

FREEDAM-PLUS

Valorización del conocimiento de conexiones metálicas libres de daño (FREE from DAMage)

Grant Agreement Number: 800321-2020

Dimensionamiento sísmico de estructuras metálicas con uniones libres de daño

DOCUMENTOS INFORMATIVOS



DOCUMENTOS INFORMATIVOS: Dimensionamiento sísmico de estructuras metálicas con uniones libres de daño

Este documento es una traducción al español de los documentos informativos sobre las uniones metálicas libres de daño (uniones FREEDAM) desarrolladas en el proyecto RFCS FREEDAM - Free from Damage Joints (RFSR-CT-2015-00022). Esta traducción es parte integral del proyecto RFCS FREEDAM-PLUS Valorization of the knowledge for FREE from DAMage steel connections (Grant Agreement Number: 899321-2020), y fue realizada por Adrià Jiménez, Esther Real y Enrique Mirambell, de la Universidad Politécnica de Cataluña.

Documentos informativos (versión inglesa):

Vincenzo Piluso (Coordinator), Gianvittorio Rizzano, Massimo Latour, Antonella Bianca Francavilla, Sabatino Di Benedetto (Università Degli Studi di Salerno, Italy)

Raffaele Landolfo, Mario D'Aniello (Università Degli Studi Di Napoli Federico II, Italy)

Luis Simões da Silva, Aldina Santiago, Ana Francisca Santos (Universidade de Coimbra, Portugal) Jean-Pierre Jaspart, Jean-Francois Demonceau (Université de Liège, Belgium)

Organizaciones participantes

Las organizaciones que participan en el proyecto FREEDAM - PLUS son las siguientes:

Universidade de Coimbra Paço das Escolas, Coimbra, 3001 451 Portugal www.uc.pt

Université de Liège

Place Du 20 Août 7 Liège, 4000 Belgium www.uliege.be

Ozyegin Universitesi

Nisantepe Mah Orman Sok 13, Alemdag Cekmekoy Istanbul 34794 Turkey www.ozyegin.edu.tr/eng

Institut National Des Sciences Appliquees De Rennes

Avenue Des Buttes De Coesmes 20 Rennes Cedex 7, 35708 France www.insa-rennes.fr

Institut National Des Sciences Appliquées De Rennes

Avenue Des Buttes De Coesmes 20 Rennes CEDEX 7 35708 France

<u>www.insa-rennes.fr</u> Rheinisch-Westfaelische

Technische Hochschule Aachen Templergraben 55 Aachen, 52062 Germany

www.rwth-aachen.de

Università Degli Studi di Salerno Via Giovanni Paolo II 132, Fisciano SA, 84084 Italy www.unisa.it

Universitatea Politehnica Timisoara Piata Victoriei 2 Timisoara 300006 Romania www.upt.ro/

National Technical University Of Athens Heroon Polytechniou 9 Zographou C, Athina 15780 Greece www.ntua.gr

Technische Universiteit Delft Stevinweg 1 Delft 2628 Cn Netherlands www.tudelft.nl

Universitet Po Architektura Stroitelstvo I Geodezija Hristo Smirnenski BLVD 1, Sofia, 1046 Bulgaria www.uacg.bg Università Degli Studi Di Napoli Federico II Corso Umberto I, 40, Napoli, 80138 Italy www.unina.it

European Convention For Constructional Steelwork Avenue Des Ombrages 32/20 32 Bruxelles 1200 Belgium www.steelconstruct.com

Ceske Vysoke Uceni Technicke V Praze Jugoslavskych Partyzanu 1580/3 Praha 160 00 Czech Republic www.cvut.cz/en

Univerza V Ljubljani Kongresni TRG 12 Ljubljana 1000 Slovenia www.uni-lj.si

Universitat Politècnica de Catalunya Calle Jordi Girona 31 Barcelona 08034 Spain www.upc.edu

ÍNDICE

САРІ́Т	ГULО 1	1
1.1	INTRODUCCIÓN	1
1.2	INCONVENIENTES DE LAS CONEXIONES TRADICIONALES	6
1.3	CONEXIONES INTELIGENTES	10
1	.3.1 Conexiones inteligentes con amortiguadores histeréticos	11
1	.3.2 Conexiones inteligentes con BRB	13
1	.3.3 Conexiones inteligentes con amortiguadores de fricción	17
1.4	CONEXIONES AUTOCENTRADAS	23
1.5	REFERENCIAS	25
САРІ́Т	TULO 2	29
2.1	INTRODUCCIÓN	29
2.2	SELECCIÓN DE MATERIALES PARA EL DESARROLLO DE PASTILLAS DE FRICCIÓN	34
2	2.1 Teorías básicas de fricción	34
2	2.2.2 Materiales de fricción ensayados durante el proyecto de investigación FREEDAM	36
2.3	COMPORTAMIENTO BAJO CONDICIONES DE CARGA CÍCLICA	40
2	3.1 Diseño para los ensavos a baja velocidad	40
2	2.3.2 Diseño para ensavos a alta velocidad	42
2	3.3 Resumen de los resultados de los ensavos	44
	2.3.3.1 Influencia del tipo de recubrimiento: Materiales "duros" (M6-M8)	45
	2.3.3.2 Influencia del tipo de recubrimiento: Materiales "blandos" (M1-M5)	47
	2.3.3.3 Influencia de la fuerza de sujeción	49
	2.3.3.4 Influencia de la configuración de las arandelas elásticas	52
	2.3.3.5 Influencia de la aleatoriedad	55
	2.3.3.6 Influencia de la velocidad	56
2.4	PÉRDIDAS DE PRETENSADO EN SERVICIO	60
2	2.4.1 Introducción	60
2	2.4.2 Pérdidas de pretensado a corto plazo	63
2	2.4.3 Pérdidas de pretensado a medio plazo	65
2	2.4.4 Pérdidas de pretensado a largo plazo	67
2.5	DIMENSIONAMIENTO Y MODELADO AVANZADO DE AMORTIGUADORES DE FRICCIÓN	N69
2	2.5.1 Valores de cálculo del coeficiente de fricción y modelos de regresión	69
2.6	REFERENCIAS	72
САРІ́Т	FULO 3	75
3.1	INTRODUCCIÓN	75
3.2	ENSAYOS EXPERIMENTALES EN UNIONES EXTERNAS	77
3	2.1 Descripción de la configuración del ensayo	77
3	2.2.2 Resultados de los ensayos experimentales	83
3.3	ENSAYOS EXPERIMENTALES EN UNIONES INTERNAS	90
3	3.1 Configuración del ensayo y programa experimental	90
3	3.2 Resultados de los ensayos experimentales	93
3.4	CONCLUSIONES	96
3.5	REFERENCIAS	97

CAP	ÍTULO	4	100
4.1	1 INT	RODUCCIÓN	100
4.2	2 MO	DELADO EN ELEMENTOS FINITOS DE AMORTIGUADORES FREEDAM	101
	4.2.1	Supuestos de modelado	101
	4.2.2	Validación y discusión de resultados	105
	4.2.2	.1 Influencia de las arandelas elásticas en las uniones a solape trabajando a cortadura con material de f	ricción
	M6 [NV-21-22-23-24]	105
	4.2.2 17-1		LNV-
	4.2.2	.3 Dependencia de los coeficientes de fricción de la presión	109
4.3	3 MO	DELADO NUMÉRICO DE LAS CONEXIONES FREEDAM	111
	4.3.1	Hipótesis del modelo	111
	4.3.2	Validación y discusión de los resultados: uniones externas	113
	4.3.3	Validación y discusión de los resultados: uniones internas	115
4.4	4 RES	UMEN DE LAS NUEVAS INFORMACIONES PARA LAS NORMAS DE DISEÑO	117
	4.4.1	Esfuerzo cortante en las conexiones en los casquillos en T y L	117
	4.4.2	Influencia de la fuerza de sujeción	120
	4.4.3	Influencia del coeficiente de fricción	123
4.5	5 REF	ERENCIAS	124
CAP	ÍTULO	5	126
5.1	1 INT	RODUCCIÓN	126
5.2	2 AM	ORTIGUADORES FREEDAM BAJO CARGA DE IMPACTO	127
	5.2.1	Descripción de los prototipos ensayados y programa experimental	127
	5.2.2	Descripción de la configuración del ensayo	129
	5.2.3	Resultados de los ensayos experimentales	130
	5.2.4	Simulación de los resultados de los ensayos experimentales	132
5.3	G CON	NEXIONES FREEDAM BAJO CARGA DE IMPACTO	134
	5.3.1	Prototipos ensayados	134
	5.3.2	Estudios sobre las conexiones externas	136
	5.3.3	Estudios sobre las conexiones internas	140
5.4	4 RES	UMEN DE NUEVA INFORMACIÓN PARA DISPOSICIONES DE DISEÑO	149
5.5	5 REF	ERENCIAS	150
CAP	ÍTULO	6	153
6.1	I INT	RODUCCIÓN	153
6.2	2 PRC	DTOTIPO DE LA ESTRUCTURA	154
6.3	3 ENS	AYOS PSEUDO-DINÁMICOS DE LA ESTRUCTURA CON CONEXIONES RBS	157
	6.3.1	Imperial Valley (PGA = 1.10g)	157
	6.3.2	Spitak (PGA = 0.80g)	158
	6.3.3	Acelerograma artificial ($PGA = 0.50g$)	159
	6.3.4	Santa Barbara ($PGA = 0.80g$)	160
	6.3.5	Coalinga (PGA = 0.80g)	160
6.4	4 ENS	SAYOS PSEUDO-DINÁMICOS DE LA ESTRUCTURA CON CONEXIONES FREEDAM	163
	6.4.1	$Imperial \ Valley \ (PGA = 1.10g).$	163
	6.4.2	Spitak (PGA = 0.80g)	164

6.	.4.3	Acelerograma artificial ($PGA = 0.50g$)	
6	.4.4	Santa Barbara ($PGA = 0.80g$)	
6	.4.5	Coalinga (PGA = 0.80g)	
6.5	SIM	IULACIÓN NUMÉRICA DE LA RESPUESTA SÍSMICA	
6	.5.1	Estructuras con conexiones RBS (viga de sección reducida)	
6	.5.2	Estructura con conexiones FREEDAM	
6.6	CO	MPARACIÓN DE RENDIMIENTOS SÍSMICOS	
6.7	REF	FERENCIAS	

CAPÍTULO1

CONEXIONES INTELIGENTES PARA PÓRTICOS RESISTENTES A SISMO: UNA BREVE REVISIÓN

1.1 INTRODUCCIÓN

La investigación experimental reciente sobre las conexiones viga-pilar en estructuras de acero resistentes a sismo se centra cada vez más en las conexiones inteligentes con el objetivo de reducir el daño estructural que se produce bajo eventos sísmicos destructivos. Por esta razón, el interés de muchos investigadores se centra en las conexiones viga a pilar equipadas con amortiguadores sísmicos. Dichos amortiguadores proporcionan la disipación de energía durante el terremoto y, por lo tanto, prácticamente sustituyen las zonas disipativas de los pórticos tradicionales resistentes a momento, es decir, los extremos de la viga en donde normalmente se espera la formación de rótulas plásticas. En un principio, se puede aplicar cualquier tipo de amortiguadores de extrusión de plomo, amortiguadores de aleación con memoria de forma, amortiguadores viscosos, amortiguadores de fricción. Dichos amortiguadores no solo pueden proporcionar bucles de histéresis amplios y estables, sino que también pueden sustituirse con bastante facilidad después de eventos sísmicos destructivos. Por esta razón, las conexiones viga a pilar equipadas con amortiguadores sísmicos sísmicos destructivos. Por esta razón, las conexiones viga a pilar equipadas con amortiguadores sísmicos pueden denominarse "conexiones inteligentes".

Además, la posibilidad de reparar estructuras después de haber sufrido movimientos severos del suelo está relacionada principalmente con la cantidad de deformaciones remanentes. Por este motivo, un aspecto actual en la investigación sobre conexiones inteligentes está relacionado con la posibilidad de construir edificios autocentrados, evitando así el desplome tras importantes eventos sísmicos.

Este Capítulo ofrece una breve descripción general de las conexiones inteligentes, poniendo de manifiesto la relevancia de la actividad de investigación sobre las estructuras de acero resistentes a sismo, que se está convirtiendo cada vez más en un arte del detalle estructural, con un amplio número de soluciones inteligentes que las estructuras de hormigón no pueden proporcionar.

Es bien sabido que las diferentes estrategias para el diseño de estructuras sismorresistentes se pueden enmarcar mediante la consideración del balance energético. De acuerdo con la estrategia tradicional para el diseño sísmico de estructuras de edificios [1-4], en el caso de eventos sísmicos frecuentes y ocasionales cuyo período de retorno es comparable con el ciclo de vida de las estructuras, la energía sísmica almacenada debe ser disipada completamente por medio del amortiguamiento viscoso. Por lo tanto, la energía histerética es igual a cero porque, para tales eventos sísmicos, la estructura debe diseñarse para permanecer en el rango elástico. Por el contrario, en el caso de eventos sísmicos poco probables y muy poco probables, cuyo período de retorno es de aproximadamente 500 años e incluso más, la mayor parte de la energía sísmica del terremoto se disipa por histéresis, pero conduciendo a la formación de severas zonas plásticas y al correspondiente daño estructural. Dicho daño estructural tiene que ser compatible con la ductilidad y la capacidad de disipación de energía de las estructuras porque, aunque se acepte el

daño estructural, se debe asegurar la prevención del colapso y se debe garantizar la salvaguardia de las vidas humanas.

Dentro del marco expuesto, y refiriéndonos a los pórticos de acero resistentes a momento (MRFs), existe la necesidad de dotar a la estructura de suficiente resistencia lateral y rigidez para permanecer en el rango elástico ante eventos sísmicos frecuentes y ocasionales. En particular, se necesita una rigidez lateral adecuada para reducir el daño en los componentes no estructurales, que es un requisito fundamental para la verificación frente a los estados límite de servicio. Por el contrario, en el caso de terremotos destructivos, los MRFs deben diseñarse para disipar la energía sísmica en los extremos de la viga en donde debe inducirse un comportamiento plástico a flexión ante carga cíclica. Con este fin, se recomienda que las conexiones viga-pilar se diseñen con suficiente sobrerresistencia [5-7] con respecto a las vigas conectadas, teniendo en cuenta la variabilidad aleatoria del material [6] y la existencia del endurecimiento por deformación, para así garantizar el pleno desarrollo de la resistencia última a flexión de las rótulas plásticas [7]. Además, con el objetivo de promover el adecuado acoplamiento plástico de la mayor cantidad de zonas disipativas controlando adecuadamente el modo de fallo, los códigos sísmicos modernos, como Eurocódigo 8, requieren de la aplicación de criterios de jerarquía para propiciar la plastificación de los extremos de las vigas antes que la de los extremos de los pilares. Hasta la fecha, la filosofía clásica de diseño, basada en la jerarquía "viga débil" - "unión fuerte" - "pilar fuerte", se ha aplicado ampliamente en diseño sísmico [1-4] y seguramente ofrece algunas ventajas, tales como el desarrollo de bucles histeréticos bastante estables en zonas disipativas y la prevención de mecanismos de piso blando los cuales, como es sabido, deben evitarse absolutamente por su pobre capacidad de disipación de energía. Sin embargo, por otra parte, el enfoque tradicional de diseño también presenta varios inconvenientes [8-10].

Haciendo referencia a eventos sísmicos severos, el principal inconveniente del enfoque tradicional es intrínseco a la propia estrategia. De hecho, por un lado, el daño estructural es esencial para disipar la energía de entrada del terremoto; pero, por otro lado, dicho daño estructural es la principal fuente de pérdidas directas e indirectas, las cuales llegan a hacerse cada vez más inaceptables en el caso de los países industrializados, como lo atestigua la cantidad de pérdidas económicas ocurridas durante los recientes eventos sísmicos.

Otro inconveniente, que es específico para el caso de los MRFs de acero, es que el diseño de uniones viga-pilar de resistencia total con la requerida sobrerresistencia no es rentable y constituye una carga importante cuando hay una competencia continua con soluciones estructurales que emplean otros materiales tales como el hormigón armado. De hecho, para garantizar los niveles deseados de rendimiento de la conexión, se necesita un sobredimensionamiento importante que lleva al empleo de chapas de alma suplementarias, rigidizadores o platabandas de refuerzo o, incluso, al proyecto de vigas acarteladas.

Con el objetivo de reducir el principal inconveniente del enfoque tradicional de diseño, es decir, la aparición de daños estructurales, se han propuesto en las últimas décadas varias estrategias. En particular, una estrategia muy adecuada para su aplicación a las estructuras de acero es la llamada estrategia de disipación suplementaria de energía, o control pasivo [11-15], donde la energía de entrada del terremoto se disipa por amortiguación viscosa o amortiguación histerética mediante la introducción de absorbedores de energía, generalmente ubicados entre pares de puntos de la estructura donde se esperen velocidades o desplazamientos relativos altos [12]. Entre las diferentes estrategias incluidas en el marco de los sistemas de control pasivo, también

se ha propuesto, en investigaciones pasadas, el uso de amortiguadores de fricción con el objetivo de reducir los desplazamientos laterales para cumplir con los requisitos del estado límite de servicio y reducir el daño estructural para cumplir con los requisitos del estado límite último.

Los amortiguadores de fricción presentan un alto potencial a un bajo coste y son fáciles de instalar y mantener. Por ello, en el pasado, se han ensayado experimentalmente diferentes dispositivos para la amortiguación por fricción [16-18] y algunos de ellos se han utilizado en edificios de todo el mundo. El sistema más ampliamente adoptado para instalar tales amortiguadores de fricción consiste en la introducción de un sistema de arriostramiento integrado con amortiguadores de fricción [16, 19, 20]. Varios investigadores trabajaron en esta configuración estructural proponiendo procedimientos de diseño para optimizar la fuerza de deslizamiento del sistema de arriostramiento.

En la estrategia tradicional de diseño, a partir de la necesidad de diseñar uniones viga-pilar con sobrerresistencia respecto a las vigas conectadas, se propone una alternativa al enfoque "viga débil"-"unión fuerte"-"pilar fuerte". Dicho enfoque alternativo es el de "pilar fuerte"-"unión débil"-"viga fuerte", y puede aplicarse porque Eurocódigo 8 ha abierto la puerta al diseño de uniones de resistencia parcial, siempre que sean capaces de proporcionar suficiente capacidad de rotación plástica (típicamente 0,035 rad para zonas de alta sismicidad) a comprobar mediante ensayos experimentales. Con este enfoque de diseño, incluso en el caso de grandes secciones transversales de vigas como las que se proyectan para salvar grandes luces o soportar cargas permanentes elevadas, la adopción de uniones de resistencia parcial permite controlar el momento flector transferido al pilar evitando, de esta manera, un excesivo sobredimensionamiento, como resultado de la aplicación del criterio de jerarquía viga-pilar. Además, el detalle estructural de las uniones viga-pilar se puede simplificar significativamente mejorando la rentabilidad general del esquema estructural, superando los inconvenientes económicos que resultan en el caso de conexiones diseñadas para alcanzar una alta sobrerresistencia.

El creciente interés de la comunidad científica por el diseño de pórticos semicontinuos disipativos con uniones de resistencia parcial [5, 21-27] en MRFs también se ve reflejado en la última versión de Eurocódigo 8, aunque la aplicación real de esta técnica en la práctica todavía se ve fuertemente limitada, porque las capacidades reales de disipación de las uniones deben demostrarse mediante ensayos experimentales que, generalmente, están fuera de alcance en un proceso habitual de diseño. Además, si bien el proyecto de uniones de resistencia parcial puede conducir, por un lado, a un diseño más económico, por otro lado, también puede conllevar algunos inconvenientes como son la reducción de la rigidez lateral del pórtico y, en general, de la capacidad de disipación de energía en los extremos de las vigas.

Partiendo de los antecedentes expuestos, con el objetivo de superar los inconvenientes de las estrategias de diseño descritas, muchos investigadores han centrado sus esfuerzos en la posibilidad de concebir y diseñar "conexiones inteligentes" que sean capaces de concentrar la disipación de la energía sísmica en disipadores diseñados específicamente, es decir, dispositivos de amortiguamiento que se ubican inteligentemente dentro de los componentes de la conexión en sí. Por tanto, el objetivo es el diseño de conexiones capaces de soportar casi sin ningún daño no sólo eventos sísmicos frecuentes y ocasionales, sino también terremotos destructivos como los correspondientes a eventos poco y muy poco probables.

La idea básica de estos trabajos de investigación se inspira en la estrategia de disipación suplementaria de energía, pero se basa en el empleo de los dispositivos de amortiguamiento bajo una nueva perspectiva. De hecho, las estrategias de control pasivo se han basado comúnmente en la integración de la capacidad de disipación de energía de la estructura primaria mediante una disipación suplementaria proveniente de dispositivos de amortiguamiento; por el contrario, la nueva estrategia de diseño, que podría denominarse "Estrategia de sustitución", se basa en el uso de amortiguadores concebidos de manera que sustituyan las tradicionales zonas disipativas de los MRFs, es decir, los extremos de las vigas.

Desde el punto de vista tecnológico, la innovación se refiere a la concepción de conexiones vigapilar, equipadas con amortiguadores. Estos amortiguadores pueden ubicarse tanto a nivel del ala inferior como a los niveles de ambas alas y, además, pueden pertenecer a diferentes tipos: amortiguadores viscosos, amortiguadores de extrusión de plomo, amortiguadores histeréticos, amortiguadores de fricción, amortiguadores de aleación con memoria de forma (SMA), arriostramientos con pandeo impedido (BRB).



Figura 1.1: Comparación entre diferentes estrategias de dimensionamiento

Con el fin de clarificar las diferencias existentes respecto al diseño sísmico tradicional o la estrategia de disipación suplementaria de energía, se analizan a continuación los diferentes esquemas de comportamiento sísmico presentados en la Figura 1.1, en donde se propone el empleo de amortiguadores de fricción [10]. En particular, la Figura 1.1a señala que las zonas disipativas de los MRFs tradicionales están ubicadas en los extremos de las vigas en donde se

formarán las rótulas plásticas. La demanda sísmica se expresa, generalmente, en términos de deriva máxima entre pisos (9 en la figura), y gobierna la rotación plástica esperada en las zonas disipativas. La estrategia de disipación suplementaria de energía (Figura 1.1b) tiene como objetivo la reducción de la demanda sísmica mediante la introducción de amortiguadores sísmicos que deben ubicarse, para su efectividad, entre un par de puntos sometidos a desplazamientos relativos altos. La disipación suplementaria de energía ofrecida por tales dispositivos permite la reducción de la deriva 9 y, como consecuencia, la reducción del daño estructural que se produce en los extremos de las vigas. Por el contrario, la estrategia de sustitución (Figura 1.1c) permite prever el daño estructural, ya que todas las zonas disipativas se sustituyen mediante conexiones equipadas con amortiguadores de fricción. La demanda de deriva esperada no se reduce cuando se hace una comparación con las estructuras tradicionales (Figura 1.1a), pero esta deriva conduce a un daño estructural muy limitado en algunos componentes de la unión, porque la rotación de las conexiones de viga-pilar se acomoda calibrando adecuadamente la carrera de los amortiguadores de fricción (Figura 1.1c). La rotación máxima permitida viene dada prácticamente por la relación entre la carrera del amortiguador y el brazo de palanca, es decir, su distancia desde el centro de rotación CR. Sin embargo, es importante señalar que el desplazamiento relativo que ocurre entre los extremos del amortiguador de fricción ($\delta = \vartheta d_b$, siendo d_b el canto de la viga) es significativamente menor que el que ocurre ($\delta = \vartheta h$, siendo h la altura entre pisos) cuando se aplica la estrategia de disipación de energía suplementaria (Figura 1.1b). Esta es la razón principal por la que se espera que los casos a) y c) proporcionen demandas de deriva similares. Finalmente, se obtiene una mejora adicional del desempeño sísmico combinando la estrategia de sustitución con la estrategia de disipación de energía suplementaria. Tal estrategia combinada (Figura 1.1d) conduce tanto a la reducción de las demandas de deriva esperadas en el caso de eventos sísmicos destructivos como, además, a la prevención de daños significativos en las conexiones viga-pilar. Obviamente, la reducción de la deriva supone también un beneficio importante para reducir el daño en los componentes no estructurales del edificio.

El uso de conexiones viga-pilar equipadas con amortiguadores es una herramienta eficaz para reducir el daño en los componentes estructurales al vehicular la disipación de energía hacia componentes diseñados específicamente que, si es necesario, pueden ser sustituidos después de uno o más eventos sísmicos. Sin embargo, sigue existiendo un inconveniente importante que es común a las estrategias de diseño tradicionales. De hecho, tanto en el caso de conexiones tradicionales como en el caso de conexiones equipadas con amortiguadores sísmicos, después de eventos sísmicos destructivos, la estructura se ve sometida a deformaciones globales remanentes dando lugar a un desplome cuya magnitud gobierna la posibilidad de reparar eficazmente el edificio. Por este motivo, la investigación también se dedica a la posibilidad de equipar las conexiones con dispositivos de autocentrado, los cuales suelen estar constituidos por un sistema de postesado.

Las siguientes Secciones proporcionan una breve descripción de las "conexiones inteligentes" equipadas con amortiguadores sísmicos pertenecientes a diferentes tipologías. Se presentan brevemente los principales resultados provenientes de la literatura técnica y de los proyectos de investigación actualmente en curso y se realiza un intento de clasificación. También se realiza una breve presentación de conexiones equipadas con sistemas de autocentrado.

El entusiasmo de la investigación sobre estos temas muestra que el futuro de las construcciones en acero puede ser realmente brillante debido a la variedad de soluciones estructurales y a la enormidad de ventajas que las tecnologías de la construcción en acero pueden ofrecer, en comparación con las estructuras de hormigón armado, cuando se trata de abordar la formidable tarea de la seguridad frente a sismo. Es responsabilidad de la industria del acero poder promover el empleo del material acero en países propensos y vulnerables a los sismos haciendo que los proyectistas, clientes y propiedad sean completamente conscientes de las potencialidades del acero para reducir las pérdidas directas e indirectas que ocurren típicamente después de eventos sísmicos destructivos.

1.2 INCONVENIENTES DE LAS CONEXIONES TRADICIONALES

Se puede obtener una descripción general rápida de la respuesta estructural de las conexiones tradicionales viga-pilar a partir del análisis de los resultados presentados en [25], los cuales se refieren a una campaña experimental sobre el comportamiento, en situación de agotamiento, de uniones atornilladas viga-pilar bajo acciones cíclicas. En particular, se diseñaron y ensayaron diferentes conexiones constituidas por la misma viga y el mismo pilar. El diseño se planteó con el objetivo de asegurar la misma resistencia a flexión de las conexiones, pero cambiando para cada conexión el componente más débil. Se remarcó cómo se puede determinar el comportamiento en agotamiento de la conexión fortaleciendo adecuadamente los componentes cuya plastificación debe evitarse. Para ello, se adoptó el método de los componentes como una herramienta de diseño para los criterios de jerarquía de los componentes. Además, se esbozó la posibilidad real de extender el método de los componentes a la predicción de la respuesta cíclica de uniones viga-pilar, de modo que los resultados obtenidos confirmaron que el método de los componentes puede ser una herramienta poderosa también para el diseño sísmico de conexiones. En la Figura 1.2 [25], se muestra el comportamiento de una unión con placa frontal extendida, diseñada para que la zona de panel a cortante sea el componente más débil. En particular, se muestra la respuesta cíclica de los principales componentes de la unión. El empleo del método de los componentes ha permitido el control del componente que proporciona la principal fuente de disipación de energía que en realidad estaba constituida por la zona de panel a cortante, como es evidente a partir de la respuesta cíclica momento versus distorsión a cortante de la zona de panel. Sin embargo, debido al importante endurecimiento por deformación de la zona de panel, la sobrerresistencia resultante da lugar también a la plastificación de la placa frontal por flexión, de modo que la fractura de la soldadura que conecta la placa frontal al ala de la viga gobierna el colapso de la conexión.

