ová síla ce (kN)	Pos prvním (m	un v podlaží m)	Posun v úrovni střechy (mm)		Maximální mezipatrový posun (%)			trový	-
Test	Tah	Tlak	Tah	Tlak	Tah	Tlak	Tah (L-1)	Tah (L-2)	Tlak (L-1)	Tlak (L-2)	Energie (kNm)

-751	667	-79	44	-150	88	-3.27	-2.98	1.84	1.86	55.70
-656	601	-66	43	-130	84	-2.74	-3.02	1.77	1.97	50.80
15	11	20	4	15	5	20	-1	4	-5	10
-652	670	-17	85	-34	171	-0.70	-0.72	3.54	3.61	33.16
-645	648	-27	74	-52	133	-1.12	-1.24	3.08	2.55	30.21
1	3	-37	15	-36	28	-37	-42	15	42	10
-444	555	-29	40	-66	83	-1.22	-1.54	1.67	1.79	28.59
-477	563	-31	42	-60	88	-1.27	-1.52	1.74	1.97	15.78
-7	-1	-4	-4	10	-6	-4	2	-4	-9	81
-586	592	-48	41	-99	85	-2.00	-2.16	1.71	1.84	55.63
-588	575	-47	44	-98	92	-1.95	-2.12	1.83	2.07	54.42
0	3	2	-6	2	-8	2	2	-6	-11	2
-630	612	-47	62	-94	129	-1.97	-1.96	2.57	2.81	37.16
-665	555	-47	54	-81	117	-1.95	-1.62	2.26	2.63	31.12
-5	10	1	14	15	10	1	21	14	7	19
	-751 -656 15 -652 -645 1 -444 -477 -7 -586 -588 0 -630 -630 -665 -5	-751 667   -656 601   15 11   -652 670   -645 648   1 3   -444 555   -477 563   -7 -1   -586 592   -588 575   0 3   -630 612   -665 555   -5 10	-751 667 -79   -656 601 -66   15 11 20   -652 670 -17   -645 648 -27   1 3 -37   -444 555 -29   -477 563 -31   -7 -1 -4   -586 592 -48   -588 575 -47   0 3 2   -630 612 -47   -665 555 -47   -5 10 1	-751 $667$ $-79$ $44$ $-656$ $601$ $-66$ $43$ $15$ $11$ $20$ $4$ $-652$ $670$ $-17$ $85$ $-645$ $648$ $-27$ $74$ $1$ $3$ $-37$ $15$ $-444$ $555$ $-29$ $40$ $-477$ $563$ $-31$ $42$ $-7$ $-1$ $-4$ $-4$ $-586$ $592$ $-48$ $41$ $-588$ $575$ $-47$ $44$ $0$ $3$ $2$ $-6$ $-630$ $612$ $-47$ $62$ $-665$ $555$ $-47$ $54$ $-5$ $10$ $1$ $14$	-751 $667$ $-79$ $44$ $-150$ $-656$ $601$ $-66$ $43$ $-130$ $15$ $11$ $20$ $4$ $15$ $-652$ $670$ $-17$ $85$ $-34$ $-645$ $648$ $-27$ $74$ $-52$ $1$ $3$ $-37$ $15$ $-36$ $-444$ $555$ $-29$ $40$ $-66$ $-477$ $563$ $-31$ $42$ $-60$ $-7$ $-1$ $-4$ $-4$ $10$ $-586$ $592$ $-48$ $41$ $-99$ $-588$ $575$ $-47$ $44$ $-98$ $0$ $3$ $2$ $-6$ $2$ $-630$ $612$ $-47$ $62$ $-94$ $-665$ $555$ $-47$ $54$ $-81$ $-5$ $10$ $1$ $14$ $15$	-751 $667$ $-79$ $44$ $-150$ $88$ $-656$ $601$ $-66$ $43$ $-130$ $84$ $15$ $11$ $20$ $4$ $15$ $5$ $-652$ $670$ $-17$ $85$ $-34$ $171$ $-645$ $648$ $-27$ $74$ $-52$ $133$ $1$ $3$ $-37$ $15$ $-36$ $28$ $-444$ $555$ $-29$ $40$ $-66$ $83$ $-477$ $563$ $-31$ $42$ $-60$ $88$ $-7$ $-1$ $-4$ $-4$ $10$ $-6$ $-586$ $592$ $-48$ $41$ $-99$ $85$ $-588$ $575$ $-47$ $44$ $-98$ $92$ $0$ $3$ $2$ $-6$ $2$ $-8$ $-630$ $612$ $-47$ $62$ $-94$ $129$ $-665$ $555$ $-47$ $54$ $-81$ $117$ $-5$ $10$ $1$ $14$ $15$ $10$	-751 $667$ $-79$ $44$ $-150$ $88$ $-3.27$ $-656$ $601$ $-66$ $43$ $-130$ $84$ $-2.74$ $15$ $11$ $20$ $4$ $15$ $5$ $20$ $-652$ $670$ $-17$ $85$ $-34$ $171$ $-0.70$ $-645$ $648$ $-27$ $74$ $-52$ $133$ $-1.12$ $1$ $3$ $-37$ $15$ $-36$ $28$ $-37$ $-444$ $555$ $-29$ $40$ $-66$ $83$ $-1.22$ $-477$ $563$ $-31$ $42$ $-60$ $88$ $-1.27$ $-7$ $-1$ $-4$ $-4$ $10$ $-6$ $-4$ $-586$ $592$ $-48$ $41$ $-99$ $85$ $-2.00$ $-588$ $575$ $-47$ $44$ $-98$ $92$ $-1.95$ $0$ $3$ $2$ $-6$ $2$ $-8$ $2$ $-630$ $612$ $-47$ $62$ $-94$ $129$ $-1.97$ $-665$ $555$ $-47$ $54$ $-81$ $117$ $-1.95$ $-5$ $10$ $1$ $14$ $15$ $10$ $1$	-751 $667$ $-79$ $44$ $-150$ $88$ $-3.27$ $-2.98$ $-656$ $601$ $-66$ $43$ $-130$ $84$ $-2.74$ $-3.02$ $15$ $11$ $20$ $4$ $15$ $5$ $20$ $-1$ $-652$ $670$ $-17$ $85$ $-34$ $171$ $-0.70$ $-0.72$ $-645$ $648$ $-27$ $74$ $-52$ $133$ $-1.12$ $-1.24$ $1$ $3$ $-37$ $15$ $-36$ $28$ $-37$ $-42$ $-444$ $555$ $-29$ $40$ $-66$ $83$ $-1.22$ $-1.54$ $-477$ $563$ $-31$ $42$ $-60$ $88$ $-1.27$ $-1.52$ $-7$ $-1$ $-4$ $-4$ $10$ $-6$ $-4$ $2$ $-586$ $592$ $-48$ $41$ $-99$ $85$ $-2.00$ $-2.16$ $-588$ $575$ $-47$ $44$ $-98$ $92$ $-1.95$ $-2.12$ $0$ $3$ $2$ $-6$ $2$ $-8$ $2$ $2$ $-630$ $612$ $-47$ $62$ $-94$ $129$ $-1.97$ $-1.96$ $-665$ $555$ $-47$ $54$ $-81$ $117$ $-1.95$ $-1.62$ $-5$ $10$ $1$ $14$ $15$ $10$ $1$ $21$	-751 $667$ $-79$ $44$ $-150$ $88$ $-3.27$ $-2.98$ $1.84$ $-656$ $601$ $-66$ $43$ $-130$ $84$ $-2.74$ $-3.02$ $1.77$ $15$ $11$ $20$ $4$ $15$ $5$ $20$ $-1$ $4$ $-652$ $670$ $-17$ $85$ $-34$ $171$ $-0.70$ $-0.72$ $3.54$ $-645$ $648$ $-27$ $74$ $-52$ $133$ $-1.12$ $-1.24$ $3.08$ $1$ $3$ $-37$ $15$ $-36$ $28$ $-37$ $-42$ $15$ $-444$ $555$ $-29$ $40$ $-66$ $83$ $-1.22$ $-1.54$ $1.67$ $-477$ $563$ $-31$ $42$ $-60$ $88$ $-1.27$ $-1.52$ $1.74$ $-7$ $-1$ $-4$ $-4$ $10$ $-6$ $-4$ $2$ $-4$ $-586$ $592$ $-48$ $41$ $-99$ $85$ $-2.00$ $-2.16$ $1.71$ $-588$ $575$ $-47$ $44$ $-98$ $92$ $-1.95$ $-2.12$ $1.83$ $0$ $3$ $2$ $-6$ $2$ $-8$ $2$ $2$ $-6$ $-630$ $612$ $-47$ $62$ $-94$ $129$ $-1.97$ $-1.96$ $2.57$ $-665$ $555$ $-47$ $54$ $-81$ $117$ $-1.95$ $-1.62$ $2.26$ $-5$ $10$ $1$ $14$ $15$ $10$ $1$ $21$ $14$	-751 $667$ $-79$ $44$ $-150$ $88$ $-3.27$ $-2.98$ $1.84$ $1.86$ $-656$ $601$ $-66$ $43$ $-130$ $84$ $-2.74$ $-3.02$ $1.77$ $1.97$ $15$ $11$ $20$ $4$ $15$ $5$ $20$ $-1$ $4$ $-5$ $-652$ $670$ $-17$ $85$ $-34$ $171$ $-0.70$ $-0.72$ $3.54$ $3.61$ $-645$ $648$ $-27$ $74$ $-52$ $133$ $-1.12$ $-1.24$ $3.08$ $2.55$ $1$ $3$ $-37$ $15$ $-36$ $28$ $-37$ $-42$ $15$ $42$ $-444$ $555$ $-29$ $40$ $-66$ $83$ $-1.22$ $-1.54$ $1.67$ $1.79$ $-477$ $563$ $-31$ $42$ $-60$ $88$ $-1.27$ $-1.52$ $1.74$ $1.97$ $-7$ $-1$ $-4$ $-4$ $10$ $-6$ $-4$ $2$ $-4$ $-9$ $-586$ $592$ $-48$ $41$ $-99$ $85$ $-2.00$ $-2.16$ $1.71$ $1.84$ $-588$ $575$ $-47$ $44$ $-98$ $92$ $-1.95$ $-2.12$ $1.83$ $2.07$ $0$ $3$ $2$ $-6$ $2$ $-8$ $2$ $2$ $-6$ $-11$ $-630$ $612$ $-47$ $62$ $-94$ $129$ $-1.97$ $-1.62$ $2.26$ $2.63$ $-65$ $555$ $-47$ $54$ $-81$ $117$ $-1.95$