La respuesta cíclica momento-rotación de la conexión se muestra en la Figura 1.3 [25]. Puede apreciarse que, cuando la plastificación de la conexión involucra principalmente la zona de panel a cortante, se obtienen bucles de histéresis anchos y estables. En particular, la oferta de rotación plástica de la conexión va mucho más allá de los valores que normalmente se necesitan para resistir eventos sísmicos destructivos. Sin embargo, aunque la concentración de plastificación en la zona de panel permite asegurar una adecuada oferta de rotación plástica y de capacidad de disipación de energía, el daño estructural es difícil de reparar. Además, el análisis estructural no lineal destinado a la evaluación del desempeño sísmico debería realizarse modelando adecuadamente la zona de panel. Además, pueden inducirse efectos significativos de segundo

orden en el rango plástico. Por esta razón, se opina que, a pesar de la elevada disipación de energía proporcionada, se deberían evitar las uniones viga-pilar con la zona de panel plastificando.



Figura 1.2: Comportamiento de los componentes de la conexión dimensionada con la zona de panel a cortante como el componente más débil de la unión [25]



Figura 1.3: Respuesta cíclica momento-rotación de la conexión dimensionada con la zona de panel a cortante como el componente más débil de la unión [25]

El comportamiento de la unión viga-pilar de resistencia total viene gobernado por la plastificación del extremo de la viga. Por consiguiente, el comportamiento cíclico correspondiente está gobernado por la abolladura local de los elementos de placa que constituyen la sección transversal del elemento estructural. La abolladura local del ala y el alma gobierna, dependiendo de sus relaciones de ancho-espesor, la degradación de la resistencia que ocurre bajo condiciones de carga cíclica. Este suele ser también el caso de las conexiones RBS (viga de sección reducida). La Figura 1.4 [25] muestra la respuesta cíclica momento-rotación de una placa frontal extendida con RBS. La conexión tiene el mismo pilar y la misma viga de la Figura 1.2 y la RBS se calibró para obtener casi la misma resistencia a flexión.



Figura 1.4: Respuesta cíclica momento-rotación de conexión RBS [25]

La configuración real de la rótula plástica es, evidentemente, resultado de la abolladura local que involucra cíclicamente a las dos alas y, debido a los requisitos de compatibilidad cinemática, al alma. También en este caso, la oferta de rotación plástica va mucho más allá de los valores típicamente necesarios para resistir eventos sísmicos destructivos, pero también se hace evidente el principal inconveniente del enfoque tradicional del diseño. El precio de la disipación de energía es el daño estructural que ocurre en los extremos de la viga. La deformación plástica da lugar a una deriva remanente del edificio cuya magnitud rige la posibilidad de reparar eficazmente el edificio después de eventos sísmicos destructivos.

La Figura 1.5 muestra la respuesta cíclica de una conexión con doble casquillo en T [25]. Las secciones de la viga y el pilar son las mismas de las conexiones examinadas en las Figuras 1.2 y 1.4. Los casquillos en T atornillados se diseñaron para ser el componente más débil de la unión y, además, para obtener una unión viga-pilar que tuviera aproximadamente la misma resistencia a flexión de las uniones analizadas previamente. Por tanto, se remarca la influencia de la elección del componente más débil de la unión. En la Figura 1.5 también se muestra la curva fuerza-desplazamiento del componente más débil de la unión, es decir, el casquillo en T atornillado (para el casquillo en T del lado izquierdo). Como era de esperar, el agotamiento de la conexión viene gobernado por el casquillo en T. En particular, se produjo una fisura en la línea de plastificación cercana al alma del casquillo en T, inicialmente en su parte central, desarrollándose progresivamente hasta la rotura completa del ala del casquillo en T. Los casquillos en T atornillados [25] correctamente diseñados pueden proporcionar una oferta de rotación plástica mucho más allá del valor necesario para resistir eventos sísmicos severos. Sin embargo, los

bucles de histéresis no son estables porque vienen caracterizados por el fenómeno de *pinching* que aumenta progresivamente. La principal ventaja de este tipo tradicional de conexión es que los casquillos en T atornillados se pueden sustituir fácilmente, de modo que podrían considerarse como amortiguadores histeréticos que equipan la conexión. Por otro lado, la deformabilidad por flexión de la conexión puede ser significativa, por lo que debe tenerse en cuenta en el diseño estructural. Como consecuencia de ello, la deformabilidad lateral de la estructura debe controlarse adecuadamente.



Figura 1.5: Respuesta cíclica momento-rotación de una conexión DST dimensionada con casquillos atornillados como el componente más débil de la unión [25]

A partir de esta breve descripción general de la respuesta cíclica de las conexiones tradicionales viga-pilar presentadas anteriormente, se pueden realizar las siguientes consideraciones sobre las ventajas y desventajas de tales conexiones tradicionales.

Las uniones tradicionales viga-pilar de resistencia total exhiben generalmente las siguientes ventajas:

- las zonas disipativas están constituidas por los extremos de la viga, las cuales pueden proporcionar valores adecuados de la oferta de rotación plástica, mucho más allá del valor de referencia, igual a 0,035 rad, valor éste normalmente requerido para estructuras de alta ductilidad. Esto se asegura limitando las relaciones ancho-espesor de los elementos de placa que constituyen la sección transversal del elemento estructural;
- los bucles de histéresis son anchos, mientras que su estabilidad está relacionada con la degradación de la resistencia, que se ve afectada por las relaciones ancho-espesor de los elementos de placa que constituyen la sección transversal del elemento estructural.

Las principales desventajas son:

- las zonas disipativas pertenecen al sistema estructural primario que, como consecuencia, queda dañado después de eventos sísmicos severos y, por lo tanto, necesita ser reparado;
- la reparación de los extremos plastificados de las vigas no es fácil en comparación con la de otros componentes de la conexión (como los casquillos en T atornillados);
- después de eventos sísmicos destructivos, la estructura del edificio queda en desplome. Por lo tanto, el recentrado del edificio es un aspecto importante para la reparabilidad;
- bajo eventos sísmicos severos tienen lugar pérdidas directas e indirectas.

Por el contrario, con referencia a las uniones tradicionales diseñadas como uniones de resistencia parcial, se pueden señalar las siguientes ventajas:

- si se excluye la plastificación de la zona de panel a cortante, los componentes disipativos están típicamente constituidos por los elementos de placa que constituyen los elementos de fijación que, en muchos casos, pueden ser fácilmente sustituidos (como los casquillos en T y los angulares atornillados);
- las vigas, es decir, los elementos estructurales que pertenecen al sistema estructural primario, permanecen en el rango elástico.

Por otra parte, ocurren las siguientes desventajas:

- el diseño estructural es muy complicado cuando se utilizan conexiones de resistencia parcial porque el proyectista debe ser capaz de tener en cuenta y controlar no sólo la resistencia a flexión de la conexión, sino también la rigidez de rotación y la oferta de rotación plástica;
- los elementos de fijación sujetos a plastificación deben ser reparados o sustituidos;
- después de eventos sísmicos destructivos, la estructura del edificio queda en desplome. Por lo tanto, el recentrado del edificio es un aspecto importante para la reparabilidad;
- bajo eventos sísmicos severos tienen lugar pérdidas directas e indirectas.

1.3 CONEXIONES INTELIGENTES

En el caso de edificios sometidos a eventos sísmicos destructivos, las conexiones inteligentes constituyen una respuesta a muchos de los inconvenientes que presentan las conexiones tradicionales, ya sean conexiones de resistencia total o parcial. Las conexiones inteligentes pueden ser concebidas para alcanzar uno o más de los siguientes objetivos:

- asegurar que el sistema estructural primario permanezca en rango elástico (como en el caso de conexiones de resistencia parcial en donde las vigas no deben exhibir ningún daño);
- disipar la energía introducida por el terremoto en componentes diseñados específicamente que puedan ser sustituidos fácilmente, después de eventos sísmicos destructivos;
- reducir las deformaciones globales permanentes, por ejemplo, el desplome, que se producen después de eventos sísmicos destructivos.

Para lograr uno o más de los objetivos anteriores, se pueden diseñar conexiones inteligentes de acuerdo con las siguientes estrategias:

 equipando las conexiones con amortiguadores sísmicos que pueden pertenecer a diferentes tipos (amortiguadores histeréticos, amortiguadores de extrusión de plomo, amortiguadores constituidos por arriostramientos con pandeo impedido, amortiguadores de fricción, amortiguadores basados en aleaciones con memoria de forma);

- equipando las conexiones con sistemas de recentrado;
- equipando las conexiones con amortiguadores sísmicos y sistemas de recentrado.

A continuación, se presentan brevemente algunas propuestas de sistemas de conexión inteligente pertenecientes a diferentes tipologías.

1.3.1 Conexiones inteligentes con amortiguadores histeréticos

Oh et al. [28] desarrollaron un sistema innovador de conexión con amortiguadores ranurados que, no sólo podía proporcionar un buen comportamiento sísmico, sino que también podía repararse rápidamente, después de un fuerte terremoto. La conexión viga-pilar está equipada con un amortiguador ranurado ubicado en el ala inferior (Figura 1.6) en donde se concentran las deformaciones plásticas. El centro de rotación se fija al nivel del ala superior mediante un casquillo en T atornillado. La ubicación del centro de rotación tiene como objetivo evitar el daño de la losa de hormigón, habitualmente ubicada sobre el ala superior de la viga. La resistencia elástica a flexión y la resistencia última a flexión de la conexión vienen determinadas por los valores del límite elástico y la resistencia última del amortiguador ranurado y por el brazo de palanca.



Figura 1.6: Conexión viga-pilar equipada con un amortiguador ranurado [28]

De acuerdo con la notación mostrada en la Figura 1.7, la resistencia elástica del amortiguador ranurado viene dada por:

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

donde *n* es el número de bielas del amortiguador ranurado, *t* es el espesor, *B* es el ancho de las bielas, *H*' es la altura equivalente y f_y es el límite elástico.

La resistencia última viene dada por:

$$P_{u} = \min\left\{n\frac{f_{u}tB^{2}}{2H'}; n\frac{2f_{u}tB}{3\sqrt{3}}\right\}$$
 with $H' = H + 2\frac{r^{2}}{H_{T}}$ (1.2)

donde H_T es la altura total de las bielas del amortiguador ranurado y f_u es la resistencia última.

El desplazamiento que provoca la primera plastificación del amortiguador ranurado viene dado por:

$$\delta_{y} = \frac{1.5P_{y}H_{T}}{n E tB} \left[\left(\frac{H'}{B} \right)^{2} + 2.6 \right]$$
(1.3)

donde E es el módulo de Young.



Figura 1.7: Criterio de dimensionamiento para conexiones equipadas con amortiguadores ranurados

Dado que el objetivo de las conexiones inteligentes es evitar la plastificación de las vigas conectadas, puede definirse fácilmente un criterio de diseño aplicando correctamente el segundo principio del diseño por capacidad con referencia a los componentes de la conexión. De acuerdo con este principio, los componentes no disipativos deben calcularse considerando los máximos esfuerzos que los componentes disipativos plastificados y endurecidos por deformación sean capaces de transmitir. En este caso, el componente disipativo está constituido por el amortiguador ranurado cuya resistencia última viene dada por la ecuación (1.2). Por tanto, el momento flector correspondiente a la capacidad del amortiguador ranurado viene dado por (Figura 1.7):

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

Por consiguiente, la sección de la viga, es decir, la zona primaria no disipativa cuya plastificación debería evitarse, tiene que satisfacer el siguiente requisito de diseño

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

siendo M_{b.Rd} la resistencia de cálculo a flexión de la viga.

El diseño de la sección de la viga mediante las ecuaciones (1.2), (1.4) y (1.5) asegura que la viga no plastifique. Con el objetivo de asegurar que la disipación de energía se concentre sólo en el amortiguador ranurado, todos los demás componentes de la unión deben diseñarse de acuerdo con el segundo principio del diseño por capacidad. Ello significa que el casquillo en T atornillado ubicado en el ala superior debe dimensionarse para transmitir una fuerza igual a P_u . Del mismo modo, el alma del pilar en compresión, el alma del pilar en tracción y la zona de panel a cortante deben comprobarse considerando la fuerza máxima P_u que es capaz de transmitir el amortiguador ranurado. Debido al empleo de un amortiguador histerético diseñado específicamente para asegurar una adecuada capacidad de desplazamiento y una adecuada disipación de energía, las conexiones equipadas con amortiguadores ranurados pueden asegurar bucles de histéresis estables (Figura 1.8) con una capacidad de rotación plástica más allá del valor de referencia requerido por las disposiciones del código estructural y para evitar la plastificación de la viga conectada. Por lo tanto, después de un evento sísmico destructivo, sólo podría ser necesaria la sustitución del amortiguador ranurado.



Figura 1.8: Resultados de ensayos experimentales en conexiones equipadas con amortiguadores ranurados

Los resultados de los ensayos [28] indicaron que las conexiones correctamente diseñadas, equipadas con amortiguadores ranurados, exhibieron un excelente comportamiento histerético. Además, la disipación de energía y la deformación plástica en este sistema se concentraron sólo en los amortiguadores ranurados, mientras que el comportamiento no elástico de vigas y pilares se evitó mediante el apropiado diseño por capacidad.

1.3.2 Conexiones inteligentes con BRB

Es conocido que los arriostramientos con pandeo impedido (BRBs) están constituidos por un núcleo central sometido a tracción/compresión que representa el componente disipativo. El pandeo del núcleo en compresión se evita utilizando una carcasa externa diseñada a tal fin. Por lo tanto, los BRBs se pueden considerar como un tipo particular de amortiguadores histeréticos que se usan típicamente como elementos de arriostramiento en pórticos arriostrados concéntricamente. En el instante en el que son reconocidos como un tipo de amortiguadores histeréticos, es evidente que su empleo puede extenderse a muchas configuraciones estructurales. En particular, en [29], se propone el empleo de BRBs para equipar uniones viga-pilar con amortiguadores histeréticos, habiéndose investigado dos configuraciones (Figura 1.9).



Figura 1.9: Conexiones viga-pilar equipadas con arriostramientos con pandeo impedido [29]

La primera configuración corresponde al empleo de arriostramientos con pandeo impedido que conectan tanto el ala superior como el ala inferior. En la segunda configuración, las BRBs están conectados sólo al ala inferior. En ambos casos, el ala superior se conecta al pilar mediante un casquillo en T atornillado que establece, de manera práctica, la ubicación del centro de rotación.



SECTION A-A Figura 1.10: Detalle estructural del BRB "all steel" utilizado como amortiguador histerético [29]

El amortiguador histerético está constituido por un núcleo de placa de acero cuyo pandeo en compresión se evita mediante una carcasa externa formada por dos elementos en T atornillados. Por lo tanto, el amortiguador es un BRB *all steel* (Figura 1.10).

El objetivo principal de las conexiones inteligentes es evitar la plastificación de la viga y la concentración de la disipación de energía en los amortiguadores sísmicos. Por lo tanto, también en este caso, el diseño del detalle estructural debe basarse en la aplicación de los principios de diseño por capacidad a nivel de componente. A partir de la condición de plastificación de la placa del núcleo $N = N_y$, el esfuerzo cortante de la viga $Q_b = Q_{bp}$ que conduce a la condición de plastificación de ejemplo, en lo que concierne a la configuración con BRBs que conectan tanto el ala superior como el ala inferior, la ecuación de equilibrio de fuerzas verticales es

la ecuación de equilibrio de fuerzas horizontales es H = 0 y, finalmente, la ecuación de equilibrio de momentos alrededor del centro de rotación B es:

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

Figura 1.11: Distribución de fuerzas en uniones viga-pilar equipadas con BRBs superior e inferior [29]

Por consiguiente, teniendo en cuenta que:

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

el esfuerzo cortante que se corresponde con la plastificación de la placa del núcleo del BRB viene dado por:

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

El máximo momento flector que aparece en la viga cuando plastifica el BRB, ocurre en la sección ED. De acuerdo con el segundo principio del diseño por capacidad, dicho momento viene dado por:

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

La siguiente condición debe ser satisfecha con el objetivo de evitar la plastificación de la viga:

$$\mathbf{M}_{b.Cd} \le \mathbf{M}_{b.Rd} = \frac{Z_b \mathbf{f}_y}{\gamma_{M0}} \tag{1.11}$$

Por consiguiente, combinando las ecuaciones (1.11) y (1.10), dada la sección transversal de la viga, se deriva fácilmente una relación útil para diseñar la placa del núcleo del BRB:

$$A_{core} \leq \frac{1}{f_{y}} \frac{M_{b.Rd} \left(1 - \frac{d_{c}}{2l_{b}}\right)}{2\zeta l_{c} (1 - \xi) \cos\alpha}$$
(1.12)

Tan pronto como la placa del núcleo de los BRBs haya sido diseñada para evitar la plastificación de la viga, todos los demás componentes de la unión tienen que ser dimensionados considerando

las máximas fuerzas transmitidas cuando la placa del núcleo plastifica, es decir, cuando ocurra que $N = N_v$.



Figura 1.12: Distribución de fuerzas en uniones viga-pilar equipadas con BRB inferior [29]

Aplicando el mismo procedimiento al caso de uniones viga-pilar equipadas con BRBs ubicados solamente en el ala inferior (Figura 1.12), se obtiene la siguiente relación para diseñar la placa del núcleo:

$$A_{core} \leq \frac{1}{f_{y}} \frac{M_{b.Rd} \left(1 - \frac{d_{c}}{2l_{b}}\right)}{\zeta l_{c} \left(1 - \xi\right) \left(1 + \frac{d_{b}}{2\zeta l_{c}}\right) \cos \alpha}$$
(1.13)

Los resultados de los ensayos [29] indicaron que las conexiones correctamente diseñadas, equipadas con arriostramientos con pandeo impedido, asumidos como amortiguadores histeréticos, exhibieron un excelente comportamiento a histéresis. La disipación de energía y la deformación plástica se concentraron sólo en los BRBs, mientras que el comportamiento no elástico de vigas y pilares se evitó mediante el apropiado diseño por capacidad.



Figura 1.13: Respuesta cíclica momento-rotación de uniones viga-pilar equipadas con BRBs [29]

1.3.3 Conexiones inteligentes con amortiguadores de fricción

Aunque Popov y Yang [30] propusieron por primera vez en 1995 las uniones viga-pilar equipadas con amortiguadores de fricción, la actividad investigadora sobre este nuevo tipo de conexión ha recibido un impulso sólo recientemente, principalmente en Nueva Zelanda [31-35], en donde también se han realizado las primeras aplicaciones a edificios reales en los "Te Puni Village Buildings" [36], junto con Italia [9, 10, 37-39].

Los amortiguadores de fricción actualmente propuestos para equipar uniones viga-pilar se pueden dividir en dos categorías: 1) amortiguadores basados en Conexiones de Fricción Simétricas (SFC) y 2) amortiguadores basados en Conexiones de Fricción Asimétricas (AFC).

Las conexiones de fricción simétricas están constituidas típicamente por dos placas externas con agujeros normales atornilladas a una placa interna con un agujero rasgado largo en la dirección de la fuerza aplicada. Además, se disponen pastillas de fricción entre las placas externas y la placa interna (Figura 1.14). Las pastillas de fricción pueden estar constituidas por una placa de un material específicamente seleccionado o por placas de acero debidamente revestidas. En ambos casos, el material de la pastilla de fricción o el revestimiento de las placas de acero deben seleccionarse de manera precisa con el objetivo de proporcionar valores adecuados del coeficiente de fricción y de reducir la pérdida de precarga del tornillo debido al desgaste de las superficies de contacto, asegurando la estabilidad de los bucles de histéresis [40, 42]. Las arandelas normales se sustituyen, a menudo, por arandelas Belleville, es decir, resortes de disco, para reducir las pérdidas de precarga del tornillo.



Figura 1.14: Concepción y comportamiento ideal fuerza-desplazamiento de una conexión de fricción simétrica

El comportamiento teórico fuerza-desplazamiento de una conexión de fricción simétrica se corresponde con el modelo ideal rígido-plástico perfecto donde el plateau, la meseta, se debe, en realidad, a la resistencia al deslizamiento de la conexión, la cual se puede calcular como

$$N_{slip} = n_b n_s \mu N_b \tag{1.14}$$

siendo n_b el número de tornillos, n_s el número de superficies de contacto, μ el coeficiente de rozamiento y N_b la precarga del tornillo.

Las conexiones de fricción asimétricas (Figura 1.15) están también constituidas por dos placas externas con agujeros normales, atornilladas a una placa interna con agujeros rasgados largos en la dirección de la fuerza aplicada, pero la fuerza se transmite al dispositivo por una sola placa externa. La segunda placa externa, denominada placa de tapa, no está sometida a fuerzas externas. Además, hay dos cuñas o pastillas de fricción entre las placas externas y la placa interna.



Figura 1.15: Concepción y comportamiento ideal fuerza-desplazamiento de una conexión de fricción asimétrica

Hay dos superficies de deslizamiento en la conexión de fricción asimétrica (AFC): 1) la interfaz entre la cuña superior y la placa externa transmitiendo la fuerza aplicada, y 2) la interfaz entre la cuña inferior y la placa interna. El comportamiento ideal fuerza-desplazamiento de las AFCs está caracterizado por dos niveles de resistencia al deslizamiento. A medida que la demanda sísmica excede la resistencia a rozamiento de la AFC, el deslizamiento ocurre primero en la primera interfaz, para un nivel de resistencia al deslizamiento correspondiente al punto B. Posteriores incrementos de la demanda sísmica obligan a que la segunda interfaz deslice, que está representado por el nivel de deslizamiento C. En esta etapa, el tornillo está en doble curvatura con una distribución de momentos flectores similar a la que se muestra en la Figura 1.16. Tras la inversión de carga, se produce un deslizamiento en la primera interfaz (D), y seguidamente en la segunda interfaz (E).



Figura 1.16: Comportamiento del vástago del tornillo en doble curvatura

El máximo momento flector en el vástago del tornillo viene dado por:

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

La resistencia de cálculo a flexión del vástago del tornillo, reducida para tener en cuenta la concomitancia del esfuerzo de tracción *N* debido al pretensado del tornillo, viene dada por:

$$M_{bolt.Rd} = Z_{b} \left(1 - \frac{N}{N_{b.Rd}} \right) f_{ub} \approx 0.1655 d_{b}^{3} \left(1 - \frac{N}{0.56d_{b}^{2} f_{ub}} \right) f_{ub}$$
(1.16)

La resistencia de cálculo a cortante del vástago del tornillo viene dada por:

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

Puesto que el tornillo se ve sometido simultáneamente a momento flector y cortante, debe tenerse en cuenta la interacción flector-cortante, y ello se plantea a través de la siguiente ecuación:

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

Teniendo en cuenta que V = μ N, combinando las ecuaciones (1.15-1.18) y resolviendo con respecto a *N*, la resistencia al deslizamiento debida a un solo tornillo se evalúa como:

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

Es importante señalar que la principal desventaja de las AFC en comparación con las SFC se debe a la consideración de la interacción M-N-V en el vástago del tornillo la cual, dados el coeficiente de rozamiento y el diámetro del tornillo, lleva a una reducción de la fuerza transmitida por rozamiento. De hecho, el valor de N correspondiente a la condición de plastificación del tornillo es menor que N_b, por lo que las AFCs pueden transmitir una fuerza menor en comparación con las SFCs. Por otra parte, los autores de AFCs revindican la existencia de cierto efecto de centrado debido a la forma del bucle de histéresis.

Las uniones viga-pilar equipadas con amortiguadores de fricción asimétricos también se denominan uniones articuladas deslizantes (Figura 1.17) [31-35]. La viga se coloca dejando una "holgura de viga", lejos de la cara del pilar. El ala superior de la viga se conecta al ala del pilar mediante una platabanda soldada al pilar y atornillada a la viga. El extremo de la platabanda, soldado al pilar, determina la ubicación del centro de rotación. Dicha ubicación del centro de rotación tiene como objetivo minimizar el daño de la losa. El esfuerzo cortante en la viga es soportado por los tornillos de la parte superior del alma. Los agujeros rasgados en dirección horizontal se encuentran en la platabanda del ala inferior y en los agujeros inferiores de la chapa de alma de la viga para permitir rotaciones significativas del extremo de la viga con respecto a

la cara del pilar. Existe un espacio entre el extremo del ala inferior de la viga y la cara del pilar. Se requiere que este espacio sea lo suficientemente grande para acomodar las demandas de rotación esperadas ante eventos sísmicos severos. Debajo de la platabanda del ala inferior se encuentra la placa de tapa del ala inferior. Es una placa flotante porque no tiene conexión física con el resto de la unión, aparte de a través de los tornillos. De manera similar, también se coloca una placa de tapa del alma en el exterior de la placa de alma. En todas las superficies en las que se pueda producir deslizamiento, se colocan cuñas. Estas cuñas pueden ser de acero, latón u otros materiales, y tienen agujeros de tamaño estándar, por lo que el deslizamiento ocurre en el lado de la cuña en contacto con la placa del ala inferior o la placa de alma.



Figura 1.17: Unión articulada deslizante con conexiones de fricción asimétricas [36, 43]

La Figura 1.18 muestra el comportamiento cíclico de las uniones articuladas deslizantes equipadas con conexiones de fricción asimétricas. Puede apreciarse que la forma del bucle histerético no es la de un dispositivo de fricción tradicional (es decir, rectangular), pero es como una versión aproximada difuminada.



Figura 1.18: Comportamiento cíclico de uniones articuladas deslizantes con conexiones de fricción asimétricas [43]

Los autores de este tipo de conexión se refieren a ella como una conexión de poco daño porque la plastificación se limita al desarrollo de una línea de plastificación en la placa del ala superior y en la placa del ala inferior soldada al ala del pilar, debido a la flexión de estas placas como

resultado de la rotación de la conexión y la plastificación de los tornillos debido a la interacción M-N-V que ocurre típicamente en las AFC. Ello quiere decir que, después de un evento sísmico severo, los tornillos deben ser sustituidos.

En la Universidad de Salerno, en el marco del proyecto europeo de investigación RFCS FREEDAM [44], se ha llevado a cabo un amplio análisis experimental de conexiones viga-pilar equipadas con conexiones de fricción simétricas. La conexión se concibe para permitir el empleo de un amortiguador de fricción completamente prefabricado y ensamblado en taller para asegurar así el máximo control del apriete de los tornillos y, como consecuencia, del nivel de precarga del tornillo que rige la resistencia al deslizamiento del amortiguador de fricción. Por consiguiente, el amortiguador de fricción prefabricado y premontado se atornilla sucesivamente, in situ, al ala del pilar y al ala de la viga. Además, el amortiguador de fricción prefabricado da lugar a un aumento del brazo de palanca y, por tanto, a un aumento del momento flector correspondiente al deslizamiento (Figura 1.19). El programa experimental conducente al desarrollo del amortiguador de fricción se presenta en el Capítulo 2, mientras que los ensayos de subensamblajes de uniones viga-pilar se presentan en el Capítulo 3.



Figura 1.19: a) Configuración con amortiguador horizontal; b) Configuración con amortiguador vertical

Se han ensayado ocho conexiones externas viga-pilar. El principal objetivo de los ensayos es, por una parte, la validación del procedimiento de diseño desarrollado en el marco del proyecto y, por otra parte, la valoración del sistema propuesto en términos de disipación de energía y prevención de daños en la conexión.

Los ensayos han estudiado experimentalmente ocho uniones viga-pilar, considerando dos tamaños diferentes de la viga (IPE 270 e IPE 450) y dos configuraciones diferentes del amortiguador de fricción (horizontal y vertical) de las uniones (Figura 1.19). Para cada configuración de amortiguador, el ensayo se realiza dos veces, una empleando resortes de disco y otra empleando arandelas planas simples para el ensamble de tornillos [44, 45].

Los prototipos han sido diseñados aprovechando, para todos los componentes de la unión, excepto la pastilla de fricción, los modelos ya propuestos por Eurocódigo 3, Parte 1-8 y, para el nuevo componente, es decir, el amortiguador de fricción, los resultados procedentes de los ensayos experimentales dedicados específicamente al amortiguador de fricción. El procedimiento de diseño de las uniones viga-pilar equipadas con amortiguadores FREEDAM se presenta en el Capítulo 7 perteneciente a la Parte II ("Manual de diseño").

A modo de ejemplo, la Figura 1.20 muestra el ensayo de una unión viga-pilar equipada con el amortiguador de fricción en la configuración horizontal. También se presenta el comportamiento cíclico de la unión mostrando la relación entre el momento flector, evaluado en el ala del pilar, y la rotación de la conexión. La forma de los bucles de histéresis se debe a la flexión del casquillo en T fijo y de los angulares, debido a la rotación de la conexión, dando lugar a una distribución de presiones sobre las pastillas de fricción (*cockpit effect*) diferente de la que ocurre en ensayos simples axiales que se realizan típicamente para la investigación experimental del amortiguador de fricción solamente.



Figura 1.20: Ensayo de una conexión equipada con el amortiguador de fricción en la configuración horizontal

Alguna menor plastificación puede aparecer en el vástago del casquillo en T fijo y en los vástagos de los angulares, debido a su flexión a causa del *cockpit effect*. Las conexiones pueden acomodar fácilmente cualquier valor que se desee de la rotación simplemente dimensionando la carrera de los agujeros rasgados largos de los amortiguadores de fricción.

La unión viga-pilar equipada con el amortiguador de fricción en la configuración vertical ha sido concebida con el objetivo de evitar el *cockpit effect* y, en consecuencia, mejorar la forma de los bucles de histéresis. También en este caso, el amortiguador de fricción está diseñado para ser completamente prefabricado y ensamblado en taller y, sucesivamente, atornillado in situ al ala del pilar y al ala de la viga.

A modo de ejemplo, en la Figura 1.21 se muestra el ensayo de una unión viga-pilar equipada con el amortiguador de fricción en la configuración vertical. También se presenta el comportamiento cíclico de la unión mostrando la relación entre el momento flector, evaluado en el ala del pilar, y la rotación de la conexión. La forma de los bucles de histéresis es muy similar a la forma rectangular ideal. Además, la estabilidad de los bucles es excelente con solamente una degradación menor de la resistencia al deslizamiento debido al desgaste de las superficies de contacto de las pastillas de fricción. Esto se debe al proceso de recubrimiento diseñado específicamente para las pastillas de fricción [44].

Además, en este caso, la leve plastificación queda limitada al vástago del casquillo fijo en T, sometido a flexión debido a la rotación de la conexión, que se utiliza para ubicar el centro de rotación. El centro de rotación obviamente se encuentra en el ala superior que soporta la losa de hormigón. Tal elección del centro de rotación tiene como objetivo evitar el daño de la losa de hormigón en las estructuras de los edificios.



Figura 1.21: Ensayo de una conexión equipada con el amortiguador de fricción en la configuración vertical

1.4 CONEXIONES AUTOCENTRADAS

Recientemente también se han propuesto conexiones disipativas autocentradas (SC-DC) para pórticos resistentes a momento [46-54]. Están constituidas por un sistema de re-centrado basado en cordones postensados (PT) que se combina con una conexión disipativa. Aunque las SC-DC propuestos por diferentes investigadores están equipadas con amortiguadores histeréticos o amortiguadores de fricción, en principio la conexión disipativa en las SC-DCs puede estar equipada con cualquier tipo de amortiguadores sísmicos pasivos.

A modo de ejemplo, la Figura 1.22 muestra una conexión disipativa autocentrada equipada con amortiguadores de fricción pasivos. El sistema de autocentrado generalmente está constituido por cordones postensados PT discurriendo paralelos a las vigas, a través de múltiples vanos entre pilares. Dichos cordones se anclan fuera de la zona de conexión, tal como se muestra en la Figura 1.23. Los cordones de acero de alta resistencia se postensan una vez instalados los dispositivos de fricción. Las alas de la viga se comprimen contra las alas del pilar debido a la fuerza de pretensado inicial, aplicada a los cordones. Para evitar la plastificación prematura o el pandeo de las alas de la viga debido a una compresión excesiva bajo la acción combinada de esfuerzo axil, debido al postensado, y flexión, se necesitan platabandas de refuerzo. Tales platabandas de refuerzo se sueldan típicamente en las caras exteriores de las alas de la viga. Las placas de las cuñas se colocan entre el ala del pilar y las alas de la viga de modo que sólo las alas de la viga y las platabandas de refuerzo estén en contacto con el pilar. Esto posibilita que se mantenga un buen contacto entre las alas de la viga y la cara del pilar, mientras se protege al alma de la viga de la plastificación.



Figura 1.22: Conexiones autocentradas equipadas con amortiguadores de fricción [48, 54]

Los dispositivos de fricción están ubicados en las alas de la viga y están compuestos por una placa interna (placa de fricción) intercalada entre dos placas de latón a modo de cuñas que constituyen las pastillas de fricción. Dichas pastillas de fricción están en contacto con la placa interna y con la placa de refuerzo del ala de la viga o con una placa exterior. Todas las placas están atornilladas a las alas de la viga. Se perforan agujeros rasgados largos en la placa interna para acomodar la carrera del amortiguador de fricción durante la apertura y el cierre del espacio de las conexiones. El rozamiento se genera cuando las alas de la viga y la placa exterior deslizan contra la placa interna al rotar la viga alrededor del centro de rotación, ubicado a mitad del canto de las placas de refuerzo. Una chapa de cortante con agujeros rasgados se atornilla al alma de la viga y se suelda al ala del pilar con el objetivo de transmitir los esfuerzos cortantes.



Figura 1.23: Componentes de una conexión autocentrada con amortiguadores de fricción (izquierda) y respuesta cíclica obtenida (derecha) [48, 54]

El comportamiento momento-rotación de dicho tipo de conexión, cuando ésta se ve sometida a carga cíclica, se muestra esquemáticamente en la Figura 1.23. El comportamiento se caracteriza por la abertura y cierre de un espacio en la interfaz viga-pilar. La resistencia total a momento de la conexión viene proporcionada por el momento debido a la fuerza de pretensado inicial en los cordones, la fuerza de rozamiento, y una fuerza adicional desarrollada debido al alargamiento de los cordones. Las fuerzas de rozamiento actúan en la mitad del canto de las placas de fricción superior e inferior.

Bajo el momento aplicado, la conexión se comporta inicialmente como una conexión rígida y la rotación relativa es igual a cero (eventos 0 a 2 en la Figura 1.23). Una vez que la magnitud del momento aplicado alcanza la resistencia a momento debido a la fuerza de pretensado inicial en los cordones, se produce la descompresión de la viga de la cara del pilar. El momento correspondiente (evento 1) se denomina momento de descompresión. El momento aplicado continúa aumentando entre los eventos 1 y 2 ya que la rotación de la viga aún está restringida por la resistencia de los amortiguadores de fricción. En el evento 1 la fuerza de rozamiento es mínima y aumenta gradualmente hasta su valor máximo en el punto 2, que es el punto de rotación incipiente.

Después de la apertura del espacio, la rigidez elástica a esfuerzo axil de los cordones postensados proporciona la rigidez residual de la conexión. En esta fase, el alargamiento de los cordones produce una fuerza adicional que contribuye a resistir el momento total aplicado. En el evento 4 se puede producir eventualmente la plastificación de los cordones. Cuando ocurre la descarga (evento 3), la rotación relativa permanece constante. En el evento 5, la fuerza de rozamiento es nuevamente igual a cero. Entre los eventos 5 y 6, la fuerza de rozamiento cambia de dirección y

aumenta progresivamente hasta obtener su valor máximo nuevamente en el evento 6. Entre los eventos 6 y 7, la viga gira hasta que el ala superior de la viga vuelve a estar en contacto con la placa de cuña, pero no está comprimida. Entre los eventos 7 y 8, el valor de la fuerza de rozamiento disminuye con la viga, que está comprimida contra las placas de cuñas y M es igual a cero en el evento 8. Una inversión completa en el momento aplicado resultará en un comportamiento de la conexión similar al que ocurre en carga, tal como se muestra en la Figura 1.23.

Es fácil reconocer que, para obtener un comportamiento autocentrado de la conexión, es de primordial importancia que los cordones se mantengan en rango elástico y que, además, las alas de la viga también tienen que ser reforzadas para evitar la plastificación. Si se aseguran estas condiciones, se conserva la fuerza de postensado y la conexión se autocentrará al descargar. Ello quiere decir que la rotación relativa vuelve a cero al eliminar el momento de la conexión y la estructura vuelve a su posición inicial previa al terremoto, siempre que los pilares estén dimensionados para evitar su plastificación. El comportamiento cíclico momento-rotación de la conexión de la conexión de la conexión de disipación de energía está relacionada con la fuerza desarrollada entre las superficies de fricción.

1.5 REFERENCIAS

- 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

CAPÍTULO 2 desarrollo de amortiguadores de fricción

2.1 INTRODUCCIÓN

Sistemas pasivos basados en el uso de disipadores de fricción

El desarrollo de dispositivos de amortiguamiento suplementarios comenzó en Nueva Zelanda hace unos 50 años gracias a una mejor comprensión de la respuesta sísmica de las construcciones basada en la interpretación física de la dinámica estructural en términos de balance energético [1]-[4]. De hecho, como ya se ha comentado, la energía sísmica introducida se suele transformar en energía cinética, amortiguamiento viscoso e histerético y energía de deformación elástica. La incorporación de un sistema pasivo de disipación de energía en puntos específicos de una construcción cambia las propiedades estructurales y, específicamente, modifica el balance energético durante el evento sísmico, proporcionando beneficios en términos de reducción de los desplazamientos y daños. Además, maximizar la disipación de energía en fusibles específicos mediante la adopción de estrategias de diseño adecuadas permite mejorar la reparabilidad estructural en caso de eventos sísmicos severos debido a la oportunidad de reemplazar fácilmente los dispositivos dañados. Debido a estos beneficios, en las últimas décadas, el desarrollo de sistemas de amortiguación suplementarios ha recibido una gran atención de académicos e ingenieros, lo que ha llevado al desarrollo de un gran número de dispositivos [5]-[10]. Muchos de estos sistemas se han instalado en edificios y puentes en todo el mundo, tanto para reacondicionamiento sísmico como para nuevas construcciones (Figura 2.1-Figura 2.4).



Figura 2.1 – Amortiguadores viscosos aplicados en el Puente de Rion-Antirion (Grecia) - (Cortesía: FIPMEC srl)

Figura 2.2 – Arriostramientos de pandeo impedido instalados en estructura prefabricada de h.a. en Ancona (Italia) - (Cortesía: FIPMEC srl)

En general, los sistemas pasivos de disipación de energía se pueden dividir en tres categorías: i) sistemas activados por desplazamiento; ii) sistemas activados por velocidad; iii) sistemas activados por movimiento. La primera categoría se refiere a los dispositivos que disipan energía debido al desplazamiento relativo que se produce entre dos puntos de la estructura. Estos amortiguadores tienen características que no dependen de la frecuencia del movimiento y

proporcionan fuerzas que están en fase con los esfuerzos que surgen en la estructura. Ejemplos típicos de sistemas pertenecientes a esta categoría son todas las tipologías de disipadores metálicos por deformación plástica. La segunda categoría se refiere a los amortiguadores que disipan la energía sísmica introducida a través de velocidades relativas que ocurren entre puntos conectados de la estructura. Las características de estos amortiguadores dependen de la frecuencia del terremoto y, por lo general, las fuerzas máximas generadas en los amortiguadores no están en fase con la respuesta estructural. Esto significa que la resistencia máxima exhibida por los amortiguadores activados por velocidad no es contemporánea a la respuesta estructural máxima en términos de desplazamientos y fuerzas. Ejemplos típicos de sistemas activados por velocidad son amortiguadores viscosos y viscoelásticos.



Figura 2.3 – Dispositivo ADAS después del ensayo



Figura 2.4 – Dispositivo Pall instalado en un arriostramiento de diagonal simple en la Commercial Airplane Factory Everrett, EEUU -(Cortesía: Dr Pall)

Finalmente, los dispositivos activados por movimiento son aquellos que modifican la respuesta estructural a través de un sistema secundario. Un ejemplo típico de un dispositivo activado por movimiento es el amortiguador de masa sintonizada que consiste en un sistema de masa-resorteamortiguador capaz de perturbar el flujo de energía, reduciendo la respuesta estructural. Una amplia categoría de amortiguadores suplementarios se basa en la fricción seca para disipar la energía introducida por el terremoto. En estos elementos, la energía se disipa mediante el deslizamiento entre dos superficies en contacto, que se sujetan mediante la aplicación de presiones hidráulicas, fuerzas electromagnéticas o, en el caso más simple, mediante tornillos de alta resistencia. Este último método de sujeción es, por su sencillez, probablemente el más aplicado en la práctica de la ingeniería civil. De hecho, al adoptar tornillos de alta resistencia, es posible aplicar una fuerza constante en una o más superficies en contacto simplemente controlando el valor del par de apriete y el número y diámetro de los tornillos. Los amortiguadores de fricción generalmente entran en la categoría de amortiguadores activados por desplazamiento, porque su fuerza de deslizamiento se considera que depende solo ligeramente de la velocidad y el contenido de frecuencia de la excitación. No obstante, mientras que, por un lado, la fuerza de deslizamiento inicial de los amortiguadores de fricción se ve afectada en muchos casos de manera insignificante por la velocidad, por otro lado, el desgaste y la degradación de la resistencia a la fricción dependen en gran medida de la velocidad. El
comportamiento cíclico de los amortiguadores de fricción se puede describir normalmente mediante una respuesta de rígido-plástica.



Figura 2.5 – Primera patente japonesa de un dispositivo antisísmico de fricción [11]



Figura 2.6 – Concepto de una unión deslizante con dispositivos de fricción simétricos [11]

Figura 2.7 – Unión deslizante con amortiguadores de fricción asimétricos del premiado Te Puni Village de Wellington – [13]

Por lo tanto, el único parámetro que necesita el proyectista es la fuerza de deslizamiento que, a su vez, depende del valor de la fuerza normal a las superficies en contacto y del coeficiente de fricción que es una característica intrínseca de la interfaz de deslizamiento. Una gran ventaja de los dispositivos de fricción es que se pueden usar para trabajar como reductores de desplazamiento en condiciones de servicio, mientras que pueden disipar la energía sísmica introducida bajo acciones sísmicas severas.

El coeficiente de fricción depende de diferentes fenómenos, como la adherencia, el *ploughing* y la presencia de contaminantes. El modelado de estos fenómenos se suele estudiar en tribología donde, para desarrollar teorías para predecir las fuerzas de deslizamiento bajo cargas estáticas y dinámicas, se modelan físicamente la topografía de las superficies, la dureza de los materiales, las propiedades mecánicas y los efectos de las capas de interfaz (Figura 2.8, Figura 2.9). Por el contrario, en la ingeniería estructural, las propiedades de los materiales de fricción se estudian típicamente siguiendo el enfoque experimental que, para los alcances de la ingeniería sísmica,

generalmente se considera suficiente para proporcionar la información necesaria para diseñar tales dispositivos.



Figura 2.8 – Diferencia entre áreas de contacto reales y aparentes [14]

Figura 2.9 – Desgaste por abrasión [14]

En la literatura técnica, varios trabajos tratan sobre la caracterización del comportamiento histerético de superficies metálicas deslizantes con diferentes tratamientos superficiales sujetas mediante tornillos de alta resistencia a la fricción. Este caso es particularmente significativo para los fines de ingeniería civil porque la mayor parte de los amortiguadores de fricción desarrollados desde los años 70 para ser utilizados para arriostramientos disipativos u otros elementos de conexión adoptan este enfoque. Los primeros dispositivos de este tipo fueron desarrollados por [15] introduciendo amortiguadores de fricción en la intersección de los arriostramientos, que adoptaron pastillas de freno de amianto entre las superficies deslizantes de acero. Una de las formas más simples de amortiguador de fricción ha sido propuesta por [16], quien adoptó placas ranuradas atornilladas simples ubicadas en el extremo de un arriostramiento convencional. La conexión arriostramiento-pórtico se diseñó para que deslice antes de plastificar o inestabilizar el arriostramiento. [17] propuso otro amortiguador de fricción para los tirantes Chevron. Las aplicaciones recientes de los amortiguadores de fricción están relacionadas con el concepto de sistemas de bajo daño, que pueden disipar la energía de entrada sufriendo solo daños insignificantes. Las conexiones semirrígidas de viga a pilar de bajo daño han sido investigadas recientemente. Las conexiones atornilladas ranuradas han demostrado ser una alternativa prometedora a las tipologías de conexión tradicionales. En efecto, las conexiones atornilladas ranuradas han sido investigadas principalmente por Grigorian et al. [12] y, con base en estos estudios, Clifton [18-21] ha desarrollado uniones de rótulas deslizantes (SHJ) con conexiones de fricción asimétricas (AFC) ubicadas en el ala inferior de la viga (Figura 2.6, Figura 2.7). Tras estos estudios iniciales, en los últimos años se han propuesto otras soluciones similares. En [23] - [24], el amortiguador de fricción se ha realizado con angulares y una chapa de refuerzo atornillada tanto al ala inferior de la viga como al pilar. El principal beneficio de esta configuración es la posibilidad de prefabricar el amortiguador, asegurando un mejor control del material de fricción empleado y de la correcta aplicación de los procedimientos de apriete de los tornillos. Además, la principal diferencia con la solución propuesta por Clifton es la adopción de conexiones de fricción simétricas (SFC) en lugar de conexiones de fricción asimétricas (AFC). Para ambas soluciones, la presencia del forjado concentra la plastificación en el nivel del ala inferior de la viga, por lo que el daño se limita al dispositivo dejando intacta la conexión (Figura 2.10, Figura 2.11).



Figura 2.10 – Vista conceptual de una unión FREEDAM



Figura 2.11 – Unión viga-pilar FREEDAM durante ensayo de laboratorio

En todas las aplicaciones recogidas anteriormente, está claro que el desarrollo de un amortiguador de fricción fiable capaz de proporcionar ciclos de histéresis amplios y estables es de suma importancia. Dentro del proyecto de investigación FREEDAM, este tema ha sido ampliamente investigado proponiendo soluciones de bajo costo y fáciles de aplicar en la práctica, proporcionando también herramientas simples para el diseño y modelado de los amortiguadores de fricción atornillados ranurados que se han desarrollado. La fuerza de deslizamiento de un amortiguador de fricción es el resultado del producto del coeficiente de fricción multiplicado por el número de interfaces de fricción, el número de tornillos y la fuerza de pretensado del tornillo. Por tanto, para gobernar la resistencia al deslizamiento de un amortiguador de fricción, es necesario controlar la fuerza de pretensado aplicada en los tornillos y caracterizar con precisión el valor del coeficiente de fricción del material empleado para realizar la interfaz de fricción. La fuerza de pretensado del tornillo se puede controlar aplicando uno de los métodos sugeridos por EN1090-2 [27] (p.e. método combinado, método de apriete, arandelas DTI), que están concebidos para asegurar la confiabilidad mínima del 95% en el apriete requerido por EN1990 [26]. Por el contrario, el valor del coeficiente de fricción que una determinada interfaz es capaz de desarrollar es algo que necesita ser caracterizado experimentalmente y depende de una pluralidad de factores. En particular, como ya se demostró en trabajos experimentales anteriores, el coeficiente de fricción de una interfaz depende en gran medida de los materiales empleados para realizar el dispositivo de fricción y de sus principales propiedades tribológicas, como el acabado superficial, la micro y macro dureza, la resistencia a cortante de los materiales y su rugosidad. Este tema se aborda en los siguientes párrafos donde se detalla el comportamiento de los amortiguadores de fricción desarrollados durante el proyecto de investigación FREEDAM. Específicamente, se presenta la respuesta de los amortiguadores en condiciones de carga cíclica (para baja y alta velocidad). Posteriormente, se considera la respuesta a largo plazo de los amortiguadores de fricción y se proporciona información relevante para el diseño de los amortiguadores de fricción de la unión FREEDAM.

2.2 SELECCIÓN DE MATERIALES PARA EL DESARROLLO DE PASTILLAS DE FRICCIÓN

2.2.1 Teorías básicas de fricción

Desde el punto de vista histórico, la mayor parte de los estudios tribológicos anteriores se ha dirigido a la investigación de las propiedades friccionales de los metales, reconociendo que existen dos fuentes principales de fricción entre los cuerpos deslizantes: la adhesión y el *ploughing*. El componente de adhesión surge porque cuando dos superficies se cargan una contra la otra, las asperezas se deforman plásticamente dando lugar a la formación de las llamadas uniones de "soldadura en frío". Debido al contacto íntimo de estas uniones, la rotura de los enlaces de adhesión requiere una cierta fuerza de deslizamiento. En cuanto al *ploughing*, se debe a la rugosidad de las superficies naturales, por lo que el movimiento relativo entre las superficies en contacto requiere que un cuerpo se eleve por encima del otro. La teoría más simple para explicar matemáticamente el origen del componente de adhesión se debe a [28] quien afirma que, al ser la adhesión dependiente de la resistencia a rasante de uniones soldadas en frío por contacto, debe ser proporcional al área de contacto real que, para metales con comportamiento elastoplástico ideal, se puede suponer igual a $A = N/\sigma_0$, donde A es el área real de contacto, σ_0 es la dureza a penetración del material y N es la carga normal a las superficies. La fuerza de fricción total debida a la adhesión (F_A) se puede expresar como:

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

siendo *s* la fuerza por unidad de área necesaria para cortar las uniones de soldadura en frío. Como ya se ha dicho, el *ploughing* es la fuerza de fricción causada por las asperezas de un metal duro que penetra en un metal más blando. Según la teoría de Bowden y Tabor, esta contribución se puede estimar de la siguiente manera:

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

donde n es el número de asperezas, r es la mitad de la anchura de la aspereza y h es la altura de la aspereza. Por tanto, la fuerza de deslizamiento total (F) debida a la adherencia y al *ploughing* viene dada por:

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

El componente de *ploughing* es muy importante durante el proceso de abrasión, pero, en el caso de los metales, se ha demostrado que dicha contribución es insignificante en comparación con la adherencia. Por lo tanto, la ecuación (2.1) explica una propiedad muy importante para los metales, indicando que la relación entre la fuerza de fricción y la fuerza normal aplicada es un valor constante que no depende del área aparente de contacto. Prácticamente, la teoría de Bowden y Tabor explica dos de los tres postulados de la teoría clásica de la fricción seca, afirmando que:

• la fuerza de fricción total es independiente de la superficie aparente de contacto;

- la fuerza de fricción total que se puede desarrollar es proporcional a la acción normalmente aplicada;
- en caso de velocidades de deslizamiento pequeñas, la fuerza de fricción total es independiente de la velocidad de deslizamiento.

Los dos primeros postulados se conocen a menudo como leyes de Amonton, en honor al ingeniero francés que los presentó en 1699, mientras que el tercero se debe a Coulomb [29] - [30]. Durante el deslizamiento, la relación clásica para calcular la fuerza tangencial que actúa en la interfaz deslizante en la dirección opuesta al movimiento es la conocida ecuación de fricción de Coulomb $F=\mu N$, donde F es la fuerza de deslizamiento, N es la fuerza normal y μ es el coeficiente de fricción. La fuerza de fricción siempre se opone al movimiento (en caso de fricción cinética) o al movimiento potencial (en caso de fricción estática). De acuerdo con la ecuación (2.1), se puede obtener la siguiente relación:

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

donde s_0 es la tensión tangencial crítica del material más débil y σ_0 es la dureza del material más blando. La ecuación (2.4) proporciona una estimación razonable del coeficiente de fricción para metales, pero en general, el coeficiente de fricción depende de los otros tres efectos: la presión de contacto (*P*), la velocidad de deslizamiento (*v*) y la temperatura (*T*). Por lo tanto, en general, el coeficiente de fricción de una interfaz debe expresarse como $\mu = \mu(P, v, T)$.

En el caso de materiales a base de caucho, la estructura del material influye en sus características friccionales. De hecho, el caucho tiene un módulo elástico bajo, y su área de contacto real se ve fuertemente afectada por la magnitud de la carga normal porque el material se adapta a la forma de las asperezas superficiales del material más duro [31]. El comportamiento de los materiales poliméricos se desvía de la teoría clásica de la fricción. De hecho, la tribología de los polímeros está influenciada por las uniones adhesivas, la resistencia a cortante del material en contacto y el área de contacto real [32]. El coeficiente de fricción de los polímeros, dependiendo del rango considerado de carga normal aplicada y del tipo de polímero, puede representarse mediante relaciones constantes o decrecientes [33] - [35]. En particular, se han propuesto varias relaciones matemáticas para modelar el coeficiente de fricción de las interfaces acero-caucho, expresando μ en función de la presión de contacto (*P*) y del módulo de elasticidad del material (*E*). Algunos de ellos se recogen aquí:

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

donde a y b son parámetros empíricos a determinar mediante ensayos experimentales;

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

donde los valores de K y n deben ser hallados experimentalmente;

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

donde μ_{∞} es el valor del coeficiente de fricción cuando la presión es infinita, *a* es una constante experimental y *h* es la dureza Shore dividida por 100. Finalmente, en el caso del caucho, hay que señalar otra desviación importante con respecto de teoría clásica de la fricción. De hecho, en el caso de materiales poliméricos, la fuerza de fricción puede depender significativamente de la velocidad de deslizamiento. Este comportamiento se debe al comportamiento viscoelástico de los polímeros. No obstante, generalmente para muchos materiales poliméricos, la influencia de la velocidad es pequeña dentro de un rango limitado de velocidades (0.01-1 cm / s).

2.2.2 Materiales de fricción ensayados durante el proyecto de investigación FREEDAM

Hasta la fecha, ya se han dedicado varios estudios al análisis de materiales de fricción para dispositivos sísmicos y uniones de fricción. Principalmente, los estudios anteriores se han centrado en el análisis de materiales de fricción, especialmente para su aplicación a dispositivos suplementarios de disipación de energía [38] - [40] pero, más recientemente, también se han desarrollado estudios similares para la aplicación de amortiguadores de fricción en conexiones o para el desarrollo de tipos particulares de uniones de fricción con *finger plates* para torres de acero con perfiles tubulares. En particular, recientemente se han realizado importantes trabajos relacionados con la caracterización del comportamiento de las interfaces de fricción dentro de las actividades del proyecto HISTWIN en [41] - [42] (donde se han estudiado conexiones de fricción estática para su aplicación en torres eólicas de acero), y por el grupo de investigación de la Universidad de Auckland [18] - [21] que ya ha realizado una serie de pruebas cíclicas tanto en conexiones elementales como en uniones equipadas con amortiguadores de fricción asimétricos. Además, en [43] también se han desarrollado otros trabajos que tratan sobre la caracterización del coeficiente de fricción entre interfaces. Dentro del proyecto de investigación FREEDAM, todos estos trabajos se han utilizado como referencia para proporcionar una selección racional de materiales a ensayar para la aplicación en conexiones FREEDAM.