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).





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.

•	Natočeni	í (mrad)	Momen	t (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 -17 144		148	-161	4	
5-Odch.(%)	-13	36	0	22	-28	

Tabulka 6.12: Porovnání pro styčník 1A

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

#### 3.5.2 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

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

Tabulka 6.13: Jednoosý hysterezní materiál: parametry

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  $\beta$  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.

Tart	Síly v hydrauli	ckém válci (kN)	Špičky posun	u podlaží (mm)
Test	(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

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



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.





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.

Test	Notožení (musil)	Momen	t (kNm)	En angia (laNas)
Test	Natoceni (mrad)	Záporný	Kladný	Energie (KNM)
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

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



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

## 3.6 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

		Ta	ah	Tl	ak	Tab	Tlak
		Úroveň 1	Úroveň 2	Úroveň 1	Úroveň 2	1 all	1 lak
Imperial	RBS	-79	-150	44	88	-751.33	667.09
Valley	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
Antificial	RBS	-29	-66	40	83	-444.42	555.15
Artificial	FREEDAM	-41	-75	38	52	-271.62	346.79
Santa	RBS	-48	-99	41	85	-585.66	592.36
Barbara	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.





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.



Obrázek 6.83 – Styčník 1A: Hysterezní křivky a disipovaná energie

#### **3.7 LITERATURA**

- 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 technique 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.