Además, la selección de las interfaces que se utilizarán para los amortiguadores de fricción se ha basado en algunos principios que surgen de estudios teóricos clásicos dedicados a la evaluación de la respuesta de los dispositivos de amortiguación pasa su uso en aplicaciones de ingeniería sísmica. A partir de la ecuación (2.4) se puede reconocer fácilmente que, en el caso de interfaces metálicas, normalmente se pueden alcanzar valores altos del coeficiente de fricción solo mediante el acoplamiento de materiales con una gran diferencia de dureza superficial. Hay varias posibilidades de obtener esta diferencia, pero los materiales empleados principalmente para realizar interfaces de fricción en combinación con acero son normalmente metales, cauchos o aleaciones de carburo. Algunas de estas categorías de materiales ya han sido ampliamente investigadas por varios autores, como aceros templados de alta resistencia, latón o cauchos fenólicos. Ejemplos de trabajos experimentales ya realizados son el realizado por [14] sobre aceros normales y resistentes a la abrasión y el trabajo realizado por [43] sobre acero al carbono, latón, aluminio con rociado y diferentes tipos de cauchos. Estos análisis han evidenciado que las interfaces constituidas por acero al carbono pueden desarrollar solo valores bajos del coeficiente de fricción (0.1-0.25) y además, cuando se someten a un historial de carga cíclica, proporcionan un comportamiento de endurecimiento por deformación significativo debido al daño que se produce en el superficies y el aumento de la componente de *ploughing* del coeficiente de fricción (Figura 2.12, Figura 2.13).



Figura 2.12 – Ensayo sobre acero al carbono [14] 4 tornillos – Nivel de pretensado de cada tornillo 210 kN - 1 superficie de contacto



Figura 2.13 – Ensayo sobre acero al carbono [43] 4 tornillos – Nivel de pretensado de cada tornillo 50 kN - 2 superficies de contacto

Obviamente, un valor inicial del coeficiente de fricción muy bajo y la respuesta de endurecimiento por deformación mostrada en condiciones de carga cíclica son características no apropiadas para la aplicación de estos materiales a amortiguadores de fricción. De hecho, un valor bajo del coeficiente de fricción inicial representa una fuerte limitación para el desarrollo de conexiones de fricción con un bajo costo porque emplear un material de este tipo requeriría el empleo de muchos tornillos en el amortiguador y, como consecuencia, la adopción de dispositivos de gran tamaño y alto costo. Además, el comportamiento de endurecimiento por deformación no es una característica ventajosa para la aplicación porque, si los dispositivos de fricción se someten a un endurecimiento por deformación, entonces se requiere que todos los demás elementos de las conexiones y los pilares tengan que ser reforzados con respecto al aumento de los valores de las fuerzas, lo que lleva a un gran sobredimensionamiento de todos los elementos del pórtico. Por todas estas razones, las interfaces con acero al carbono generalmente no se consideran adecuadas para amortiguadores sísmicos y, por razones similares, también los aceros de alta resistencia y los aceros resistentes a la abrasión ya propuestos en [14] presentan limitaciones. Las cuñas de fricción hechas de acero resistente a la abrasión, aunque pueden desarrollar un valor más alto del coeficiente de fricción (aproximadamente 0,4), todavía se caracterizan por un cierto endurecimiento por deformación. Otros materiales considerados en trabajos experimentales anteriores son el latón, aluminio con rociado y diferentes tipos de caucho [43]. A partir de experiencias pasadas, los cauchos normalmente utilizados para su aplicación en sistemas de frenado (que están constituidos principalmente por resinas fenólicas) han demostrado proporcionar una respuesta estable pero un valor bastante bajo del coeficiente de fricción (que va de 0,15 a 0,25). Además, como se informa en [43], estos materiales se caracterizan típicamente por un valor bajo de resistencia a la tracción, y esto los hace no apropiados para su aplicación en conexiones por fricción a menos que estén pegados a las placas de acero. De hecho, pueden sufrir fácilmente fallas frágiles en secciones perforadas bajo las acciones que normalmente surgen en las conexiones de fricción (Figura 2.14, Figura 2.15). Por lo tanto, debido a estos inconvenientes, los materiales de caucho no se han considerado para pruebas adicionales en el proyecto FREEDAM.



Figura 2.14 – Ensayo sobre Caucho M2
[43] 4 tornillos – Nivel de pretensado de cada tornillo 50 kN - 2 superficies de contacto)



Figura 2.15 – Rotura frágil de cuñas de fricción de caucho a lo largo de la sección neta [43]

El latón ha sido tema de varios estudios dedicados a caracterizar su comportamiento friccional [38], [39], [43] o probar su aplicación en dispositivos de fricción. En particular, en el trabajo realizado por Voiculescu & Dalban [39], se ha señalado, mediante ensayos en uniones a cortante de solape simple, que el coeficiente de fricción del latón es aproximadamente igual a 0,3. En [43] también se ha estudiado el latón mediante ensayos en empalmes con cubrejuntas y, además, en este caso, se ha señalado que el valor inicial del coeficiente de fricción es muy bajo (alrededor de 0,1) aunque tiende a aumentar con el aumento del *ploughing* que surge en la interfaz bajo condiciones de carga cíclica.



Figura 2.16 – Ensayo sobre aluminio con rociado térmico [40] 1 tornillo –superficies de contacto- Coeficiente de Fricción proporcionado por los autores: 0.71



Figura 2.17 – Comportamiento del aluminio con rociado térmico [43] 4 tornillos – Nivel de pretensado de cada tornillo 50 kN - 2 superficies de contacto

[40] y [43] han presentado pruebas prometedoras sobre aluminio rociado térmicamente. Estos análisis experimentales han señalado que la respuesta tribológica del aluminio rociado térmicamente se caracteriza por el desarrollo de valores del coeficiente de fricción superiores a 0.4 y por una respuesta estable en condiciones de carga cíclica (Figura 2.16, Figura 2.17). Aparte de la aplicación específica, estos estudios han demostrado que, en general, los recubrimientos por rociado térmico también se caracterizan por un alto potencial de aplicación industrial debido a su bajo costo. Sobre la base de esta consideración, durante el proyecto de investigación

FREEDAM, se han seleccionado materiales que pueden aplicarse mediante técnicas de rociado térmico para el desarrollo de amortiguadores de fricción. El rociado térmico es un procedimiento industrial para aplicar recubrimientos por medio de dispositivos/sistemas especiales a través de los cuales los metales fundidos son propulsados a alta velocidad sobre superficies de componentes limpias y preparadas. En este procedimiento, el material de recubrimiento se funde mediante una fuente de calor, y luego se impulsa mediante gases sobre un material base, donde solidifica formando una capa sólida (Figura 2.18, Figura 2.19).

Como ya se mencionó anteriormente, la diferencia entre la dureza superficial de las placas en contacto es una característica fundamental porque el coeficiente de fricción de una interfaz de metal está regido por la relación entre la resistencia al corte del material más débil (s_0) y la dureza superficial del material más blando (σ_0) [28]. Por tanto, con base en la observación anterior, es claro que, para obtener un valor alto del coeficiente de fricción, los requisitos son: i) una gran diferencia de dureza superficial de los materiales en contacto; ii) un alto valor de la resistencia al corte del material más débil; iii) se necesita un valor muy bajo de la dureza superficial del material más blando. Para evitar fenómenos de corrosión, los amortiguadores de fricción FREEDAM están constituidos por chapas interiores de acero inoxidable de grado 1.4301 (equivalente a AISI 304), que se caracteriza por una dureza superficial de aproximadamente 130 HV. Por lo tanto, el material de las cuñas de fricción a acoplar con las placas de acero inoxidable se ha seleccionado para que se caracterice por un valor mucho más bajo o mucho más alto de la dureza superficial para desarrollar valores altos del coeficiente de fricción. Para alcanzar este objetivo, la selección de materiales se ha realizado comprobando entre todos los materiales o aleaciones comercialmente disponibles aquellos caracterizados por valores de dureza superficial significativamente alejados de 130 HV. Por tanto, se han ensayado dos clases de materiales: los denominados materiales "duros" y los denominados materiales "blandos". En la clase de materiales blandos, se han ensayado metales puros aplicados mediante rociado térmico, caracterizados por un HV que oscila entre 5 y 30 (etiquetados de M1 a M5 en los párrafos siguientes). Por el contrario, en la clase de materiales duros, las aleaciones pulvimetalúrgicas de carburo y también las cuñas de fricción de níquel no electrolítico producidas por 3M Deutschland GmbH se han identificado como materiales de recubrimiento caracterizados por valores altos de dureza superficial y, por lo tanto, apropiados para materializar una interfaz friccional para el revestimiento de las cuñas de fricción de los amortiguadores (etiquetadas de M6 a M8 en los párrafos siguientes). La dureza superficial de las aleaciones de carburo seleccionadas varía de 550 a 1200 HV. Por el contrario, las cuñas de fricción producidas por 3M son de níquel no electrolítico con adiciones de polvo de diamante para obtener un alto valor de la dureza superficial (600/900 HV).

Es útil señalar que cuando se combina acero inoxidable con materiales más duros, se promueve el desgaste de la placa de acero y, por tanto, el coeficiente de fricción obtenido se rige principalmente por la relación entre la resistencia al corte y la dureza superficial de la placa de acero. Por el contrario, cuando el acero se combina con un material más blando, el desgaste de la interfaz se debe esencialmente al consumo de las cuñas de fricción, y el coeficiente de fricción depende principalmente de la relación entre la resistencia al corte y la dureza superficial del material empleado para recubrir la cuña de fricción.



Figura 2.18 – Esquema del proceso de rociado por arco eléctrico (www.metco.com)



Figura 2.19 – Esquema del proceso de rociado por plasma (www.metco.com)

2.3 COMPORTAMIENTO BAJO CONDICIONES DE CARGA CÍCLICA

Para caracterizar el coeficiente de fricción de los amortiguadores utilizados en las uniones FREEDAM, tanto en la Universidad de Salerno como en las instalaciones de FIP Industriale SpA se ha llevado a cabo una amplia campaña experimental sobre amortiguadores de fricción elementales. El trabajo experimental ha considerado una serie de variables, a saber: i) el tipo de material de fricción empleado; ii) el efecto de la fuerza de sujeción de los tornillos; iii) el efecto de la disposición de tornillos adoptada; iv) la variabilidad aleatoria del material evaluada en términos de coeficiente de fricción; v) la velocidad de aplicación de las cargas. Los principales resultados y los procedimientos de ensayo aplicados se describen a continuación brevemente.

2.3.1 Diseño para los ensayos a baja velocidad

El espécimen típico realizado para evaluar el valor del coeficiente de fricción de las interfaces analizadas durante el proyecto de investigación FREEDAM está compuesto por un sistema de placas de acero ensambladas con el fin de probar el comportamiento uniaxial de las interfaces de fricción resultantes del acoplamiento de una placa de acero inoxidable con cuñas de fricción revestidas con uno de los ocho materiales descritos anteriormente.

La muestra ensayada está inspirada en el diseño de las muestras proporcionado para los ensayos de deslizamiento en EN1090-2 [27]. En particular, está constituido por una placa ranurada realizada de acero inoxidable 1.4301 [45] equivalente al acero AISI 304, una placa de acero con orificios normales para la conexión de la muestra a la máquina de ensayo y placas de acero externas y cuñas de fricción pretensadas con tornillos M20 clase 10.9 HV [46] (Figura 2.22, Figura 2.23). La muestra probada tiene como objetivo simular las mismas condiciones que se esperan en el amortiguador de fricción de las conexiones viga-pilar FREEDAM. En particular, la placa de acero inoxidable con orificios ranurados simula la placa interna de un refuerzo que se puede prefabricar fácilmente y unir al ala inferior de la viga directamente en obra para realizar el montaje del amortiguador de fricción, mientras que las placas de acero externas tienen como objetivo simular los angulares utilizados para sujetar el amortiguador de fricción a la cara del pilar.



Figura 2.20 – Geometría típica de la muestra



Figura 2.21 Muestra en la máquina de ensayo

Para determinar el valor de la fuerza de deslizamiento inicial y su degradación, todas las muestras han sido ensayadas bajo condiciones de carga cíclica siguiendo el protocolo de carga proporcionado por EN15129 (2009) [47], que es el único código actualmente disponible dedicado al ensayo de dispositivos disipadores dependientes del desplazamiento. Dicho código requiere realizar las pruebas en condiciones de carga cíclicas con el objetivo de reproducir las condiciones de trabajo reales en los dispositivos. Con este objetivo, sugiere aplicar al amortiguador ciclos de amplitud crecientes al 25%, 50% y 100% del desplazamiento máximo de diseño del dispositivo. La amplitud máxima se definió estimando la demanda de desplazamiento que surge en el nivel del amortiguador de fricción en aplicaciones reales. Por tanto, considerando un valor de referencia del brazo de palanca, por ejemplo, la distancia entre el casquillo en T superior de la conexión FREEDAM y el centroide del amortiguador de fricción, igual a 600 mm y una rotación máxima de 40 mrad (mayor que el valor mínimo requerido por EC8 igual a 35 mrad para marcos DCH), la demanda de desplazamiento de diseño a nivel del amortiguador se ha calculado como 0.04x600 = 24 mm, que se ha redondeado a 25 mm.

Los ciclos se ejecutaron a valores crecientes de la velocidad que se definieron con el fin de permanecer en un rango cuasiestático y de acuerdo con las capacidades de los equipos disponibles. En los ensayos que se presentan a continuación, la velocidad del ciclo varió de 1 mm/s para los primeros 10 ciclos a 5 mm/s para los ciclos en la amplitud máxima. En cada ensayo se apretó con llave dinamométrica tanto el tornillo superior como el inferior M20 de alta resistencia para alcanzar el pretensado de ensayo, monitorizándolo a través de células de carga tipo anillo (Figura 2.24, Figura 2.25).



Figura 2.22 – Secuencia de apriete

Figura 2.23 Diagrama típico de par de apriete vs pretensado

Los ensayos a baja velocidad se han realizado empleando una máquina de ensayo universal Schenck Hydropuls S56 (Figura 2.23). Dicha máquina está constituida por un pistón hidráulico con capacidad de carga igual a +/- 630 kN, carrera máxima igual a +/- 125 mm y un bastidor de acero autoequilibrado utilizado para contrarrestar la carga axial. Se han utilizado diferentes sensores antes y durante la prueba para controlar la fuerza de pretensado del tornillo, la carga de deslizamiento, el par de apriete y el desplazamiento de forma continua. Los desplazamientos axiales del dispositivo se han leído directamente desde el transductor de la máquina de ensayo y, de la misma forma, se ha controlado la fuerza de deslizamiento directamente aprovechando la celda de carga de la máquina. Antes de la prueba, el par de apriete se ha aplicado mediante una llave dinamométrica manual y se ha monitorizado mediante un sensor Futek TAT430 con una capacidad máxima igual a 680 Nm. Al mismo tiempo, se ha monitorizado el pretensado aplicado a los tornillos antes y durante el ensayo mediante células de carga tipo anillo Futek LTH500 con una capacidad máxima de 222 kN. Antes de cada ensavo, se ha aplicado la fuerza a los tornillos mediante una llave dinamométrica, controlando el par de apriete aplicado y la fuerza de pretensado en el tornillo. En particular, los tornillos adoptados tenían un valor medio del factor k igual a 0,13. El valor del par de apriete aplicado a los tornillos en cada ensayo varió desde un máximo igual a 0,13x171,5x20 = 446Nm (100% del pretensado de ensayo) y un mínimo igual a 0,40x0,13x171,5x20 = 178 Nm (40 % del pretensado de ensayo).

2.3.2 Diseño para ensayos a alta velocidad

Para investigar el comportamiento de los materiales de fricción a altas velocidades, en las instalaciones de FIP Industriale S.p.a se ha planificado y desarrollado una campaña experimental específica sobre montajes equipados con pastillas de fricción.

Las muestras (Figura 2.24) son casi idénticas a las utilizadas para los ensayos a baja velocidad, aparte del sistema de sujeción a la plataforma de ensayo. Las muestras están constituidas por dos pastillas de fricción que se deslizan sobre una placa de acero AISI 304. Los tornillos que aplican el pretensado sobre las pastillas de fricción son dos M20 HV 10,9; la fuerza sobre ellos se mide mediante dos arandelas dinamométricas.





Figura 2.24 – Diseño de las muestras para los ensayos a alta velocidad

La Figura 2.25 muestra la máquina adoptada para realizar los ensayos. Está compuesto por una estructura muy rígida y un actuador con una fuerza axial máxima igual a 2000 kN, carrera del pistón igual a \pm 300 mm, y velocidad máxima, a la fuerza máxima, igual a 300 mm/s. Los ensayos se han realizado bajo control de desplazamiento, aplicándose para los ensayos de la primera fase de análisis una entrada sinusoidal con una frecuencia de 1,27 Hz, amplitud variable (hasta \pm 25 mm) y velocidad máxima de 200 mm/s.



Figura 2.25 – Máquina de ensayo

Aparte de la forma de la señal de entrada, el protocolo de ensayo es el mismo que se usa en las pruebas de baja velocidad. Obviamente, la velocidad de aplicación de la carga se ha variado caso por caso para investigar el papel que juega la velocidad sobre el coeficiente de fricción.

2.3.3 Resumen de los resultados de los ensayos

Como se mencionó anteriormente, en las pruebas de baja velocidad se ha aplicado el protocolo de carga cíclica siguiendo el procedimiento de carga sugerido por EN15129 [47], y para cada prueba se han aplicado las secuencias de ciclos a las siguientes velocidades:

- 5 ciclos a 6.25 mm a 1 mm/s;
- 5 ciclos a 12,5 mm a 4/5 mm/s;
- 40 ciclos a 25 mm a 4/5 mm/s.

Para cada ensayo, la respuesta cíclica de las interfaces se ha evaluado analizando el valor inicial del coeficiente de fricción y su degradación durante la historia de carga cíclica mediante los sensores de carga colocados en la muestra. En particular, en los siguientes diagramas, se han recogido varias cantidades:

- La respuesta histerética de fuerza-desplazamiento representada en términos de fuerza de deslizamiento (*F*_{slip,i}) y desplazamiento (*d*_i) adquiridos de la célula de carga y el LVDT, respectivamente, de la máquina de ensayo;
- El valor "efectivo" (o de diseño) del coeficiente de fricción ($\mu_{effective}$) versus el desplazamiento acumulado (d_{total}). El valor efectivo del coeficiente de fricción se ha calculado como la relación entre la fuerza de deslizamiento adquirida de la celda de carga de la máquina de ensayo y la suma de las fuerzas de precarga inicial aplicadas por los tornillos a la interfaz de fricción ($4N_0$);
- El valor "real" del coeficiente de fricción (μ_{actual}) versus el desplazamiento acumulado (d_{total}). El valor real del coeficiente de fricción se ha calculado como la relación entre la fuerza de deslizamiento adquirida de la célula de carga de la máquina de ensayo y la suma de los valores reales de las fuerzas de pretensado aplicadas por los tornillos a la interfaz de fricción adquiridas directamente de las células de carga durante el ensayo ($2N_{cell,1}+2N_{cell,2}$). A continuación, se presenta una síntesis de los resultados obtenidos.

Además, se describió el comportamiento del dispositivo de fricción evaluando la degradación efectiva del amortiguamiento según lo definido en EN 15129 [47]. Este parámetro representa la degradación de la disipación de energía normalizada con respecto al valor de la disipación de energía medida en el 3er ciclo del conjunto de ciclos de máxima amplitud. Los principales resultados se resumen en las siguientes secciones. Sin embargo, debido a la gran cantidad de datos, para los resultados detallados de los ensayos se debe hacer referencia al entregable de la Tarea 1.1 del proyecto de investigación FREEDAM.

2.3.3.1 Influencia del tipo de recubrimiento: Materiales "duros" (M6-M8)

En la Figura 2.26-Figura 2.28 se hace una síntesis de los resultados de los ensayos sobre las interfaces de acoplamiento de acero inoxidable con pastillas de fricción recubiertos con los recubrimientos "duros", donde se muestran las curvas histeréticas de uno de los materiales probados.





Figura 2.26 – Comportamiento histerético de las cuñas M6

Figura 2.27 - Comportamiento histerético de las cuñas 3M



Figura 2.28 – Comportamiento histerético de las cuñas M7

En el caso del recubrimiento de carburo M6, la respuesta cíclica se ha caracterizado por el desarrollo de un valor inicial de la fuerza de deslizamiento igual a aproximadamente 350 kN, seguido de una degradación progresiva que, al final del ensayo, fue de aproximadamente el 20%. Durante los ensayos se ha observado el peculiar comportamiento de este material. De hecho, como se puede observar en la Figura 2.26, la curva histerética se vio afectada por una fase inicial de pegamento-deslizamiento con el desarrollo de un primer ciclo inestable caracterizado por saltos de fuerza y liberaciones repentinas de energía. Sin embargo, después de este primer ciclo, que probablemente permita romper la atracción interatómica inicial entre las superficies en contacto (componente de adherencia de la fricción), el deslizamiento se produjo regularmente dando lugar a una respuesta muy estable hasta el final del ensayo. En el caso del recubrimiento de carburo M7, globalmente, se observó una respuesta similar. El comportamiento, en este caso, se caracterizó por una fuerza de deslizamiento inicial igual a aproximadamente 250 kN, que luego de algunos ciclos aumentó ligeramente, estabilizándose en un valor de aproximadamente 300 kN.

Tras alcanzar este valor, todos los ciclos se caracterizaron por la misma fuerza de deslizamiento obteniendo, también en este caso, un comportamiento estable y disipativo. Si bien el

comportamiento histerético representado en la Figura 2.28 parece bastante similar al observado para el material M6, en realidad, en este caso, para realizar el ensayo fue necesario reducir significativamente la velocidad debido al desarrollo de un fuerte comportamiento tendente a pegar y deslizar, caracterizado por liberaciones repentinas de energía y vibraciones. Las cuñas de fricción 3M se caracterizaron por una respuesta que, como ya observaron en el pasado los mismos autores con otros materiales como el latón o algunos tipos de cauchos fenólicos [43], se caracterizó por dos fases diferentes de respuesta. Una primera fase en la que la interfaz proporcionó un comportamiento de endurecimiento por deformación caracterizado por un aumento de la resistencia al deslizamiento de aproximadamente un 60%. Una segunda fase caracterizada por una reducción de la fuerza de deslizamiento, que, al final de la degradación, volvió al valor inicial. Además, en este caso, no se ha observado ninguna respuesta de adhesión y despegue, y todos los ciclos se han caracterizado por un valor estable de la fuerza de deslizamiento. El valor inicial de la fuerza de deslizamiento ha sido de unos 400 kN (Figura 2.27).



Figura 2.29 – Daño de las cuñas M6



Figura 2.30 – Daño de las cuñas 3M

Después de los ensayos, las probetas se han abierto para evaluar el daño de las interfaces. En la Figura 2.29 y Figura 2.30 se representa el estado de daño de la interfaz para probetas que emplean cuñas de fricción M6 y 3M. Como se puede observar en esta figura, para estos materiales, debido a la mayor dureza de la capa de revestimiento con respecto al acero inoxidable, la mayor parte del daño se concentró en la placa de acero inoxidable que al final del ensayo tenía muchos arañazos en la zona ubicada debajo de la cabeza del tornillo. En la Figura 2.31 y Figura 2.32, a modo de ejemplo, se reporta el diagrama de las fuerzas de los tornillos (monitoreadas por medio de las células de carga) y del coeficiente de fricción real representado versus el desplazamiento acumulado del amortiguador para la muestra con pastillas de fricción recubiertos con carburo M6. A partir de dicha figura, es posible observar que ambos tornillos, que inicialmente fueron apretados para alcanzar una precarga igual a 171.5 kN, después del primer ciclo del historial de carga, perdieron alrededor del 7% del pretensado inicial, y posteriormente se aflojaron uniformemente durante el ensayo alcanzando al final una pérdida total de alrededor del 20%. Por el contrario, el coeficiente de fricción "real" permanece constante mostrando un comportamiento estable de las cuñas de fricción.



Figura 2.31 – Diagramas típicos de las fuerzas en los tornillos



2.3.3.2 Influencia del tipo de recubrimiento: Materiales "blandos" (M1-M5)

De manera similar a lo que ocurrió en el caso del carburo M7, también algunos de los materiales blandos exhibieron un comportamiento caracterizado por el fenómeno de adhesión-despegue. Este es el caso de tres de los metales no ferrosos seleccionados, M2, M3 y M5, cuya respuesta se caracterizó por paradas y arranques alternados del movimiento con fuertes y repentinas liberaciones de energía (Figura 2.33, Figura 2.34). Por lo tanto, también en todos estos casos, las pruebas se han detenido prematuramente para evitar daños en el equipo de ensayo. Para estos materiales, después del primer deslizamiento, el comportamiento histerético se ha caracterizado por saltos alternos y continuos de la fuerza de los valores estáticos a los dinámicos. Vale la pena señalar que, aunque el comportamiento cíclico de estas interfaces claramente no es apropiado para aplicaciones sísmicas, de los resultados obtenidos en este análisis experimental parece que estos materiales, debido al alto valor del coeficiente de fricción, podrían seguir siendo prometedores para su aplicación en conexiones de fricción diseñadas para cargas estáticas.



Figura 2.33 – Comportamiento histerético de las cuñas M2



Figura 2.34 - Comportamiento histerético de las cuñas M3





Figura 2.35 – Comportamiento histerético de las cuñas M1

Figura 2.36 - Comportamiento histerético de las cuñas M3

Los metales M1 y M4 han exhibido un comportamiento muy similar (Figura 2.37, Figura 2.38). En particular, su respuesta histerética se ha caracterizado por un valor de la fuerza de deslizamiento superior al correspondiente obtenido con los materiales "duros" pero, por otro lado, también han proporcionado una degradación más significativa debido tanto al aflojamiento del tornillo como al daño que se produce en las pastillas de fricción. Además, para ambos materiales, el comportamiento exhibido en los dos ensayos idénticos fue significativamente diferente, mostrando una variabilidad aleatoria del comportamiento de estos materiales. Dicha variabilidad se debió principalmente al diferente comportamiento proporcionado por los tornillos en los dos ensayos. A modo de ejemplo, en la Figura 2.37, Figura 2.38 con líneas rojas y negras se representan los resultados expresados en términos de coeficiente de fricción y fuerzas del tornillo versus el desplazamiento acumulado, para los dos ensayos ejecutados en las muestras con pastillas de fricción M4. A partir de estos gráficos, queda claro que, aunque el valor real del coeficiente de fricción no varía en las dos pruebas, los tornillos proporcionan un comportamiento significativamente diferente que conduce, en consecuencia, a una respuesta diferente de toda la respuesta histerética. En particular, en uno de los dos ensayos posteriores al primer deslizamiento, se observó una pérdida repentina de pretensado en los tornillos de aproximadamente el 15%, lo que condujo, como consecuencia, a una pérdida proporcional de la fuerza de deslizamiento. Una respuesta tan diferente de las muestras puede deberse probablemente a las imperfecciones del recubrimiento aplicado sobre las cuñas de fricción, que en el caso de recubrimientos blandos es completamente manual y conduce a una extensión no uniforme del metal de recubrimiento. En el caso del material M1, la degradación de la fuerza de deslizamiento inicial al final de las pruebas fue del 45%, mientras que en el caso del material M4 fue de aproximadamente el 50%. Sin embargo, ambos materiales proporcionaron valores muy altos del coeficiente de fricción y, en particular, el coeficiente de fricción inicial de los materiales M1 y M4 fueron iguales a aproximadamente 0,55/0,65 y 0,7/0,9, respectivamente.

Como en casos anteriores, también se abrieron después de la prueba las muestras realizadas con materiales blandos, para evaluar el daño de las interfaces. Como se puede observar en la Figura 2.38 y Figura 2.39, y como se esperaba, en estos casos el daño se concentró principalmente en las cuñas de fricción, mientras que las placas de acero inoxidable después del ensayo prácticamente no sufrieron daños.





Figura 2.37 – Coeficiente de fricción real – M4



Figura 2.38 – Fuerzas en los tornillos – M4



Figura 2.39 – Daño de las cuñas M1

2.3.3.3 Influencia de la fuerza de sujeción



Figura 2.40 – Daño de las cuñas M4

Para investigar la influencia de los parámetros que afectan la respuesta de los amortiguadores de fricción elementales, se han ampliado los ensayos experimentales sobre algunos materiales (M1, M4, M6). En particular, para estos tres materiales, se ha examinado la influencia de la fuerza de sujeción, la influencia de las configuraciones de las arandelas elásticas y los efectos aleatorios de variabilidad del material. En esta sección, se analiza brevemente la influencia de la fuerza de sujeción en la respuesta histerética de los amortiguadores de fricción. La representación de las curvas fuerza-desplazamiento típicas de un conjunto de ensayos con pretensado variable se muestra, a modo de ejemplo, en la Figura 2.39-Figura 2.42, para uno de los tres materiales examinados (M6). Los resultados para los otros materiales en términos de comportamiento global son muy similares y no se comentarán en detalle. Como era de esperar, la respuesta histerética se caracterizó, en general, por una alta rigidez inicial hasta la consecución del valor de la fuerza de deslizamiento estático que, en todos los casos analizados, fue superior a la resistencia a la fricción dinámica estabilizada. Todos los materiales exhibieron ciclos de histéresis casi rectangulares. En cuanto a la respuesta fuerza-desplazamiento, el único material que presentó un comportamiento menos estable fue el material M6 que, como ya se explicó, es un recubrimiento duro cuyo comportamiento se caracteriza, a altas presiones, por un primer ciclo que presenta una ligera respuesta de adhesión-despegue.



Figura 2.43 – Cuñas M6, pretensado al 60%



Uno de los aspectos más importantes observados en este conjunto de ensayos es que, para este material de recubrimiento específico, la respuesta de adhesión-despegue desaparece reduciendo el pretensado de los tornillos, mostrando que el fenómeno adhesión-despegue depende fuertemente de la presión de contacto generada en la interfaz. En la Figura 2.45, Figura 2.46 se representa la evolución de las fuerzas de los tornillos durante los ensayos y la degradación efectiva del amortiguamiento. La fuerza del tornillo (N_b) se normaliza con respecto al valor inicial aplicado al comienzo de la prueba (N_{b0}) , mientras que la degradación del amortiguamiento efectivo se calcula según el procedimiento dado en [47].



Figura 2.45 – Degradación de las fuerzas en los tornillos (pretensados de 100% a 40%)



Figura 2.46 – Degradación de la disipación de energía (pretensados de 100% a 40%)

A partir de estos gráficos, es posible observar que la reducción de la fuerza de pretensado inicial conduce a una mejora de la degradación del amortiguamiento efectivo. Este último parámetro expresa principalmente la degradación de la capacidad de disipación de energía de la conexión friccional. En cuanto al valor inicial del coeficiente de fricción, como se reporta en síntesis en Figura 2.47-Figura 2.49 los tres materiales analizados no mostraron una fuerte dependencia del pretensado, mientras que su degradación del valor inicial del coeficiente de fricción observado en estos ensayos estuvo prácticamente dentro del rango estadístico normal de variación del coeficiente de fricción observado para estos materiales. En particular, el valor inicial del coeficiente de fricción para el material M1 osciló entre 0,67 y 0,75, para el material M4 entre 0,71 y 0,94 y para el material M6 entre 0,62 y 0,65 (no mostrando una clara tendencia con respecto a la precarga aplicada), mientras que el rango estadístico de variación del mismo parámetro es, como se demuestra a continuación, igual a 0,62-0,81 para el material M1, 0,69-0,84 para el material M4 y 0,52-0,68 para el material M6.



Figura 2.47 – Influencia del pretensado sobre el coeficiente de fricción: cuñas M1

Figura 2.48 - Influencia del pretensado sobre el coeficiente de fricción: cuñas M4



Figura 2.49 – Influencia del pretensado sobre el coeficiente de fricción: cuñas M6

Por lo tanto, los ensayos con valores variables de la fuerza de pretensado no señalaron una correlación clara entre el coeficiente de fricción estática y el pretensado del tornillo. Por el

contrario, la representación de las fuerzas del tornillo, normalizadas con respecto al pretensado inicial, frente al desplazamiento acumulado y los diagramas de la degradación de amortiguamiento efectivo frente al número de ciclos mostraron que una reducción de la fuerza de pretensado, como se esperaba, da como resultado una menor pérdida del pretensado del tornillo y menor degradación energética. Además, el análisis de todos los datos reveló que, para el material M6, la degradación por amortiguación efectiva en el décimo ciclo siempre fue inferior al 10% exigido por EN15129 [47]. Por el contrario, para los materiales M1 y M3 (materiales blandos), los resultados mostraron que este requisito mínimo solo podría cumplirse si la presión de carga se limita al 60% de la carga de prueba.

2.3.3.4 Influencia de la configuración de las arandelas elásticas

Las arandelas elásticas son un tipo de arandelas anulares cónicas, también conocidas como Belleville, que pueden comprimirse elásticamente (siempre que estén correctamente dispuestas [48] hasta alcanzar un valor umbral más allá del cual muestran un aumento significativo de rigidez hasta un aplanamiento completo). Su principal característica es que se pueden disponer unas sobre otras (apilamiento paralelo) para duplicar la resistencia o adosadas (apilamiento en serie) para duplicar la capacidad de deformación o, incluso, en una combinación en serie y en paralelo para obtener un sistema de arandelas con los valores deseados de rigidez y resistencia. Su presencia, en la literatura técnica, suele considerarse beneficiosa en todos aquellos casos en los que se requiere mantener constante el pretensado de los tornillos durante la vida útil de una conexión y especialmente en los casos en que se pueden esperar vibraciones, fluencia o interacciones elásticas entre los tornillos.



Figura 2.50 – Típico diagrama de tornillo

Figura 2.51 – Unión con arandela arandelas elásticas



Figura 2.52 – Diagrama del tornillo con arandelas planas

Figura 2.53 – Diagrama del tornillo con arandelas elásticas

Todos estos fenómenos se explican ampliamente en [48]. Su posible efecto se explica brevemente en la Figura 2.50-Figura 2.54, donde se compara el comportamiento de un sistema con arandelas normales y otro con arandelas elásticas. La principal diferencia entre los dos casos, como se puede comprobar fácilmente, es que cuando en el ensamblaje de tornillos hay una reducción del espesor, que puede deberse al desgaste bajo cargas cíclicas o al deslizamiento de las capas de recubrimiento, la rigidez axial del conjunto ayuda a compensar la reducción del espesor apretado que puede deberse al desgaste del material de fricción o al aplastamiento de revestimientos y asperezas. De hecho, las arandelas cónicas actúan como resortes que empujan el vástago del tornillo y restauran, al menos parcialmente, el aflojamiento. El efecto de la configuración de las arandelas elásticas se estudió durante el proyecto FREEDAM con ensayos cíclicos, considerando el empleo de cuatro configuraciones posibles diferentes, a saber: sin arandelas elásticas, 3 en paralelo, 3 en paralelo-2 veces en serie (6 resortes de disco), 3 en paralelo-3 veces en serie (9 resortes de disco). Como antes, los resultados de las pruebas se resumen, como un ejemplo para el material M1, pero se observaron diferencias insignificantes en el comportamiento para los otros casos y, por lo tanto, las mismas consideraciones aquí recogidas pueden extenderse a todos los materiales examinados en este estudio. La comparación se proporciona aquí con referencia al material M1 porque permite resaltar más fácilmente la influencia de las arandelas elásticas en la respuesta cíclica. Considerando el material M1, se puede observar de la Figura 2.54-Figura 2.57 que la configuración de las arandelas elásticas, globalmente, no parece tener una influencia significativa sobre la respuesta histerética. De hecho, todas las pruebas comenzaron con una fuerza de deslizamiento inicial de unos 400 kN y finalizaron con una fuerza de unos 200 kN y, en contraste con la respuesta esperada, en el caso con el mayor número de arandelas elásticas, el comportamiento mostró una mayor degradación.



Este resultado, desde el punto de vista de la respuesta histerética general, señala la eficiencia limitada de las arandelas elásticas estandarizadas europeas en la respuesta general del amortiguador. Esto también se evidencia por la representación de las fuerzas de los tornillos durante el ensayo y el diagrama de degradación del amortiguamiento efectivo (Figura 2.58, Figura 2.59).

La Figura 2.58 muestra las fuerzas de los tornillos durante los ensayos mostrando que una mayor deformabilidad del conjunto de tornillos, como se esperaba, resulta en una menor pérdida del pretensado inicial. Sin embargo, el beneficio obtenido no da como resultado una mejora global de la respuesta histerética de la conexión, probablemente debido a un mayor desgaste del material de fricción. Esto se destaca en los diagramas de degradación efectiva del amortiguamiento (Figura 2.59) que muestran que la adopción de una disposición diferente de arandelas elásticas no se corresponde con una mejora significativa de la respuesta.

En conclusión, los resultados de este conjunto de ensayos demostraron que las arandelas elásticas estandarizadas europeas podrían ayudar a mantener constante el pretensado del tornillo pero, en general, no pueden proporcionar una mejora significativa de la respuesta cíclica. Por tanto, si bien su papel puede ser significativo para limitar otros efectos, como los relacionados con la pérdida a largo plazo del pretensado inicial, las vibraciones o los efectos térmicos, al mismo tiempo, su uso parece tener una influencia limitada en el comportamiento cíclico.



Figura 2.58 – Fuerzas en los tornillos con distintas configuraciones de arandelas



Figura 2.59 – Degradación del amortiguamiento efectivo con distintas configuraciones de arandelas

2.3.3.5 Influencia de la aleatoriedad

Se realizaron ensayos específicos del proyecto FREEDAM para evaluar el rango estadístico de variación del coeficiente de fricción y proponer valores de los coeficientes de fricción para ser utilizados en el diseño ELS y ELU. De hecho, es fácil observar también a partir de los resultados anteriores que los materiales de recubrimiento examinados se ven afectados por una variación aleatoria que debe tenerse en cuenta en el diseño, especialmente en vista de la aplicación de los principios de diseño de capacidad. De hecho, mientras que para las comprobaciones ELS suele ser necesario adoptar el valor característico del coeficiente de fricción estática, para las comprobaciones ELU y, en particular, para la aplicación de los principios de diseño de capacidad es necesario conocer tanto el valor mínimo del coeficiente de fricción dinámica (referido al cíclico estabilizado) y el valor límite superior del coeficiente de fricción estática. La relación entre estos dos valores influye obviamente en el factor de sobrerresistencia, que debe tenerse en cuenta en la práctica para el diseño de las partes no disipativas de la estructura. Esta serie de ensayos se ha realizado, para cada material de recubrimiento, en diez muestras iguales, todas pretensadas a una fuerza igual al 60% de la carga de dimensionamiento (valor máximo sugerido como resultado del proyecto FREEDAM). Si bien las arandelas elásticas no son significativamente relevantes desde el punto de vista sísmico, como ya se explicó anteriormente, considerando su posible influencia en la respuesta a largo plazo y en los efectos de vibración y térmicos, las probetas se dispusieron para adoptar seis arandelas elásticas, con un conjunto de 2 paralelas, 3 veces en serie. En los diagramas de Figura 2.60-Figura 2.62 se da una síntesis de los coeficientes de fricción obtenidos en todos los ensayos, representados versus el desplazamiento acumulado, mostrando en los mismos diagramas el valor medio (línea continua) y los percentiles al 5% y 95% (líneas punteadas inferior y superior) evaluados para cada valor del desplazamiento acumulado restando o sumando al valor medio k- multiplicado por el coeficiente de variación. Para tener en cuenta el número limitado de datos (10 muestras por cada material), el valor de kse ha definido de acuerdo con las indicaciones dadas por ECO en la sección D7.2 [26], es decir, se ha supuesto que es igual a 1,92. bajo el supuesto de distribución normal.



Figura 2.60 – Aleatoriedad del coeficiente de fricción – cuñas MI





Figura 2.62 – Aleatoriedad del coeficiente de fricción – cuñas M6

2.3.3.6 Influencia de la velocidad

De manera similar a los ensayos de baja velocidad, también los ensayos de alta velocidad se han realizado en dos pasos separados. En la primera sesión se ha realizado un número limitado de ensayos extendiendo el análisis a ocho materiales. Posteriormente, se han realizado más pruebas solo en los materiales M1, M4, M6.



Figura 2.63 – Aleatoriedad de la velocidad – cuñas M4

La primera fase de los ensayos ha considerado 15 ensayos de alta velocidad, con cuñas de fricción recubiertas con los cinco materiales blandos y los tres duros mencionados anteriormente. Por el contrario, la segunda fase ha considerado 45 pruebas de alta velocidad solo en tres materiales (M1, M4 y M6).



Figura 2.64 – Influencia de la velocidad – cuñas MI Figura 2.65 – Influencia de la velocidad – cuñas



Figura 2.66 – Influencia de la velocidad en el CF inicial – cuñas M6

Los ensayos de alta velocidad señalaron una dependencia significativa del coeficiente de fricción sobre la velocidad. Esto es fácilmente reconocible por los resultados del ensayo, que se representan aquí, como ejemplo, solo para el material M4 (Figura 2.63). Para los otros materiales se han obtenido resultados similares, aunque para el material M1 se observó cierta inestabilidad de los ciclos histeréticos, solo para la mayor velocidad considerada (200 mm/s). La velocidad proporciona un cambio de la forma de los ciclos histeréticos, pero no cambia significativamente el valor de la fuerza de deslizamiento inicial. De hecho, como se muestra en Figura 2.64-Figura 2.66, el valor inicial del coeficiente de fricción observado en todas las pruebas de alta velocidad osciló en valores mínimos/máximos, los cuales caen en el rango estadístico normal de variación del coeficiente de fricción para los tres materiales considerados. Además, se observó una correlación muy débil para los tres materiales dibujando una línea de regresión del coeficiente de fricción inicial frente a la velocidad de deslizamiento (regresión casi horizontal).

Sin embargo, los ensayos destacaron que, si bien la velocidad no afecta significativamente los valores del coeficiente de fricción inicial, sí proporciona un efecto relevante sobre el desgaste del material y la fluctuación de las fuerzas de los tornillos durante los ensayos. En casi todos los ensayos cíclicos, se ha observado que la degradación cíclica del coeficiente de fricción es

significativamente mayor cuando la velocidad de deslizamiento es baja (cuasi-estática). Por lo tanto, normalmente, se puede obtener una estimación conservadora de la evolución de la degradación del coeficiente de fricción con ensayos de baja velocidad, que normalmente se pueden realizar con diseños de ensayos más simples. La degradación cíclica del coeficiente de fricción no varía uniformemente con la velocidad de deslizamiento. De hecho, para los tres materiales, se observaron diferentes tasas de degradación dependiendo de la velocidad del ensayo. Por ejemplo, en referencia al material M4, se observó que la tasa de degradación del coeficiente de fricción disminuye aumentando la velocidad en el rango de 4-100 mm/s, mientras que aumenta nuevamente en el rango de velocidades de 100-200 mm/s. También se observaron similitudes en otros casos, pero cada material M1 mostró una ligera dependencia de la degradación del coeficiente de fricción con la velocidad. Por el contrario, el material M6 mostró una respuesta variable dependiendo de la velocidad de deslizamiento.



Figura 2.67 – Dependencia de la degradación del CFFigura 2.68 - Dependencia de la degradación del
según la velocidad – cuñas M1CF según la velocidad – cuñas M1CF según la velocidad – cuñas M4



Figura 2.69 – Dependencia de la degradación del CF según la velocidad – cuñas M6

Los materiales M4 y M6 mostraron un posible aumento del coeficiente de fricción más allá del valor estático inicial, dependiendo del desplazamiento acumulado y la velocidad de deslizamiento. Específicamente, el material M4 mostró un aumento máximo del coeficiente de fricción, en comparación con el valor estático, de aproximadamente el 20%. Por el contrario, el material M6 logró, para valores muy grandes del desplazamiento acumulado, aumentos del 60%. Desde el punto de vista del diseño, este efecto puede ser perjudicial para la aplicación de los

principios de diseño de capacidad y, por lo tanto, debe ser considerado a la hora de estimar la sobrerresistencia del amortiguador para el diseño de los elementos no disipativos de la estructura. Sin embargo, se debe observar que las pruebas de alta velocidad se realizaron considerando valores muy grandes de los desplazamientos acumulados, que ciertamente están más allá de la demanda de desplazamiento acumulado que se produce en caso de eventos sísmicos realistas. En situaciones prácticas, se podría realizar una estimación veraz del recorrido máximo acumulado considerando la demanda derivada de la adopción de los protocolos de carga estandarizados que suelen asumirse como puntos de referencia para la caracterización del comportamiento la unión. Por ejemplo, es fácil verificar que si se considera el protocolo de carga AISC 358 para la precalificación sísmica, el brazo de palanca de una unión de referencia se fija, por ejemplo, a 600 mm y la rotación máxima de la unión se fija a 40 mrad, la estimación del límite superior de la demanda de desplazamiento acumulado en el amortiguador de fricción es igual a unos 400 mm. En Figura 2.69-Figura 2.71, se vuelven a dibujar los mismos diagramas, fijando la abscisa máxima a 400 mm. Esto resalta que, dentro de este rango, la sobreresistencia dinámica, en comparación con el valor estático inicial, es igual a aproximadamente 1 para los materiales M1 y M4 (blandos), mientras que es igual a aproximadamente 1,2 para el material M6.



Figura 2.70 – Dependencia de la degradación del CFFigura 2.71 - Dependencia de la degradación delsegún la velocidad hasta 400 mm – cuñas M1CF según la velocidad hasta 400 mm – cuñas M4



Figura 2.72 – Dependencia de la degradación del CF según la velocidad hasta 400 mm – cuñas M6

2.4 PÉRDIDAS DE PRETENSADO EN SERVICIO

2.4.1 Introducción

Varios estudios han examinado la influencia de las técnicas de precarga, los fenómenos de relajación, la fluencia de los revestimientos, la vibración y el aflojamiento, demostrando que los tornillos pretensados siempre experimentan una pérdida de pretensado inicial [49] - [51]. La pérdida de pretensado suele ser significativa en las primeras 12 h después del apriete, observándose una fuerte influencia en la pérdida total debida a la magnitud de las cargas externas aplicadas a las conexiones [52]. Además, los ensayos a largo plazo suelen mostrar que una vez superadas las pérdidas debidas a los efectos iniciales, la pérdida de pretensado es continua, obedeciendo a una ley de evolución logarítmica [50]. La pérdida de tensión inicial del tornillo está ligada a diferentes fenómenos, entre los que destacan la insuficiente pretensión inicial de los tornillos, el aflojamiento, la relajación, la fluencia, el uso de un material no adecuado y la aplicación de cargas externas. En la Figura 2.72 se representa una representación esquemática de la evolución del pretensado de los tornillos a lo largo del tiempo, donde se pueden distinguir tres fases. Inmediatamente después del apriete, el tornillo experimenta una pérdida inicial que se asocia principalmente al proceso de instalación. Esta pérdida inicial ocurre justo después del apriete y aumenta con la magnitud de la precarga aplicada, especialmente si el tornillo se aprieta más allá de su límite elástico [53]. Después de la instalación, aparece la llamada pérdida a medio plazo; Diferentes aspectos inciden en el monto de esta pérdida, como las variaciones de temperatura, los problemas de instalación y la influencia de las cargas externas. Por último, se produce una pérdida a largo plazo de forma continua durante la vida útil de la estructura y, después de cierto tiempo, la tasa de pérdida se estabiliza.



Figura 2.73 – Evolución del pretensado con el tiempo

En la Universidad de Salerno y en la Universidad de Lieja se realizaron ensayos experimentales durante el proyecto FREEDAM, para caracterizar la respuesta de los tornillos pretensados en dispositivos de fricción, (Figura 2.73, Figura 2.74). Se estudiaron cuatro tipologías de conjuntos de tornillos equipados con diferentes configuraciones de arandelas y arandelas elásticas para caracterizar la pérdida de pretensado, evaluando las metodologías para limitar dicha pérdida. Adicionalmente, con el fin de evaluar la pérdida a corto, medio y largo plazo, para cada configuración de las arandelas se realizaron ensayos considerando diferentes períodos de tiempo. Para evaluar la relajación a corto y medio plazo se realizaron 20 ensayos de corta duración

(ampliados hasta las 18h) y cuatro ensayos de medio plazo (30 días). Además, para las cuatro configuraciones diferentes de arandelas, se realizaron cinco ensayos de relajación a largo plazo monitoreando la evolución de las fuerzas en los tornillos durante 5 meses.



Figura 2.74 – Esquema de ensayo a largo plazo Figura 2.75 – Esquema de ensayo a medio plazo

Los ensayos se realizaron en conexiones de fricción simétricas (SFC) compuestas por cuñas (8 mm) recubiertas con un material de rozamiento (material M4), dos placas externas galvanizadas en caliente (15 mm) de acero S275JR y una placa ranurada interna fabricada en acero inoxidable AISI 304. Las placas se sujetaron con tornillos M20 10,9 HV. El pretensado del tornillo del dispositivo se fijó igual a 120 kN, ya que los ensayos anteriores en URS demostraron el efecto beneficioso de la reducción de la tensión del tornillo a un rango de trabajo limitado aproximadamente al 30-70% de la carga de dimensionamiento. En todos los ensayos, los tornillos fueron equipados con dispositivos de medición de fuerza. En los ensayos a corto y medio plazo se detectó la evolución del pretensado en los tornillos mediante una célula de carga tipo rosca (FUTEK LYH500) de 222,4 kN de capacidad máxima. Para los ensayos a largo plazo se utilizaron galgas extensométricas embebidas en el vástago del tornillo.

En algunos ensayos se utilizaron arandelas tipo Belleville (AB) con forma de disco cónica (ver Figura 2.76 y 2.77), para reducir los efectos de la pérdida de pretensado. Para evaluar la eficacia de estas arandelas en la reducción de la pérdida de pretensado, se examinaron dos tipos diferentes de arandelas elásticas de forma cónica: las arandelas elásticas europeas estandarizadas para tornillos M20 (DS DIN 6796 [54]) y un tipo personalizado de arandela Belleville (Big Washer, BW). Las arandelas elásticas personalizadas se definen en taller. Esto significa que están totalmente aplanadas en fábrica para endurecer el material, asegurando un comportamiento fuerza-desplazamiento perfectamente elástico. Por otro lado, la tipología europea de arandela de muelle estandarizada se fabrica típicamente sin preajuste. Por lo tanto, se ensayaron

alternativamente en las condiciones de entrega (no predefinidas), y se predefinieron en el laboratorio con una máquina de prueba universal.





Figura 2.76 – Arandela personalizada (BW se refiere a Big washer)

Figura 2.77 – DIN 6796 M20 Arandela elástica (DS se refiere a disk spring)

Las arandelas elásticas personalizadas soportan una fuerza de aproximadamente 120 kN. Por el contrario, las arandelas elásticas europeas estandarizadas que cumplen con DIN6796 tienen una carga de aplanamiento de aproximadamente 70 kN. Se ensayaron cuatro configuraciones diferentes de arandelas dentro de dicho estudio (ver Figura 2.77): i) una configuración con arandela plana (FW) que cumple con EN14399-6 [55]; ii) una configuración con un par de arandelas grandes tipo Belleville (BW) personalizadas instaladas debajo de la cabeza del tornillo y debajo de la tuerca; iii) un conjunto de 3 arandelas elásticas (3DS) en paralelo cumpliendo con DIN6796; iv) un conjunto de 3 arandelas elásticas en paralelo según DIN6796, preestablecido en laboratorio (3DSps).



A continuación, se presentan tres campañas de ensayos para analizar los ensayos a corto, medio y largo plazo. Todos los ensayos realizadas han sido nombrados con cadenas de acrónimos "ST-FW-TEST #"; donde las dos primeras letras indican el tipo de prueba, ST = Corto plazo (short term), MT = Medio plazo (mid term) y LT = Largo plazo (long term); el segundo par de letras identifica las configuraciones de los pernos, FW = Arandela plana (flat washer), BW = Arandela

grande (big washer), 3DS = 3 arandelas elásticas y 3DSps = 3 arandelas elásticas preestablecidos y el último número indica el número de ensayo (1, 2, 3...). Se ha utilizado la misma secuencia para ensayos con carga externa aplicada agregando a la secuencia EXLOAD (EXternal LOAD) después de la configuración del tornillo. Por ejemplo, la etiqueta "ST-BW-EXLOAD-TEST1" indica: ensayo 1 (TEST1) a corto plazo (ST) en la configuración de arandela grande (BW) con una carga aplicada externamente (EXLOAD). La carga externa se determinó de acuerdo con EN1090-2 para ensayos de fluencia extendidos, y es igual a 120 kN.

2.4.2 Pérdidas de pretensado a corto plazo

Para evaluar la relajación a corto plazo en la unión atornillada propuesta, se realizaron 20 ensayos (de hasta 18 h) según el esquema 2 (Figura 2.74), mediante cinco ensayos para cada configuración. Las configuraciones de arandelas examinadas son las siguientes: a) las arandelas estándar EN14399-6 sin arandelas elásticas; b) arandelas de resorte personalizadas (BS); c) Arandelas DIN 6796 sin preajuste (3DS); d) Arandelas DIN 6796 con preajuste (3DSps). Cuatro de los cinco ensayos se ejecutaron sin cargas externas en la unión (ST - ## - TEST #), y el quinto se ejecutó aplicando una carga externa igual a 120 kN (ST - ## - EXLOAD-TEST #) al amortiguador de fricción elemental. Esto sirvió para estimar, por separado, la influencia de la carga de tracción externa sobre la pérdida de pretensado. Todos los resultados de los ensayos se resumen en la Figura 2.78



Figura 2.79 – Resultados de los ensayos a corto plazo.

Cuando se aplica una carga de tracción al amortiguador (ST - ## - EXLOAD-TEST #), se produce una pérdida instantánea de pretensado. Esto se debe al asentamiento de los revestimientos entre la cabeza del tornillo y la tuerca y de las roscas de los tornillos. En general, la carga aplicada externamente da como resultado una pérdida concentrada al final del proceso de carga. Todos los ensayos, de hecho, muestran un desplazamiento de las curvas de tiempo de pérdida proporcional a la carga aplicada. En las Tabla 2.1-Tabla 2.4, la pérdida de pretensado que se produce en los conjuntos atornillados se informa en términos de parámetros estadísticos (valor medio de 5% y 95% de fractiles) para el intervalo de tiempo 1h, 6h, 12h y 18h. La pérdida se estima como un porcentaje del valor pico inicial (120 kN). Además, la pérdida esperada en 50 años se calcula en cada paso de tiempo con una extrapolación logarítmica de los datos hasta ese paso de tiempo, de acuerdo con el procedimiento dado en EN 1090-2. Las dos últimas columnas de cada tabla informan la pérdida de pretensado y la estimación de pérdida de 50 años para el ensayo con una carga de tracción aplicada; en este caso, debido a la muestra limitada analizada, la evaluación estadística no fue posible.

	ST-FW-EXLOAD- TEST1-2									
	Pérdidas en 50 años									
Tiempo	μ [%]	σ [%]	CV	Fractii 5% [kN]	95% [kN]	Fractil 5%	μ [%]	Fractil 95%	Pérdida [%]	Pérdida en 50 años [%]
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%

<i>Tabla 2.1:</i>	Configuración	de relajación a	corto plazo	(arandela	plana FW)
	20	2	1	\ .	

Tabla 2.2: Configuración de relajación a corto plazo (arandela grande BW)

	ST-BW-EXLOAD-										
Tiempo	μ [%]	σ [%]		Fractil 5% [kN]	Fractil 95% [kN]	Pérdi	das en 5() años	TEST 1		
			CV			Fractil 5%	μ [%]	Fractil 95%	Pérdida [%]	Pérdidas en 50 años [%]	
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%	

Tabla 2.3: Configuración de relajación a corto plazo (arandela sin preajuste 3DS)

	ST-BW-EXLOAD-										
		σ [%]		Fractil 5% [kN]	Fractil 95% [kN]	Pérdi	das en 50) años	TEST 1		
Tiempo	μ [%]		CV			Fractil 5%	μ [%]	Fractil 95%	Pérdidas [%]	Pérdidas en 50 años [%]	
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- EXLOAD-TEST 1										
				Errostil	Eraatil	Pérdi	das en 5() años			
Tiempo	μ [%]	σ [%]	CV	Fractii 5% [kN]	95% [kN]	Fractil 5%	μ [%]	Fractil 95%	Pérdidas [%]	Pérdidas en 50 años [%]	
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%	

Tabla 2.4: Configuración de relajación a corto plazo (arandela con preajuste 3DSps)

La pérdida a corto plazo parece tener una magnitud similar para cada configuración estudiada cuando no se aplican cargas externas al conjunto (3,4% en promedio). Cuando se considera la carga externa, las configuraciones FW, 3DS y 3DSps muestran un nivel de pérdida comparable (9,16%, 8,29% y 7,85% respectivamente), mientras que la configuración BW muestra una pérdida ligeramente menor del 6,76%.

2.4.3 Pérdidas de pretensado a medio plazo

Siguiendo el mismo enfoque y el mismo diseño adoptado para los ensayos de corta duración, se realizaron cuatro ensayos de relajación a medio plazo, monitoreando la evolución de la fuerza del tornillo hasta 30 días (720 horas). Los ensayos a medio plazo tienen como objetivo principal identificar la pérdida que aparece en las primeras horas / días posteriores al ajuste. Sin embargo, los ensayos se ampliaron mucho más para tener una idea del tiempo de estabilización de la pérdida. Los resultados que se muestran en la Figura 2.79 siempre se comparan con el caso en el que se aplica una carga de tracción externa en la muestra (MT - ## - EXLOAD-TEST #).

En la Tabla 2.5, se presentan los resultados de los ensayos con y sin cargas externas. Para el montaje con arandelas planas (FW), con carga aplicada externamente se hicieron dos ensayos y los valores se refieren al promedio, utilizando un estudio de regresión que proporciona las pérdidas esperadas en 50 años con base en las pruebas de relajación de 30 días. La tabla informa ambos casos, el que tiene carga externa (MT - ## - EXLOAD-TEST #) y el que no tiene (MT - ## -TEST #).



Figura 2.80 – Resultados de los ensayos a medio plazo.

	MT-FW		MT-FW MT-FW- EXLOAD		MT-BW		MT-BW- EXLOAD		MT-3DS		MT-3DS- EXLOAD		MT-3DSPs		MT-3DSps- EXLOAD	
Tiem po	Pérd ida [%]	Pérdi da 50 años [%]	Pérdi da [%]	Pérdi da 50 años [%]	Pérdi da [%]	Pér dida 50 años [%]	Pér dida [%]	Pér dida 50 años [%]	Pér dida [%]	Pérdi da 50 años [%]	Pérd ida [%]	Pérd ida 50 años [%]	Pérdi da [%]	Pér dida 50 años [%]	Pér dida [%]	Pérdi da 50 años [%]
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

Tabla 2.5: Resumen de los ensayos a medio plazo

Globalmente, no existe una diferencia significativa entre la pérdida de los conjuntos FW, BW y 3DSps cuando no se aplican cargas externas. Por el contrario, aparece una mayor pérdida para el conjunto 3DS (9,21%), que también se acerca bastante a la pérdida experimentada cuando se aplica una carga externa para el mismo conjunto (9,87%). Sin embargo, debido al número limitado de ensayos, es bastante difícil generalizar la respuesta a medio plazo de las diferentes uniones.
2.4.4 Pérdidas de pretensado a largo plazo

Los ensayos a largo plazo se llevaron a cabo monitoreando la pérdida de pretensado durante un período de cinco meses. Los ensayos se ejecutaron siguiendo el protocolo para ensayos de fluencia prolongadas, según EN 1090-2. El objetivo del enfoque codificado era individualizar la pendiente de la curva de desplazamiento-tiempo logarítmico, definiendo, por extrapolación, la pérdida que se produce en el tiempo objetivo.

En los ensayos presentados en este trabajo, la estabilización se produjo después de aproximadamente 2-3 meses. Este resultado es consistente con los hallazgos de otros autores que, con detalles similares, encontraron que la estabilización ocurre generalmente antes de los 4 meses [49]. Los ensayos se realizaron en una habitación con una temperatura controlada constante de 20 ° C durante toda la duración del ensayo. El objetivo era medir el cambio de deformación experimentado por los tornillos con el fin de cuantificar la cantidad de pérdida en un período de tiempo a largo plazo teniendo en cuenta la influencia de la carga de servicio definida según EN 1090-2. Las medidas de los calibres se registraron continuamente durante cinco meses antes y después de la aplicación de la carga de tracción.

Para rastrear los desplazamientos de la placa debido a la fluencia, se colocaron en las probetas seis indicadores (indicador Digimatic ID-C112X / 1012X) con una precisión de 0,0025 mm. Los dispositivos miden los desplazamientos relativos entre la placa interna y la almohadilla de fricción y los desplazamientos relativos entre la placa externa y las almohadillas de fricción, que están muy por debajo de la limitación dada en EN1090-2. Se adoptaron seis dispositivos para controlar los desplazamientos tanto relativos como totales. Inmediatamente después de apretar los tornillos, los conjuntos se colocaron en la máquina y se aplicó la carga axial de tracción. Las pérdidas de pretensado durante cinco meses, expresadas como porcentaje de la precarga inicial del tornillo, se informan en la Figura 2.80.

En general, no hay una diferencia notable entre los resultados de FW, 3DS y 3DSps, lo que confirma los resultados ya discutidos para los ensayos a corto y medio plazo. La mayor pérdida de tornillos se puede detectar para la configuración con arandelas planas (FW), que están perdiendo entre un 11,9% y un 12,3%. Esto está en línea con los resultados esperados, ya que no existe la posibilidad de que la arandela estándar compense la pérdida en el tornillo.

La unión 3DS muestra una pérdida del 11,3%, que sigue siendo similar a la unión FW, en este caso, la falta de preajuste de las arandelas elásticas las hace menos adecuadas para la aplicación actual. Sin embargo, también la configuración 3DSps muestra resultados similares (11,6% en 5 meses); de hecho, se registró una pérdida de pretensado similar para esta configuración. El resultado obtenido para el 3DSps (Belleville DIN6796) indica que, para este caso, la pérdida de pretensado no está influenciada por el procedimiento de preajuste.

Se observa una menor reducción de la pérdida de pretensado con la configuración de arandela grande (BW). De hecho, el conjunto BW muestra una menor pérdida de pretensado en 5 meses (7,4%). Este resultado está en línea con la pérdida a corto y mediano plazo presentada en los párrafos anteriores. Sin embargo, para este caso, la evolución de la pérdida es ligeramente diferente a los otros casos. De hecho, la pendiente de la pérdida no siempre es positiva. Esto puede ser el resultado de la relajación, lo que lleva a una descarga lenta de la arandela, lo que compensa la pérdida de tensión en el tornillo. Esto puede requerir que la tensión del tornillo disminuya hasta que se permita el deslizamiento del borde de las arandelas grandes sobre la placa



inferior. Se pueden encontrar más detalles sobre la influencia de este tipo de arandelas en el pretensado en [56].

Cabe destacar que los ensayos presentados, aunque en un número limitado, están confirmando y ampliando los resultados obtenidos en ensayos anteriores en detalles similares [57] - [58]. Vale la pena señalar que, en todos los casos examinados, la pérdida de pretensado inicial del tornillo nunca fue mayor que el 16% del pretensado de instalación. Desde el punto de vista del diseño, esta información es muy importante porque resalta la necesidad de adoptar un factor de seguridad parcial relacionado con la pérdida de pretensado del tornillo, que, en base a los análisis realizados, podría fijarse conservadoramente igual a 1,16. Desde el punto de vista práctico, significa que para asegurar que los dispositivos no se deslicen durante la vida útil prevista de la estructura, los tornillos deben pretensarse inicialmente con pares de apriete un 16% más altos.

2.5 DIMENSIONAMIENTO Y MODELADO AVANZADO DE AMORTIGUADORES DE FRICCIÓN

2.5.1 Valores de cálculo del coeficiente de fricción y modelos de regresión

Con el fin de proporcionar una herramienta rápida para el cálculo o para modelar los dispositivos con los tres materiales de recubrimiento que se estudiaron más ampliamente durante el proyecto de investigación FREEDAM (M1, M4 y M6), se ha llevado a cabo un análisis de regresión de los resultados de ensayos de baja velocidad (fractiles del límite medio y superior / inferior). En aras de la simplicidad, se consideran los datos de los resultados de baja velocidad porque, como se mostró anteriormente, proporcionan la respuesta más conservadora en términos de degradación cíclica. Los resultados del estudio de regresión se resumen en la Tabla 2.6. El coeficiente de rozamiento se expresa en función del recorrido acumulado mediante la siguiente ecuación:

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

	<u>Material M1</u>			<u>Material M4</u>			<u>Material M6</u>			
	Fractil 5%	media	Fractil 95%	Fractil 5%	media	Fractil 95%	Fractil 5%	media	Fractil 95%	
A ₀	0	0	0	$6.35 \cdot 10^{-5}$	$7.34 \cdot 10^{-5}$	7.934 · 10 ⁻⁵	1.2 · 10 ⁻⁴	9.83 ∙10 ⁻⁵	$8 \cdot 10^{-5}$	
B ₀	-7.2 · 10 ⁻³	7.6 · 10 ⁻³	7.9 ∙ 10 ⁻³	-6.35 · 10 ⁻³	$-7.34 \cdot 10^{-3}$	-7.934 · 10 ⁻³	$-6.7 \cdot 10^{-3}$	−6.84 · 10 ⁻³	$-7.1 \cdot 10^{-3}$	
C ₀	0.61	0.69	0.79	0.69	0.76	0.84	0.52	0.60	0.68	
A_1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
<i>B</i> 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> ₁	0.43	0.50	0.59	0.53	0.58	0.64	0.487	0.504	0.521	
A_2	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
<i>B</i> ₂	-1.1 $\cdot 10^{-4}$	-1.6 · 10 ⁻⁴	-1.1 $\cdot 10^{-4}$	-1.233 · 10 ⁻⁴	-9.096 $\cdot 10^{-5}$	-7.37 $\cdot 10^{-5}$	-3.63 $\cdot 10^{-5}$	-3.01 $\cdot 10^{-5}$	$-2.39 \cdot 10^{-5}$	
<i>C</i> ₂	0.55	0.64	0.63	0.579	0.616	0.669	0.484	0.508	0.532	
A_3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	
<i>B</i> ₃	$-4 \cdot 10^{-5}$	$-3 \cdot 10^{-5}$	$-5 \cdot 10^{-5}$	-5.32 $\cdot 10^{-5}$	$-4.41 \cdot 10^{-5}$	-3.09 $\cdot 10^{-5}$	0	0	0	
<i>C</i> ₃	0.45	0.44	0.54	0.474	0.545	0.604	0.43	0.463	0.496	
k		25			50			50		

Tabla 2.6: Resultados del estudio de regresión

Adicionalmente, a partir de los resultados obtenidos en apartados anteriores, se han obtenido los principales parámetros a utilizar para el cálculo de las uniones disipativas con los tres materiales descritos en este trabajo. Como se mencionó anteriormente, el cálculo de un dispositivo de

fricción requiere al menos tres valores diferentes del coeficiente de rozamiento. El valor que se utilizará para las comprobaciones del estado límite de servicio, el valor para calcular la resistencia de los amortiguadores y el valor límite superior del coeficiente de rozamiento para calcular las partes no disipativas de la estructura (en el caso de una estructura de baja fluencia son uniones, vigas y pilares). En particular, al tratar con las verificaciones de Estados Límite de Servicio es necesario asegurar que las uniones a fricción no deslicen bajo el estado de condiciones de carga estática o bajo la aparición de eventos sísmicos moderados. En todas estas combinaciones de carga, debe usarse el valor característico del coeficiente de rozamiento estático. Con respecto a los amortiguadores, para garantizar una disipación de energía adecuada en Estado Límite Último (ELU), es necesario considerar el valor esperado más bajo del coeficiente de rozamiento dinámico, es decir, el valor característico del coeficiente de rozamiento dinámico. Adicionalmente, para el diseño ELU de las zonas no disipativas de la estructura, que en este caso están representadas por las vigas, los pilares y los elementos de unión, se debe considerar el valor más alto esperado del coeficiente de rozamiento estático, es decir, el 95 % fractil del coeficiente de rozamiento estático. De hecho, este es el valor máximo posible que, desde un punto de vista estadístico, los elementos no disipadores deben soportar antes de que se produzca el deslizamiento de los dispositivos de amortiguación. Con este objetivo, para cualquiera de los tres materiales, para cada conjunto de 10 datos, se han evaluado los valores efectivo y real de los coeficientes de rozamiento estático, resumiendo los resultados en la Tabla 2.7.

Material M1				Material M4			Material M6				
Ens	sayo n°	µ 0,effective	µ 0,actual	Ens	sayo n°	μ0,effective	µ 0,actual	Ens	sayo n°	μ0,effective	µ 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	ledia	0.71	0.73	N	ledia	0.76	0.79	79 Media		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
Fra	ctil 5%	0.62	0.61	Fra	ctil 5%	0.69	0.72	Fra	ctil 5%	0.52	0.52
Frac	til 95%	0.81	0.85	Frac	ctil 95%	0.84	0.87	Frac	til 95%	0.68	0.70

Tabla 2.7: Variación estadística de coeficiente de rozamiento estático

Como se describió anteriormente, estos valores, junto con los fractiles al 5% de los coeficientes de rozamiento dinámicos evaluados en correspondencia con el primer ciclo estabilizado, representan los valores necesarios para calcular las conexiones a fricción.



Figura 2.82 – Secuencia de apriete

Figura 2.83 Par típico vs diagrama de precarga



Figura 2.84 – Secuencia de apriete

Los significados de estos coeficientes de rozamiento se representan en las Figuras 2.70-Figura 2.72, mientras que, en aras de la simplicidad, se resumen en la Tabla 2.8.

Material M1	Material M4		Material M6		
Diseño FC	$\mu_{0,d}$	Diseño FC	$\mu_{0,d}$	Diseño FC	$\mu_{0,d}$
Estático 5% fractil	0.62	Estático 5% fractil	0.69	Estático 5% fractil	0.52
Estático 95% fractil	0.81	Estático 95% fractil	0.84	Estático 95% fractil	0.68
Dinámico 5% fractil	0.43	Dinámico 5% fractil	0.53	Dinámico 5% fractil	0.49

Tabla 2.8: Valores de cálculo de los coeficientes de rozamiento

2.6 REFERENCIAS

- 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. 13th WCEE.
- [23] M. Latour, V. Piluso, and G. Rizzano, "Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads," Eng. Struct., 2015.
- [24] M. Latour, V. Piluso, and G. Rizzano, "Experimental analysis of innovative dissipative bolted double split tee beam-to-column connections," Steel Constr., 2011.
- [25] Cahis, X., Bozzo, L., Foti, D. & Torres, L., 1997. An Energy Dissipating Device for Seismic Protection of Masonry Walls. In L'ingegneria Sismica in Italia. Taormina, Italia, 1997.
- [26] EUROCODE 0. Basis of structural design. CEN, 2010.
- [27] EN 1090-2. Execution of steel structures and aluminium structures: technical requirements for steel structures. CEN, 2008.
- [28] Bowden, F. & Tabor, D., 1950. The Friction and Lubrication of Solids: part I. Oxford: Oxford University Press.
- [29] Halling, J., 1978. Principles of Tribology. London: Macmilln Education LTD.
- [30] Persson, B., 2000. Sliding Friction. Berlin: Springer.
- [31] Zhang, S., 1998. State-of-the art of Polymer Tribology. Tribology International, 31, pp.49-60.
- [32] Schallamach, A., 1958. Friction and Abrasion of Rubber. Wear, 1, pp.384-417.
- [33] Shooter, K. & Thomas, R., 1952. Frictional Properties of some Plastics. Research, 2, pp.533-39.
- [34] Rees, B., 1957. Static Friction of Bulk Polymers over a Temerature Range. Research, 10, pp.331-38.
- [35] Schallamach, A., 1952. The Load Dependance of Rubber Friction. In Phys Soc., 1952
- [36] Thirion, P., 1948. Les Coefficients d'Adherence du Caoutchouc. Rubber Chemistry and Technology, 21, pp.505-15.
- [37] Ratner, S. & Sokolskaya, V., 1956. The Influence of the Hardness of Rubber on its Coefficient of Static Friction without Lubrication. Rubber Chem. Technol., 29, pp.829-33.
- [38] Mualla, I., 2000. "Experimental evaluation of new friction damper device".12th WCEE, Auckland, New

- [39] Voiculescu, D., Dalban, C., 1999. "Behaviour of steel concentrically braced frames with friction dissipation devices". SDSS '99, Timisoara, RomaniaZealand.
- [40] Ono, S., Nakahira, K., Tsujioka, S., Uno, N., 1996. "Energy absorption capacity of thermally sprayed aluminum friction dampers". Journal of Thermal Spray Technology, 5(3), 303-309.
- [41] C. Heistermann, M. Veljkovic, R. Simões, C. Rebelo, L. Simões da Silva. (2013). Design of slip resistant lap joints with long open slotted holes. Journal of Constructional Steel Research, Volume 82, March 2013, Pages 223-233
- [42] M.Pavlović, C. Heistermann, M. Veljković, D.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.

CAPÍTULO 3 DESARROLLO DE LAS CONEXIONES FREEDAM

3.1 INTRODUCCIÓN

En las últimas décadas, el uso de dispositivos antisísmicos reemplazables en las uniones vigapilar ha recibido una gran atención por parte de la comunidad científica [1-11] debido a la alta capacidad de disipación de energía y a la consiguiente reducción de la demanda global y local de ductilidad. Hasta la fecha, se ha propuesto una gran variedad de amortiguadores, ofreciendo sistemas basados en la activación de simples mecanismos disipativos como la plastificación de metales, la fricción seca y la viscosidad de fluidos [12,13]. Su aplicación ha sido sugerida principalmente en el marco de estrategias de diseño basadas en la disipación suplementaria de energía.

No obstante, aunque la introducción de dispositivos antisísmicos reduce el daño estructural, los desplazamientos laterales que normalmente son necesarios para activar los amortiguadores conducen al desarrollo de daños en los elementos estructurales principales que pueden ser difíciles de reparar o prácticamente irreparables.

Por dicha razón, recientemente se están proponiendo nuevos enfoques basados en la idea de adoptar en estructuras de acero conexiones equipadas con amortiguadores que sufran solamente daños mínimos. Este es el caso, por ejemplo, de la unión de rótula deslizante (SHJ) desarrollada en la Universidad de Auckland desde 2004 [14-20]. Estas uniones, cuando se utilizan en pórticos de acero resistentes a momento (MRFs), pueden acomodar grandes rotaciones inelásticas vigapilar mediante el deslizamiento de amortiguadores de fricción asimétricos (AFDs) ubicados a nivel del ala inferior de la viga [21-24]. Dicha tipología aporta muchos beneficios a causa de su rigidez y de que se trata de una unión de resistencia parcial, lo que permite limitar los desplazamientos laterales y, al mismo tiempo, proteger el extremo de la viga de la plastificación y reducir el sobredimensionamiento del pilar, como resultado de la aplicación de los criterios de jerarquía viga-pilar especificados por las provisiones del código estructural.

Recientemente, también se han propuesto diseños similares de conexiones viga-pilar basados en la inclusión de amortiguadores de fricción simétricos (SFDs) dentro de un trabajo de investigación integral dirigido al desarrollo, diseño y ensayo de una unión viga-pilar equipada con amortiguadores de fricción [25-35]. Estas nuevas conexiones permiten conseguir los mismos beneficios que brinda la SHJ (rigidez, resistencia adaptada, ductilidad y alta capacidad de disipación de energía) con el uso de un kit industrializado fabricado íntegramente en taller y atornillado a los elementos estructurales (viga y pilar) directamente in situ.

La principal ventaja del kit industrializado es el control preciso de la calidad de las cuñas de fricción y el procedimiento de apriete de los tornillos. Estos aspectos son, de hecho, fundamentales para el correcto funcionamiento de los dispositivos de fricción y deben controlarse estrictamente durante el proceso de producción. Para asegurar la capacidad de desmontaje requerida para el dispositivo de fricción, el amortiguador se realiza con una cartela ranurada que se atornilla al ala de la viga y a los casquillos en L y las cuñas de fricción atadas con tornillos de alta resistencia pretensados. Se han investigado dos configuraciones, a saber, la configuración HFC, donde la cartela es paralela al ala de la viga, y la configuración VFC, donde

la cartela es ortogonal al ala de la viga (Fig. 3.1). En flexión, la unión se ve obligada a rotar alrededor de un punto ubicado en la base del alma del casquillo en T superior y la disipación de energía se provee mediante el deslizamiento alternado de la cartela sobre las cuñas de fricción. Otra ventaja de la cartela es el aumento del brazo de palanca que permite reducir la fuerza a transmitir por los dispositivos de fricción para cumplir así con los requisitos de servicio.



a) Conexión de fricción con amortiguador plano paralelo al ala de la viga (configuración HFC)



b) Conexión de fricción con amortiguador plano paralelo al alma de la viga (configuración VFC)

Figura 3.1. – Esquemas de conexiones de fricción con SFDs

Los trabajos experimentales dedicados a este tipo específico de conexión han abordado aspectos importantes del comportamiento de la conexión, tales como la respuesta de las cuñas de fricción bajo carga cíclica, el comportamiento de los tornillos pretensados en la instalación y durante su vida útil, la modelación mediante elementos finitos de las uniones viga-pilar con dispositivos de fricción y la respuesta al impacto de los amortiguadores de fricción básicos [25-36].

Con el objetivo de evaluar la respuesta experimental de las uniones de fricción, se ha llevado a cabo una amplia campaña experimental en el marco del proyecto de investigación FREEDAM sobre subensamblajes capaces de representar el comportamiento de uniones internas y externas en pórticos reales resistentes a momento. Los resultados de los ensayos experimentales han permitido validar los criterios de diseño para uniones de fricción desarrollados durante el proyecto y calibrar los modelos FEM utilizados para llevar a cabo los estudios paramétricos. En

particular, el objetivo principal de la actividad experimental es verificar la capacidad de las conexiones propuestas viga-pilar para disipar la energía introducida por el terremoto, sin prácticamente ningún daño. Para ello se han realizado 16 ensayos experimentales. En particular, se han realizado 8 ensayos de uniones externas en la Universidad de Salerno y 8 ensayos de uniones internas en la Universidad de Coimbra.

Los especímenes han sido diseñados aprovechando, para todos los componentes de la unión, excepto para los amortiguadores de fricción, los modelos ya propuestos por Eurocódigo 3 parte 1-8. Por el contrario, para el nuevo componente, es decir, el amortiguador de fricción, se han utilizado los resultados de las actividades experimentales llevadas a cabo sobre especímenes a solape sometidos a cortante con agujeros rasgados y pastillas de fricción interpuestas. En particular, como se describe en el Capítulo 2, los ensayos sobre los materiales de revestimiento para las pastillas de fricción han demostrado que los materiales M1 y M6 pueden propiciar una leve tendencia a pegar y deslizar que puede inducir vibraciones. Por tanto, si bien pueden considerarse adecuados para su aplicación a los amortiguadores FREEDAM, los ensayos en las uniones viga-pilar se han dedicado únicamente al material M4 porque parece ser el más fiable para la aplicación en uniones FREEDAM evitando los fenómenos de pegamento y deslizamiento. La actividad experimental se ha realizado en dieciséis uniones viga-pilar, ocho en uniones que conectan vigas IPE 270 y ocho en uniones que conectan vigas IPE 450. Como ya se ha dicho, se han considerado dos configuraciones diferentes del amortiguador de fricción, a saber, la configuración horizontal, HFC, y la configuración vertical, VFC (Figura 3.1). Para cada configuración de amortiguador, el ensayo se ha realizado dos veces. Se ha realizado un primer ensayo utilizando arandelas elásticas y un segundo ensayo empleando arandelas planas simples para los montajes de tornillos.

3.2 ENSAYOS EXPERIMENTALES EN UNIONES EXTERNAS

3.2.1 Descripción de la configuración del ensayo

La campaña experimental se ha llevado a cabo sobre las siguientes uniones:

- FJ-CYC01: IPE270 viga-HEM220 pilar, VFC-configuración, M20 HV tornillos grado 10.9 equipada con 6 arandelas elásticas (3 grupos apilados en serie de 2 arandelas elásticas apiladas en paralelo);
- FJ-CYC02: IPE270 viga-HEM220 pilar, HFC-configuración, M20 HV tornillos grado 10.9 equipada con 6 arandelas elásticas (3 grupos apilados en serie de 2 arandelas elásticas apiladas en paralelo);
- FJ-CYC03: IPE450 viga-HEB500 pilar, VFC-configuración, M20 HV tornillos grado 10.9 equipada con 6 arandelas elásticas (3 grupos apilados en serie de 2 arandelas elásticas apiladas en paralelo);
- FJ-CYC04: IPE450 viga-HEB500 pilar, HFC-configuración, M20 HV tornillos grado 10.9 equipada con 6 arandelas elásticas (3 grupos apilados en serie de 2 arandelas elásticas apiladas en paralelo);
- FJ-CYC05: IPE270 viga-HEM220 pilar, VFC-configuración, M20 HV tornillos grado 10.9 sin arandelas elásticas;

- FJ-CYC06: IPE270 viga-HEM220 pilar, HFC-configuración, M20 HV tornillos grado 10.9 sin arandelas elásticas;
- FJ-CYC07: IPE450 viga-HEB500 pilar, VFC-configuración, M20 HV tornillos grado 10.9 sin arandelas elásticas;
- FJ-CYC08: IPE450 viga-HEB500 pilar, HFC-configuración, M20 HV tornillos grado10.9 sin arandelas elásticas.



Figura 3.2 – Prototipos ensayados (uniones externas): a) configuración con amortiguador horizontal; b) configuración con amortiguador vertical

Todos los ensayos experimentales se han realizado en el laboratorio STRENGTH (STRuctural ENGineering Testing Hall) de la Universidad de Salerno. La configuración de los ensayos está constituida por instrumentos y máquinas que podrían dividirse en tres macrocategorías: dispositivos de restricción, máquinas de carga e instrumentos de medición. En el laboratorio STRENGTH, el principal dispositivo de restricción está representado por la robusta losa del laboratorio con agujeros (con un diámetro de 80 mm y espaciados según una cuadrícula de 1.0 m x 1.0 m) que se utilizan para fijar todo el equipamiento del ensayo del laboratorio. Esta potente losa se ha aprovechado para sujetar todas las restricciones necesarias para configurar el banco de ensayos para las uniones externas viga-pilar. En este caso, para realizar los ensayos cíclicos en las uniones, se han utilizado algunas estructuras restrictivas: un pórtico vertical rígido y robusto y una sujeción rígida horizontal de acero, ambos realizados ensamblando placas de acero completamente soldadas y elementos estructurales (Fig. 3.3).



Figura 3.3 – Diseño del experimento: a) FJ-CYC01-FJ-CYC04; b) FJ-CYC05-FJ-CYC08

Además, con el objetivo de simular el punto de momento cero que ocurre en el esquema estructural real (Figura 3.4), se han configurado dos rótulas de acero (Figura 3.3). Dichas rótulas se han diseñado para resistir un esfuerzo cortante de hasta 2000 kN y se han atornillado al trineo de acero (Figura 3.3). Una de las dos rótulas se ha diseñado para absorber los esfuerzos cortante y axil mediante un bulón. Se han adoptado agujeros calibrados para minimizar el deslizamiento. La segunda rótula ha sido diseñada para permitir el desplazamiento en dirección horizontal y resistir los desplazamientos en dirección perpendicular. Para ello, se ha utilizado un bulón combinado con agujeros rasgados para permitir el desplazamiento deseado.



Figura 3.4 – Esquema estructural: a) acción en una unión externa debida a las cargas sísmicas; b) esquema reproducido en el laboratorio

Finalmente, se han dispuesto coacciones lateral-torsionales (Figura 3.3) para evitar el fenómeno de pandeo lateral-torsional de la viga durante los ensayos experimentales. En cuanto al equipo de carga, en la campaña experimental se han utilizado tres actuadores hidráulicos MTS diferentes. Con el objetivo de aplicar la carga axial en el pilar, se ha utilizado un actuador MTS 243.60, que trabaja bajo control de carga. Este actuador tiene una capacidad máxima de carga igual a 1000 kN en compresión y 650 kN en tracción, con una carrera máxima del pistón igual a +/- 125 mm. Para aplicar flexión en la conexión, se han utilizado dos actuadores MTS diferentes, en función del tamaño de la viga. El primero, adoptado para ensayar las vigas IPE 270, tiene una capacidad máxima de carga igual a 245 kN con una carrera máxima del pistón igual a +/- 500mm y el segundo, utilizado para ensayar las vigas IPE 450, tiene una capacidad de carga igual a 500 kN, y una carrera máxima del pistón igual a +/-500 mm. Ambos se han aprovechado para aplicar, bajo control de desplazamiento, la historia de desplazamientos en el extremo de la viga. El seguimiento de los desplazamientos impuestos en los especímenes ensayados durante los ensayos también se ha llevado a cabo mediante el empleo de transductores externos de desplazamientos. En particular, durante la campaña experimental, los desplazamientos de la viga, el pilar y los elementos que componen la conexión, en particular el amortiguador de fricción, se han medido de forma continua mediante LVDTs. Como ha sido mencionado anteriormente, los ensayos experimentales se han realizado utilizando dos actuadores hidráulicos, el actuador inferior se ha utilizado bajo control de fuerza para imponer una carga de compresión axial constante igual a 650 kN mientras que el actuador superior se ha utilizado para imponer la historia de los desplazamientos cíclicos deseados.

En particular, el actuador superior se ha conectado al extremo de la viga para imponer una historia de desplazamientos de acuerdo con el protocolo de carga AISC 346-10 [37] (Figura 3.5). Se trata de un protocolo de carga dedicado específicamente a uniones, muy común en la práctica estadounidense, y utilizado habitualmente para la precalificación de uniones. Este protocolo de carga es el mismo que se utilizó también en el proyecto de investigación EQUALJOINTS.



Figura 3.5 – Protocolo de carga AISC 346-10 [37] utilizado en los ensayos de uniones externas

Por lo tanto, partiendo de lo expuesto en los requisitos del código, es posible obtener la historia de desplazamientos en el extremo de la viga. Los ensayos se han llevado a cabo hasta alcanzar una rotación máxima igual a 50 *mrad* (Tabla 3.1). Es de interés remarcar que esta rotación es mucho mayor que la mínima requerida por EC8 que, para pórticos DCH, es igual a 35 *mrad*.

v[mm/s]	paso	θ [rad]	# ciclos	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

Tabla 3.1: Historia del desplazamiento impuesto

Durante los ensayos se han monitorizado y adquirido datos relativos a numerosos parámetros, con el objetivo de evaluar las fuerzas y desplazamientos a nivel del actuador superior y los desplazamientos de los diferentes componentes de la unión. En todos los ensayos, se han empleado al menos seis transductores lineales de desplazamiento. A continuación, se describen

a)

b)

ejemplos de la disposición de los dispositivos en las dos configuraciones diferentes de uniones para el ensayo n°1 y el ensayo n°2. Para todos los demás ensayos se han empleado configuraciones similares para los dispositivos de medición.



Figura 3.6 – Posición de los LVDTs: a) FREEDAM-CYC01; b) FREEDAM-CYC02

En particular, en la unión FREEDAM CYC-01, se han empleado los siguientes sensores (Figura 3.6a):

- LVDTs n.02, 03 y 07 para medir el desplazamiento relativo entre las alas de los casquillos en T y de los angulares y el ala del pilar;
- LVDT n. 05 para medir los desplazamientos entre la cartela y la viga;
- LVDT n. 06 para medir el desplazamiento del dispositivo de fricción;

• LVDT n. 01 para evaluar posibles deslizamientos del alma del casquillo en T respecto del ala de la viga.

En la unión FREEDAM CYC-02 se han empleado los siguientes sensores (Figura 3.6b):

- LVDTs n.01, 03 y 05 para medir los desplazamientos relativos que aparecen entre las alas de los casquillos en T y los angulares y el ala del pilar;
- LVDT n. 02 para medir los desplazamientos entre el nervio y el ala de la viga en la conexión de rozamiento;
- LVDTs n. 04 y 06 para medir los desplazamientos de las dos filas de tornillos del dispositivo de fricción;
- LVDT n. 07 para evaluar posibles deslizamientos del alma del casquillo en T respecto del ala de la viga.

Además, en todos los ensayos experimentales, las precargas aplicadas en los tornillos de los dispositivos de fricción han sido monitoreadas antes y durante el ensayo utilizando células de carga tipo donut (Futek LTH500) etiquetadas con los números RC-01, RC-03 y RC-04. En los ensayos con vigas IPE 270 se han empleado sólo dos células de carga, mientras que en los ensayos con vigas IPE 450 se han empleado tres células de carga.

3.2.2 Resultados de los ensayos experimentales

En aras de la brevedad, sólo se presentan los resultados obtenidos para los especímenes FJ-CYC01 a FJ-CYC04. Se puede encontrar más información sobre todo el programa experimental en el informe final del proyecto.

Los ensayos experimentales ofrecieron una respuesta acorde con el comportamiento esperado. De hecho, tal como se muestra en la Fig. 3.7, se han obtenido ciclos histeréticos amplios y estables y, macroscópicamente, no se observó daño alguno en los componentes no disipativos al final de los ensayos.

	FJ-CYC01	FJ-CYC02	FJ-CYC03	FJ-CYC04
M [kNm]	+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

Tabla 3.2 – Comparación entre los momentos de rozamiento experimentales y los momentos de rozamiento de cálculo

Los valores límite superior de la resistencia estática adoptados para el cálculo de los componentes no disipativos (representados en la Fig. 3.7 con una línea discontinua) son prácticamente iguales a los momentos flectores máximos observados durante los ensayos experimentales (Tabla 3.2). Asimismo, los valores dinámicos de la resistencia a la flexión, calculados considerando el coeficiente de rozamiento dinámico, son muy cercanos a la resistencia al deslizamiento de las uniones. En la Tabla 3.2, se presenta una comparación entre la resistencia experimental de las cuatro conexiones y la resistencia de cálculo de los especímenes. Para todos los ensayos, es posible observar que los valores experimentales de la resistencia a flexión de las uniones están muy cerca del rango de los valores de cálculo (entre los

valores estáticos del límite superior y los valores dinámicos del límite inferior). El acuerdo con el procedimiento de diseño es plenamente satisfactorio.

En el caso de las uniones con configuración HFC, se observó una resistencia al deslizamiento ligeramente menor bajo momentos flectores positivos, debido principalmente a la mayor deformabilidad de los casquillos en L en tracción, lo que provocó una pérdida de precarga superior a la esperada. Por el contrario, en el caso de uniones con configuración VFC, la resistencia al deslizamiento de la conexión, tanto para flexión negativa como positiva, fue prácticamente igual a la resistencia de cálculo. En el caso de uniones con configuración HFC, la respuesta de la unión fue fuertemente asimétrica exhibiendo valores de resistencia significativamente diferentes bajo momentos flectores positivos y negativos. La diferencia con respecto a la resistencia máxima fue superior al 35% en el caso del espécimen FJ-CYC 02. La asimetría se debió principalmente a la flexión de las placas de los casquillos en T y en L y a la consiguiente fluctuación de la presión sobre las pastillas de fricción. Las uniones con configuración VFC exhibieron una menor asimetría del comportamiento cíclico. Sin embargo, durante los ensayos experimentales, también debido a la reducción de las fuerzas de apriete de los tornillos, se observó una pequeña disminución del momento flector para grandes rotaciones. Este efecto fue más evidente para los prototipos con viga de mayor canto, para las cuales el recorrido acumulado a nivel del amortiguador de fricción es mayor, debido al aumento del brazo de palanca de la conexión.

También es posible observar a partir de los bucles de histéresis que la respuesta se caracterizó por un primer deslizamiento que surge para un valor de la fuerza ligeramente superior a los correspondientes a los ciclos siguientes. Después de unos pocos ciclos, la fuerza de deslizamiento se estabiliza y los bucles histeréticos casi siempre se repiten durante toda la historia de carga con la misma forma. Estos resultados están en línea con los resultados de los ensayos experimentales sobre los amortiguadores de fricción, ya que las formas de los bucles de la unión eran perfectamente comparables con las de los ensayos de solape a cortante realizados en los amortiguadores de fricción, presentados en el Capítulo 2. Los primeros picos corresponden al coeficiente estático de fricción (mayor que el valor dinámico en el caso de materiales de revestimiento blando), mientras que el ciclo estabilizado corresponde a una fuerza de deslizamiento del amortiguador cuyo valor está relacionado principalmente con el valor dinámico del coeficiente de rozamiento. Además, considerando los coeficientes de rozamiento obtenidos ensayando solamente los amortiguadores (Capítulo 2), es posible verificar que tanto los valores estáticos como dinámicos de la fuerza de deslizamiento observados durante toda la historia de carga fueron compatibles con el rango predicho de valores de la fuerza de deslizamiento basados en los ensayos realizados solo sobre los amortiguadores. En cualquier caso, se obtienen ligeras diferencias debido a la flexibilidad de los casquillos en L de acero del amortiguador de fricción que provocaron durante el ensayo oscilaciones (aumento y disminución) de las fuerzas de los tornillos bajo momentos flectores negativos y positivos.

En la Fig. 3.8 se muestran las configuraciones deformadas de las uniones, remarcando la correcta definición de la geometría de los amortiguadores, los cuales fueron capaces de acomodar una rotación de cálculo igual a 50 mrad.



Figura 3.7 – Curvas histeréticas



Figura 3.8 – Configuración deformada de los prototipos: a) FJ-CYC01; b) FJ-CYC02; c) FJ-CYC03; d) FJ-CYC04

La precisión del procedimiento de diseño adoptado también se demostró mediante las mediciones locales realizadas durante los ensayos. De hecho, para todos los prototipos, la disipación de energía fue proporcionada solamente por los amortiguadores de fricción dejando al final del ensayo todos los elementos estructurales prácticamente intactos, sin daño alguno. En particular, asumiendo que el centro de rotación está ubicado en correspondencia con el casquillo en T en la línea central del ala superior de la viga y el amortiguador está sometido a una fuerza de tracción/compresión cíclica, las representaciones de las medidas locales obtenidas con los LVDTs se elaboraban informando sobre el desplazamiento medido frente a la fuerza local que actuaba en el amortiguador o a nivel del casquillo en T.

Utilizando los desplazamientos registrados por el LVDT 04 y el LVDT 06 (Figura 3.9), en el caso de la configuración VFC, y los desplazamientos registrados por el LVDT 06 (Figura 3.10), en el caso de la configuración HFC, se determina la relación fuerza versus desplazamiento de los amortiguadores. Se puede observar fácilmente que los bucles histeréticos son prácticamente rectangulares con una importante capacidad de disipación de energía y casi sin degradación tanto en términos de rigidez como de resistencia (Figura 3.11).

Las mediciones locales (Figuras 3.12 y 3.13) muestran que los casquillos en T y en L permanecen prácticamente en el rango elástico, mientras que la disipación de energía está dada sólo por el amortiguador de fricción, el cual ofreció una respuesta histerética estable con una alta disipación de energía. Al final de los ensayos, se observó una pérdida de la fuerza de apriete del tornillo igual a aproximadamente el 25-30%.



Figura 3.9 – Posición de los instrumentos - FREEDAM-CYC01



Figura 3.10 – Posición de los instrumentos - FREEDAM-CYC02

Este resultado sugiere que, aunque las conexiones de fricción tengan poco daño, después de la ocurrencia de un movimiento severo del suelo, necesitan un mantenimiento adecuado para verificar la resistencia residual del amortiguador y la magnitud de la pérdida de precarga. En particular, puede ser necesario volver a apretar los tornillos para restaurar la precarga del tornillo. No obstante, cabe señalar que los terremotos reales proporcionan una demanda de rotación plástica acumulada en los componentes de la unión que suele ser mucho menor en comparación con la impuesta mediante la consideración del protocolo de carga AISC-358. Por lo tanto, la pérdida de fuerza de atado o de apriete observada durante estos ensayos debe considerarse como un valor límite superior que no tiene una correspondencia directa con la pérdida de precarga que se produce después de un movimiento real del suelo.



Figura 3.11 – Curva fuerza de deslizamiento vs desplazamiento de los amortiguadores de fricción FREEDAM-CYC01 (left) and FREEDAM-CYC02 (right)



Figura 3.12 – Mediciones locales FREEDAM-CYC01 – casquillo en T y casquillos en L



Figura 3.13 – Mediciones locales FREEDAM-CYC02 – casquillo en T y casquillos en L

El valor de la precarga de los tornillos y su variación durante los ensayos se ha monitorizado mediante dos células de carga, RC-03 y RC-04, ubicadas en correspondencia con las dos filas de tornillos del amortiguador.

Estos resultados están representados en la Figura 3.14. A partir de esta figura, se puede observar que inicialmente, para el primer deslizamiento como ya se detectó en los ensayos de solape a cortante, se produce un asentamiento de los tornillos con un aflojamiento que aumenta a medida que aumentan los ciclos de carga. Este aflojamiento se produce hasta los ciclos de elevado desplazamiento en los que los efectos de flexión en las líneas de los tornillos de los amortiguadores conducen a una oscilación significativa de las fuerzas de los tornillos que, en el pico, alcanzan, de nuevo, prácticamente la fuerza inicial.



Figura 3.14 – Fuerza de precarga en los tornillos del amortiguador de fricción FREEDAM-CYC01 (left) and FREEDAM-CYC02 (right)

Todos los ensayos experimentales respondieron completamente de acuerdo con el comportamiento esperado. En todos los casos ensayados, se observó una mínima plastificación de los casquillos en T y en L en la conexión del vástago al ala, lo que confirma la eficiencia del procedimiento de diseño propuesto. Por tanto, en todos los ensayos experimentales la disipación de energía fue proporcionada únicamente por los amortiguadores de fricción FREEDAM dejando al final del ensayo todos los elementos estructurales prácticamente intactos (Figura 3.15). Otro aspecto que quedó remarcado en esta fase experimental es que las arandelas elásticas Belleville no parecen proporcionar un beneficio sustancial en términos del comportamiento histerético. Este resultado confirma las observaciones ya hechas en el Capítulo 2, relativas al ensayo de los amortiguadores de fricción.



Figure 3.16 – Configuración deformada del espécimen FREEDAM-CYC02 al final del ensayo

En particular, con respecto a la comparación entre la configuración VFC y la configuración HFC, se observó un comportamiento similar en lo que concierne a la degradación de la resistencia durante la historia de carga cíclica. Además, la influencia de las arandelas Belleville fue insignificante en ambos casos. Sin embargo, el empleo de la configuración VFC proporciona una reducción de la asimetría de los bucles de histéresis y la mejora de su forma, que se acerca más a la forma rectangular ideal, como lo demuestra la comparación entre las curvas fuerza versus desplazamiento de los amortiguadores de fricción, obtenidas para la configuración VFC (Figura 3.11 izquierda) y para la configuración HFC (Figura 3.11 derecha). En particular, la forma típica exhibida por los bucles de histéresis en la configuración HFC se debe a la diferente distribución de presión sobre las pastillas de fricción que ocurre cuando la unión se ve sometida a flexión positiva. Ello también ha sido confirmado por las simulaciones FEM presentadas en el Capítulo 4.

3.3 ENSAYOS EXPERIMENTALES EN UNIONES INTERNAS

3.3.1 Configuración del ensayo y programa experimental

Las uniones internas viga-pilar se han ensayado en la Universidad de Coimbra. Las conexiones ensayadas en esta actividad experimental son idénticas a las ensayadas en la Universidad de Salerno como uniones externas. Ello significa que la única diferencia que ocurre en la respuesta cíclica de las uniones viga-pilar se debe al diferente comportamiento de la zona de panel a cortante. En particular, bajo la típica distribución sísmica del momento flector transmitido por las vigas, el esfuerzo cortante esperado en la zona de panel es el doble del que ocurre en el caso de las uniones externas. Por tanto, el objetivo principal de esta parte de la actividad experimental planificada en el marco del proyecto de investigación FREEDAM es la validación de los criterios de diseño para la evaluación del comportamiento de la zona de panel a cortante, los cuales forman parte del procedimiento de diseño desarrollado durante el proyecto de investigación y presentado en detalle en la Parte II "Manual de Diseño", Capítulo 7.

Por ello, de forma similar a como se llevó a cabo la campaña experimental sobre uniones externas, se ensayaron cuatro configuraciones diferentes de la conexión FREEDAM, variando las dimensiones de la viga y del pilar (IPE270/HEM220 e IPE450/HEB500) y la configuración de los amortiguadores de fricción (configuración vertical u horizontal). Se realizaron un total de 8 ensayos, tal como se muestra en la Tabla 3.3.

N.	Código ensayo	Dimensiones pilar y viga	Tipo ensayo	Configuración amortiguador FREEDAM	Material revestimiento
1	IN270_CYC 1_M4_(1)	HE220M/IPE270	Cíclico	Pastillas horizontales	M4
2	IN270_CYC-1_M4_(2)	HE220M/IPE270	Cíclico	Pastillas horizontales	M4
3	IN270_CYC-2_M4_(1)	HE220M/IPE270	Cíclico	Pastillas verticales	M4
4	IN270_CYC-2_M4_(2)	HE220M/IPE270	Cíclico	Pastillas verticales	M4
5	IN450_CYC-1_M4_(1)	HE500B/IPE450	Cíclico	Pastillas horizontales	M4
6	IN450_CYC-1_M4_(2)	HE500B/IPE450	Cíclico	Pastillas horizontales	M4
7	IN450_CYC-2_M4_(1)	HE500B/IPE450	Cíclico	Pastillas verticales	M4
8	IN450_CYC-2_M4_(2)	HE500B/IPE450	Cíclico	Pastillas verticales	M4

Tabla 3.3 – Programa experimental

En todos los ensayos, el material etiquetado como M4 se utilizó como material de revestimiento de las pastillas de fricción y se utilizaron arandelas de resorte de disco en los conjuntos de tornillos de los amortiguadores. Los tornillos fueron precargados utilizando el método del par torsor y la precarga a aplicar en los conjuntos de tornillos del amortiguadore para cada espécimen se estimó en base al procedimiento de diseño definido para los amortiguadores FREEDAM, desarrollado sobre la base de los resultados experimentales presentados en el Capítulo 2. La

precarga del tornillo considera el valor medio del coeficiente de rozamiento y su variabilidad estadística.

Los prototipos ensayados se muestran en la Figura 3.16. En la Figura 3.17 se muestra un esquema de la configuración del ensayo. El pilar se apoya en una rótula en su parte inferior, mientras que los extremos de las vigas se soportan verticalmente permitiendo el movimiento lateral de los especímenes. La carga cíclica se aplicó en la parte superior del pilar mediante un actuador, siguiendo las provisiones sísmicas de la AISC 341/2010 [37], con una rotación impuesta máxima igual a 50 mrad.



a. Configuración 1.1 - HE220M / IPE270 – Pastillas horizontales







c. Configuración 1.2 - HE500B / IPE450 – Pastillas horizontales

d. Configuración 2.2 - HE500B / IPE450 – Pastillas verticales





Figura 3.17 – Configuración del ensayo para uniones internas (dimensiones en mm)

El momento flector transmitido a las conexiones viga-pilar se ha estimado mediante la Ec. (3.1), multiplicando la reacción en los extremos de las vigas, R (Figura 3.18), por la longitud entre el apoyo de la viga y el ala del pilar (L_b en las Figuras 3.17 y 3.18), mientras que la rotación de la conexión se ha estimado dividiendo el desplazamiento horizontal del pilar a la altura del actuador, δ , por la distancia entre el actuador y la rótula del pilar (L_c en las Figuras 3.17 y 3.18).



Figura 3.18 – Esquema para el cálculo de las reacciones en la configuración del ensayo

Durante los ensayos se midieron la fuerza, desplazamientos, deformaciones, par torsor y temperatura, lo que requirió el empleo de una cantidad significativa de instrumentación, tal como se pone de manifiesto en la Figura 3.19 para uno de los especímenes. En detalle, en cada uno de ellos, se utilizó la siguiente instrumentación:

- 1 actuador Rango de carga: ±900 kN; Rango de desplazamiento: ±150 mm; Frecuencia 1Hz con rango de desplazamiento máximo +7.02mm/-5.63mm;
- 4 células de carga Máxima capacidad en compresión 500kN;
- 15 transductores de desplazamiento (DT en Figura 3.19) LVDT (n.4 sensores rango ±25mm; n.4 sensores rango ±50mm);
- 1 transductor de torsión torsor nominal 1000Nm;
- Termopar (*TC* en Figura 3.19);
- 4 células anulares de carga capacidad 350kN;
- 46 galgas (*E* en Figura 3.19) longitud 6mm, límite de deformación 5%.



Figura 3.19 – Instrumentación

3.3.2 Resultados de los ensayos experimentales

Las curvas momento-rotación de los diferentes prototipos ensayados se muestran en la Figura 3.20 para los prototipos con viga IPE270 y en la Figura 3.21 para los prototipos con viga IPE450, respectivamente. En estas curvas, cuando se produce flexión positiva, la parte superior de la unión está en tracción y el amortiguador de fricción está en compresión. Por el contrario, cuando se produce flexión negativa, se desarrolla la situación opuesta con el amortiguador de fricción en tracción y el casquillo en T atornillado, que conecta el ala superior, en compresión. En general, los resultados mostraron que estas uniones, independientemente del tamaño de la viga y de la configuración del amortiguador, presentan un comportamiento cíclico similar, con un comportamiento rígido hasta alcanzar la resistencia al rozamiento estática, seguido de bucles histeréticos bastante estables durante toda la historia de carga. Además, todos los otros componentes de la unión permanecieron prácticamente en el rango elástico, tal como se muestra en la Figura 3.22, para los componentes de los casquillos en L y del casquillo en T. Por tanto, el empleo de los amortiguadores de fricción es capaz de asegurar la disipación de la energía evitando el daño de todos los demás componentes de la unión.



Figura 3.20 - Curvas momento-rotación - Prototipos con viga IPE 270

Observando las diferentes curvas momento-rotación es posible apreciar cierta asimetría entre las respuestas de la unión derecha e izquierda, debido a algunas asimetrías en la configuración del ensayo experimental. En particular, se constató que los centros de rotación de los dos péndulos situados en correspondencia con los extremos de la viga no estaban perfectamente alineados.

Asimismo, todos los especímenes ensayados exhibieron un comportamiento asimétrico bajo la acción de flexión positiva y negativa, que se debía principalmente a las diferentes deformaciones

que experimentaban el casquillo en T y los casquillos en L cuando se veían sometidos a tracción en comparación a cuando se veían sometidos a compresión (Figura 3.23). Ello solía ser más pronunciado en el caso de los especímenes con la configuración horizontal de los amortiguadores de fricción, como ya había sido apuntado por los resultados obtenidos en los ensayos experimentales realizados sobre uniones externas.

Por otra parte, la degradación de la resistencia al rozamiento que se observa puede explicarse por el aumento de la pérdida de precarga en los tornillos durante la historia de carga cíclica (Figura 3.24).



Figura 3.21 – Curvas momento-rotación – Prototipos con viga IPE 450



Figura 3.22 – Deformación del casquillo en T y de los casquillos en L



Figura 3.23 – Deformación del casquillo en T y de los casquillos en L



Figura 3.24 – Fuerzas en los tornillos

3.4 CONCLUSIONES

En este capítulo, se han presentado los resultados del programa experimental dedicado al estudio del comportamiento sísmico de conexiones viga-pilar equipadas con dos configuraciones diferentes de dispositivos de fricción. En particular, en base a los principales resultados derivados de tareas anteriores del proyecto de investigación (los parámetros mecánicos de los materiales de fricción, el papel que juegan las arandelas Belleville, la influencia de la pérdida de precarga de los tornillos), se han diseñado16 conexiones viga-pilar. Dichas conexiones han sido ensayadas

en el laboratorio STRENGTH de la Universidad de Salerno (uniones externas) y en la Universidad de Coimbra (uniones internas).

A partir de los resultados obtenidos, pueden extraerse las siguientes conclusiones:

- Se han ensayado dos configuraciones diferentes: i) con el amortiguador de fricción ubicado en el plano horizontal paralelo al ala de la viga (configuración HFC) y ii) con el amortiguador ubicado para mantener las pastillas de fricción alineadas con el plano del alma de la viga, es decir, configuración vertical (configuración VFC). La diferencia, desde el punto de vista de la respuesta global de la unión, es bastante pequeña, lo que sugiere que ambas configuraciones se pueden aplicar eficazmente en la práctica. Sin embargo, la conexión con el amortiguador de fricción en la configuración VFC proporcionó un comportamiento cíclico más estable y una menor asimetría del comportamiento cíclico;
- En todos los casos analizados el comportamiento obtenido se caracterizó por bucles histeréticos aplomados, verticales, sin un progresivo deterioro de la rigidez rotacional (sin *pinching*), tal como se esperaba, y con una pequeña degradación de la capacidad de disipación de energía, resistencia y rigidez;
- Las mediciones locales llevadas a cabo durante los ensayos mostraron que, de acuerdo con los criterios de diseño, la disipación de energía es proporcionada solamente por los amortiguadores de fricción, mientras que los componentes no disipativos (viga, casquillo en T, casquillos en L) permanecen prácticamente intactos, sin daño alguno.

Por consiguiente, los resultados de toda la campaña experimental constituyen una precalificación efectiva de las conexiones FREEDAM viga-pilar y de los criterios de diseño correspondientes, los cuales se recogerán en la Parte II "Manual de Diseño", Capítulo 7. En particular, el procedimiento de diseño para la precalificación especificará todos los detalles tecnológicos y requisitos que deben respetarse para obtener niveles predeterminados de desempeño, siguiendo la misma metodología proporcionada por el método de los componentes ya codificado en EC3 [38].

3.5 REFERENCIAS

- [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.

CAPÍTULO 4

MODELADO DE ELEMENTOS FINITOS DE AMORTIGUADORES Y CONEXIONES FREEDAM

4.1 INTRODUCCIÓN

Los pórticos de acero resistentes a momento (MRF) son sistemas estructurales dúctiles y disipativos que pueden garantizar un excelente rendimiento sísmico si se diseñan y detallan adecuadamente. Sin embargo, explotar su gran fuente de ductilidad implica aceptar daños severos en los miembros principales a los que inevitablemente se asocian grandes desplazamientos remanentes entre plantas. Como resultado directo, las estructuras que exhiben un excelente comportamiento sísmico pueden requerir elevados costes de restauración y reparación que pueden ser poco prácticos e insostenibles, lo que conduce más favorablemente a una demolición después de un terremoto severo.

Los recientes terremotos ocurridos en Nueva Zelanda (por ejemplo, a partir de Christchurch 2010) destacaron claramente este problema. Por lo tanto, la investigación de nuevas técnicas para prevenir o limitar los daños estructurales a los edificios ha ganado relevancia. La tendencia global ha sido un cambio hacia el desarrollo e implementación de sistemas de resistencia sísmica de poco daño con el fin de reducir los efectos económicos de los terremotos para que cualquier daño menor pueda ser reparado de manera fácil y económica evitando el colapso del edificio y garantizando que se vuelve operativo rápidamente.

El objetivo principal del proyecto FREEDAM era desarrollar y validar conexiones novedosas equipadas con amortiguadores de fricción que evitan daños en los miembros conectados y disipan la energía mediante el deslizamiento en elementos de acero sujetos y una almohadilla de fricción.

Se llevó a cabo una amplia gama de pruebas y estudios analíticos dentro del proyecto FREEDAM y los resultados relevantes se describen en otros capítulos de este documento (ver el Capítulo 2 para el desarrollo de amortiguadores FREEDAM, el Capítulo 3 para el desarrollo de conexiones FREEDAM y el Capítulo 6 para pruebas sísmicas pseudo-dinámicas). Sin embargo, a partir de una revisión crítica del estado del arte se han identificado los principales aspectos que caracterizan el desempeño conjunto, y con el fin de caracterizar la respuesta local de los dispositivos, así como su interacción con las otras partes de la conexión y los miembros estructurales, se llevó a cabo un estudio paramétrico completo y extenso sobre la base de simulaciones de elementos finitos. De hecho, una amplia gama de estudios demostró que los análisis de elementos finitos se pueden utilizar de forma eficaz para predecir el comportamiento no lineal de las uniones atornilladas, proporcionando una descripción precisa de las trayectorias de carga en los componentes de la unión.

Por tanto, dentro del proyecto se realizaron dos programas numéricos diferentes con la intención, por un lado, de explorar en profundidad el comportamiento de las interfaces de fricción y, por otro lado, analizar los resultados al aplicarlos a juntas disipativas para explorar su respuesta local.

Los objetivos de este estudio son los siguientes:

- Desarrollo de una estrategia de modelado para simular problemas complejos de fricción. El enfoque propuesto puede describir el comportamiento de fricción del amortiguador instalado en la conexión atornillada.
- Modelado de las uniones viga-pilar equipadas con dispositivo de fricción, sometidas a condiciones de carga monótona y cíclica.
- Caracterización de la respuesta mecánica a nivel local para desarrollar reglas de diseño efectivas.

Todos estos temas se describen y discuten en este Capítulo, donde se resumen los resultados de todas las simulaciones de elementos finitos realizadas dentro del proyecto FREEDAM. El capítulo está organizado en tres partes principales: 1) en la primera parte se describe y discute el modelado de los amortiguadores FREEDAM y las características relevantes del comportamiento local; 2) en la segunda parte se se describe y discute la respuesta sísmica de las uniones vigapilar FREEDAM; 3) en la tercera parte se presenta la discusión de posibles disposiciones de diseño resultantes de la discusión de los resultados obtenidos de las simulaciones de elementos finitos.

4.2 MODELADO EN ELEMENTOS FINITOS DE AMORTIGUADORES FREEDAM

Los objetivos principales de los análisis de elementos finitos fueron evaluar los efectos de la interacción mutua entre los pernos y los efectos de la distribución de carga bajo las cabezas de los pernos.

Una vez validados los modelos frente a los ensayos experimentales, se llevaron a cabo simulaciones paramétricas para investigar el comportamiento monótono y cíclico de las probetas solapadas trabajando a cortadura que fueron diseñadas para probar la respuesta de los amortiguadores de fricción. Las simulaciones de EF permitieron evaluar los coeficientes de fricción de los ocho materiales diferentes utilizados como interfaces evaluando también su capacidad para soportar historias de cargas cíclicas en términos de degradación de energía y resistencia. Los modelos se compararon con los resultados experimentales, mostrando su precisión para simular el comportamiento de las conexiones de fricción por cortadura solapadas, mostrando también la influencia de diferentes enfoques de modelado sobre los datos simulados.

4.2.1 Supuestos de modelado

Los modelos de elementos finitos (FEM) se desarrollaron utilizando ABAQUS v.6.14 [2]. Las geometrías de los modelos numéricos eran nominalmente idénticas a las de las probetas ensayadas en el proyecto FREEDAM (ver Fig. 4-1). En particular, se modelaron los subconjuntos libres de daño (FFD) con diferente número de arandelas elásticas como 9, 6, 3 y 0, y no se incluyó la geometría de la parte fija ya que no influye en los resultados para disminuir el coste computacional (ver Figura 4-1b-i).

En lugar de utilizar el elemento C3D8R y con el fin de evitar posibles problemas de bloqueo por cortante, que pueden afectar significativamente la rigidez inicial de la conexión, se adoptó el

elemento finito sólido C3D8I (brick lineal de 8 nodos, modo incompatible) en todas las placas de acero y pernos de alta resistencia.

Las propiedades del acero de las placas se modelaron considerando las propiedades elásticas nominales, mientras que el comportamiento no lineal se modeló mediante los criterios de fluencia de von Mises. El endurecimiento plástico se representó mediante un endurecimiento cinemático e isotrópico no lineal. También se consideró la plasticidad del metal para la capa de revestimiento M4. En la figura 4-2 se muestran las curvas tensión-deformación adoptadas para el material M4 y las placas de acero



Figura 4.1 - Modelos EF generados de probetas solapadas trabajando a cortadura: a) ejemplo de malla; b-i) subconjuntos con diferente número de arandelas elásticas


Figura 4.2 – Propiedades tension-deformación

Los pernos se modelaron mallando un cilindro sólido que tiene el área bruta circular nominal del perno y las curvas tensión-deformación se derivaron de [3, 4].

Todas las posibles interacciones (cabeza del perno a placa exterior, vástago del perno al orificio del perno correspondiente, placas en contacto) se modelan por medio de "Contacto de superficie a superficie" con formulación de deslizamiento finito. Se consideran tanto el comportamiento tangencial como el normal, el primero utiliza una formulación de fricción de "penalización" junto con "datos dependientes de la tasa de deslizamiento" escalados para análisis explícitos, mientras que el segundo utiliza la formulación de "contacto duro". Se utilizaron restricciones de "unión" para modelar la unión entre la capa de revestimiento M4 y la cuña de acero.

La sujeción del perno se modeló utilizando la función "Carga del perno" disponible en el software y se impuso el valor de precarga de diseño. La sujeción se aplicó en un paso individual antes de la aplicación del protocolo de carga.

Las restricciones externas se simularon a través d ela definición de nodos esclavos referidos a puntos de referencia (RP) los nodos pertenecientes a la parte final de la placa interna del dispositivo. El historial de desplazamiento se impuso en el RP ubicado en un extremo del dispositivo. El protocolo de carga y el número de ciclos de análisis fueron iguales a los impuestos experimentalmente (a modo de ejemplo, ver la figura 4-3).



Figura 4.3 – Historial de desplazamientos de la serie UT-NV

Los ensayos experimentales llevados a cabo en Salerno con probetas solapadas trabajando a cortadura con y sin arandelas elásticas destacaron claramente la gran cantidad de calentamiento desarrollado debido a la fricción en grandes desplazamientos acumulados. Dado que el calor conducido por fricción puede influir en el comportamiento histerético de las juntas de fricción debido a la expansión térmica, se han realizado análisis termomecánicos acoplados. Para reproducir la variación de temperatura y la propagación debida al calentamiento inducido por fricción, también se tuvieron en cuenta las propiedades térmicas. El calor específico "c" se estableció igual a $4.52E + 8 \text{ mJ} / \text{ton} / \circ \text{C}$, la expansión térmica " α L" se asumió igual a $1.26E-5 \text{ mm} / \text{mm} / \circ \text{C}$.

Se llevaron a cabo análisis termomecánicos dinámicos acoplados tanto implícitos, cuasi estáticos como explícitos, para investigar la eficiencia y precisión computacional de estos tipos de análisis. En la figura 4-4 se presenta un ejemplo que muestra la diferencia entre los tipos de análisis. Cabe señalar que ambos tipos de análisis son efectivos para simular el comportamiento general de las conexiones de fricción. Generalmente, los análisis implícitos proporcionan resultados más fiables que los explícitos. Por otro lado, los análisis explícitos proporcionan ventajas en términos de eficiencia computacional. La Tabla 4.1 resume el tiempo computacional promedio necesario para realizar cada tipo de análisis. Como se puede reconocer fácilmente, el solver implícito requiere un esfuerzo computacional más pesado.



Figura 4.4 – Curvas fuerza-desplazamiento Experimentales vs Implícitas y Explícitas

Tabla 4.1: Comparación entre análisis implícito y explícito

Solver EF	Duración media del análisis	Comentarios sobre los resultados
Implícito	24 horas	Ambos solvers de EF son adecuados para demostrar
Explícito	6 horas	resultados análogos a los experimentales

La Tabla 4.2 informa los tipos de muestras con el número correspondiente de arandelas elásticas (DS se refiere a disk spring). Se descartó la geometría de la parte fija de las probetas para disminuir la demanda computacional, ya que no influye en los resultados (ver Fig. 1b-i).

No. de DS	M6	M4
9 DS	NV 21	NV 17
6 DS	NV 22	NV 18
3 DS	NV 23	NV 19
0 DS	NV 24	NV 20

Tabla 4.2: Identificación de las probetas con arandelas elásticas (DS se refiere a disk spring)

Los resultados numéricos se analizan a continuación en los siguientes resultados: i) Fuerza de deslizamiento [kN] - Desplazamiento [mm] / Tiempo [s]; ii) Magnitud total de precarga [kN] - Desplazamiento [mm]; iii) Temperatura [kN] - Desplazamiento [mm] / Tiempo [s].

4.2.2 Validación y discusión de resultados

4.2.2.1 Influencia de las arandelas elásticas en las uniones a solape trabajando a cortadura con material de fricción M6 [NV-21-22-23-24]

La Figura 4-5 resume los principales resultados del comportamiento local de las uniones a solape trabajando a cortadura con material M6. En particular, la figura 4-5a muestra para el modelo NV-21 que la temperatura en los elementos de ensamblaje (es decir, tanto los pernos como las placas) aumenta con el deslizamiento acumulativo. Como era de esperar, la energía disipada por la fricción se convierte en energía térmica. Se observó que después de 3000 mm de deslizamiento acumulativo, la diferencia de temperatura promedio entre la superficie de la placa y el perno es de aproximadamente de 15 °C a 20°C para todos los modelos. Aunque las propiedades térmicas se modelan como se mencionó anteriormente, parece que las fuerzas de precarga no se han visto afectadas significativamente y permanecen constantes en los modelos (ver Fig. 4-5b), principalmente porque la expansión térmica ocurre tanto en las placas como en los pernos.

El coeficiente de pérdida parcial de fricción se modeló en los modelos EF utilizando leyes de fricción dependientes de la temperatura calibradas en base a resultados experimentales (ver Fig. 4-5c). A medida que la temperatura aumenta debido al deslizamiento continuo de las placas, el coeficiente de fricción disminuye en consecuencia y, como se puede observar en la figura 4-5d, los modelos predicen satisfactoriamente estos fenómenos.



c) Coeficiente de fricción dependiente de la temperatura
 d) Variación del coeficiente de fricción
 Figura 4.5 – Respuesta de deslizamiento vs desplazamiento de los modelos NV-21-22-23-24

La Figura 4.6 muestra la comparación entre las curvas experimental y numérica en términos de fuerza de deslizamiento y desplazamiento. Como se puede observar fácilmente, los modelos EF son totalmente capaces de reproducir las curvas histeréticas generales, proporcionando así resultados precisos.





Figura 4.6 – Respuesta simulada frente a ensayo de las uniones a solape trabajando a cortante con material M6 [NV-21-22-23-24]

4.2.2.2 Influencia de las arandelas elásticas en las uniones a solape trabajando a cortadura con material M4 [NV-17-18-19-20]

Como se observó durante los ensayos experimentales, el material M4 exhibe la mayor degradación por fricción durante el deslizamiento, lo que resulta en un modelado más complejo. Tampoco se observaron en este caso diferencias significativas en términos de pérdida de precarga entre los modelos con número variable de arandelas elásticas (DS). A medida que aumenta la temperatura debido al deslizamiento continuo de las placas, el coeficiente de fricción disminuye de acuerdo con los datos de entrada que dependen de la temperatura (vea la figura 4-7a). Además, no existe una relación directa entre el número de arandels elásticas y la degradación de los coeficientes de fricción (ver Fig. 4-7b).

En la figura 4-8 se muestran las curvas fuerza de deslizamiento - desplazamiento, donde se puede reconocer la clara degradación de la capacidad de deslizamiento ciclo a ciclo.



Figura 4.7 – Curvas del coeficiente de fricción para uniones a solape trabajando a cortante con material M4 [NV-17-18-19-20]



Figura 4.8 – Curvas del coeficiente de fricción para uniones a solape trabajando a cortante con material M4 [NV-17-18-19-20]

4.2.2.3 Dependencia de los coeficientes de fricción de la presión

Para investigar la dependencia de los coeficientes de fricción de la presión, se registra la información del área de contacto y las fuerzas normales debidas a los contactos para cada interacción a partir de las simulaciones de EF. Con la ayuda de estos datos, es posible establecer una relación entre la fuerza de fricción medida del experimento, la presión de contacto y su área de contacto asociada mediante la siguiente expresión:

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

$$(4.1)$$

siendo:

 $F_{\rm f}$ = fuerza de fricción medida durante el ensayo

 $F_{\rm pre}$ = fuerza normal medida durante el ensayo (pretensado)

 $F_{\rm N}$ = fuerza normal obtenida de la simulación EF

P = presión de contacto obtenida de la simulación FE

A = área de contacto obtenida de la simulación FE

 $\mu(F_{\rm pre})$ = coeficiente de fricción calculado a partir de resultados experimentales

 $\mu(F_N)$ = coeficiente de fricción generado a partir de la relación entre los resultados experimentales y la simulación de EF



Figura 4.9 – Área de contacto y presión de contacto

Como se puede ver en la Fig. 4.9, con el movimiento general independientemente de tirar o empujar, el área de contacto disminuye levemente mientras que la presión de contacto aumenta. Además de esto, en realidad no importa cuál sea la magnitud de la precarga, es decir, la presión de contacto y las áreas de contacto medidas siempre siguen la misma tendencia en las simulaciones de experimentos uniaxiales libres de daño (FFD) como se puede ver en las figuras 4.10 y 4.11. Esta situación también muestra que los materiales son lo suficientemente rígidos

como para no verse afectados por la presión de contacto. Esta ligera disminución del área de contacto puede deberse a la deformación elástica / plástica de las superficies o a una pequeña flexión de las placas.



Figura 4.10 – Porcentajes de área de contacto para diferentes pares de precarga.



Figura 4.11 – Presiones de contacto para diferentes pares de precarga.

Sin embargo, los ensayos indicaron que magnitudes de precarga más altas dan como resultado coeficientes de fricción más bajos, debido a las características tribológicas de la capa de fricción. Con el movimiento continuo, también se observó una degradación muy leve de la fricción, que podría deberse a la pérdida de área de contacto y, por lo tanto, al aumento de la presión, que también se en los análisis.

4.3 MODELADO NUMÉRICO DE LAS CONEXIONES FREEDAM

Los análisis numéricos sobre las uniones FREEDAM se dedicaron a investigar el comportamiento local de los ensamblajes para evaluar los efectos del mecanismo de transferencia de la viga al pilar y la redistribución local de esfuerzos y deformaciones dentro de los tornillos de los dispositivos.

Una vez validados los modelos frente a los ensayos experimentales, se realizaron simulaciones paramétricas para investigar el comportamiento monótono y cíclico de las uniones equipadas con amortiguadores de fricción.

4.3.1 Hipótesis del modelo

Los ensayos experimentales se utilizaron para validar los modelos de elementos finitos desarrollados con Abaqus v 6.14 [2]. Los análisis cuasiestáticos se realizaron empleando el solver dinámico implícito. Las características geométricas de los prototipos se replicaron en el software modelando piezas sólidas malladas utilizando el elemento finito C3D8R (un ladrillo lineal de 8 nodos con integración reducida). Se tuvieron en cuenta las no linealidades tanto geométricas como mecánicas. Los ensayos experimentales en los grandes prototipos de vigapilar han sufrido un deslizamiento inesperado en las conexiones entre el pilar y los equipos y, por tanto, la fuente de deformabilidad se tuvo en cuenta en el modelo numérico. La figura 4.12 muestra la forma general del modelo y la figura 4.13 muestra las propiedades medias del material obtenidas experimentalmente.



Figura 4.12 – Características del modelo numérico de las uniones viga-pilar con amortiguadores FREEDAM



Figura 4.13 – Curva tensión-deformación promedio del acero S355

Las propiedades del material acero se modelaron en base a los ensayos de probetas a tracción realizados en el laboratorio como parte de la campaña experimental, es decir, el límite elástico se estableció en 380 MPa para vigas, 427 MPa para pilares y 443 MPa para los casquillos en L y en T. Se supuso que el módulo elástico era igual a 210000MPa y el coeficiente de Poisson era igual a 0,3.

La rama no lineal de la ley constitutiva se implementó utilizando el método de entrada de datos "medio ciclo" y asumiendo un endurecimiento plástico tanto cinemático no lineal como isotrópico, como se describe en [5-10]. Los tornillos se modelaron como se muestra en [3, 4].

Las partes del modelo en contacto, como los tornillos y las placas, se asignaron con interacciones modelando tanto el comportamiento normal para evitar la indentación (mediante la opción "Contacto duro") como el comportamiento tangencial para definir el deslizamiento relativo (mediante el empleo de la ley de fricción de Coulomb). Además, para simular la pérdida parcial del coeficiente de fricción debido al suavizado de la rugosidad superficial de la almohadilla de fricción, se utilizaron las leyes de fricción dependientes de la temperatura que se muestran en la Sección 1.2, por lo que el coeficiente de fricción disminuye con el aumento de temperatura debido al deslizamiento de las placas. Las propiedades de fricción de referencia se presentan en la Tabla 4.3. Las simulaciones que se muestran a continuación se realizaron asumiendo que se utilizó el percentil dinámico del 5% para las simulaciones numéricas.

Coeficiente de fricción	Percentil 5%	Percentil 95%
	$\mu_{5\%}$	μ95%
Estático	0.69	0.84
Dinámico	0.53	0.65

Tabla 4.3: Propiedades friccionales del material

Dado que no se esperan deformaciones plásticas en los componentes soldados, se han utilizado restricciones (*tie constraints*) que unen las superficies en contacto para replicar de una manera simplificada la presencia de soldaduras de penetración total.

Los análisis se realizaron considerando dos pasos de carga: (i) apriete de los tornillos y (ii) aplicación del historial de desplazamiento.

Las condiciones de contorno de las uniones se han simulado con precisión para reproducir las utilizadas durante los ensayos. Además, la viga se restringió lateralmente con restricciones fuera del plano ubicadas en las mismas secciones de la configuración experimental. Se aplicó el protocolo de carga AISC 341 [11] hasta un 5% de desplazamiento relativo entre plantas en el extremo de la viga de manera consistente con el procedimiento de prueba.

4.3.2 Validación y discusión de los resultados: uniones externas

Las hipótesis de modelado adoptadas simulan eficazmente tanto la respuesta global como local de las uniones ensayadas, como se puede observar en las Fig. 4.14 y 4.15 respectivamente.



Figure 4.14 – Resultados experimentales vs numéricos en términos de momento – rotación de la conexión

Dado que no se modeló la transición de la fricción estática a la dinámica, la respuesta de la unión durante los ciclos iniciales no se reproduce con precisión. Sin embargo, esta inexactitud desaparece al aumentar el número de ciclos.

Durante la campaña experimental no se observaron daños en los elementos de acero. Sin embargo, los análisis numéricos muestran algunas concentraciones de daño plástico leve, representado en términos de deformación plástica equivalente (PEEQ) en la Fig. 4.15, en la base del alma del casquillo en T superior (donde se encuentra el centro de rotación), y en las bases de los casquillos en L, en el área del ala superior-alma de la viga debajo del casquillo en T y en los tornillos a cortante del dispositivo. Además, se pueden observar deformaciones plásticas en los vástagos de los tornillos en el dispositivo de fricción. De hecho, la configuración del amortiguador horizontal induce efectos de flexión de doble curvatura en los vástagos con dos contactos de aplastamiento en todos los tornillos del dispositivo. Por el contrario, los tornillos en el amortiguador vertical tienen una zona de apoyo en la mitad de la longitud del vástago sujeto, lo que conduce a una mayor deformación plástica local (ver Fig. 4.16). Además, en este segundo caso, los tornillos cercanos a la cara del pilar no presentan deformaciones plásticas.



a) Unión experimental FD 1-1











Figure 4.16 – Daño plástico equivalente (PEEQ) en los tornillos del amortiguador

4.3.3 Validación y discusión de los resultados: uniones internas

Las uniones internas (en adelante también referidas en los gráficos como uniones "X") exhiben casi el mismo comportamiento de las uniones externas (en adelante también denominadas en las gráficas como uniones "T"), ya que el panel de alma del pilar permanece en rango elástico y el se desarrolla un mecanismo no lineal en los amortiguadores Freedam. Por lo tanto, en aras de la brevedad, a continuación, se muestra simplemente la comparación entre la respuesta de las uniones en T y X equipadas alternativamente con un amortiguador horizontal (es decir, mecanismo de fricción horizontal) y vertical (mecanismo de fricción vertical).

Las figuras 4.17a y 4.18a muestran las curvas de respuesta momento-rotación de las uniones con amortiguadores horizontal y vertical. Como se puede observar trivialmente, las diferencias son insignificantes y se deben principalmente a la diferente rigidez global del pilar, que es más rígida en el caso de uniones internas, por lo que a la misma rotación impuesta la contribución rotacional del pilar es menor y el deslizamiento del dispositivo es ligeramente mayor, así como su correspondiente reacción.

La deformada y las distribuciones de tensiones son casi las mismas para las uniones en T y X, como se puede observar comparando la Figura 4.17b con la 4.17c y la Figura 4.18b con la 4.18c para las configuraciones con amortiguador horizontal y vertical, respectivamente.



Figura 4.17 – Comparación entre uniones en T y X con amortiguador horizontal



Figura 4.18 – Comparación entre uniones en T y X con amortiguador vertical

4.4 RESUMEN DE LAS NUEVAS INFORMACIONES PARA LAS NORMAS DE DISEÑO

4.4.1 Esfuerzo cortante en las conexiones en los casquillos en T y L

Mediante análisis con elementos finitos se investigó el comportamiento local de las uniones FREEDAM con el fin de caracterizar cualquier aspecto relacionado con el diseño de las uniones (casquillo en T y casquillo en L). En la cara del pilar es muy importante el control del cortante, ya que estos elementos deben garantizar la resistencia debido a fuerzas combinadas de tracción y cortante para evitar fallos prematuros.

La Figura 4.19 muestra la distribución de las fuerzas cortantes al nivel de los casquillos en T y en L, así como la fuerza cortante total en la sección en la cara del pilar. En ambas configuraciones de dispositivo de fricción probadas, el cortante acumulado en los dos componentes (es decir, la suma de los valores absolutos relevantes) es mayor que la fuerza cortante total (vea la Figura 4.19 a y c para el tipo 1 y la Figura 4.19 b y d para el tipo 2). Con el fin de investigar la evolución de la fuerza cortante con la rotación de la conexión, se realizaron alternativamente análisis monótonos en condiciones de carga tanto de momento positivo como negativo.



Figura 4.19 - Esfuerzo cortante transmitido por varios componentes

Los resultados presentados en la Figura 4.20 confirman las observaciones anteriores y ofrecen información sobre la magnitud del cortante transferido por cada componente. De hecho, para los

casos investigados, los casquillos en L transfieren una fuerza mayor en comparación con el casquillo en T. Las uniones de configuración 1 se caracterizan por niveles de fuerza cortante máxima transferida por la T de aproximadamente el 50% del cortante total, mientras que los casquillos en L alcanzan valores cercanos al 100% del cortante total (Figura 4.20 a y c). Sin embargo, mientras que los componentes de la Configuración 1 transfieren un cortante de hasta un cortante total máximo, los ensamblajes de la Configuración 2 (Figura 4.20 b y d) exhiben el mismo comportamiento observado cíclicamente, es decir, el cortante en los componentes alcanza valores mayores que el cortante total, con los casquillos en L alcanzando valores casi 2 veces mayores que el cortante total para valores de rotación cercanos a 0.06 rad.



Figura 4.20 - Esfuerzo cortante en la cara del pilar

Las diferencias en las distribuciones del cortante entre los 2 componentes se deben principalmente a la mayor rigidez proporcionada por los casquillos en L en el plano vertical y a la componente de la fuerza de deslizamiento vertical. De hecho, el mecanismo de transferencia del cortante entre los componentes (para comparación, ver la Figura 4.16) es muy complejo y depende de la configuración. La unión tipo 1 (FD 1-1-DS) se caracteriza por esfuerzos cortantes del mismo signo transferidos por los casquillos en L y, en menor medida, por los casquillos en T. Por el contrario, el casquillo en T de FD 2-1-DS resiste un cortante de signo opuesto, debido al mayor nivel de cortante transferido por los casquillos en L, para preservar el equilibrio en la cara del pilar. Las condiciones de carga de momento positivo/negativo conducen a la misma distribución de fuerzas entre los componentes para la misma configuración, con una transferencia más suave de las fuerzas bajo flexión positiva.



Figura 4.21 - Distribución del cortante en los elementos conectados a una rotación del amortiguador de 0.04 rad

En los análisis realizados en los modelos que representan los ensayos experimentales se observó que una pequeña concentración de daño se localiza en la base del casquillo en T, los casquillos en L (en el caso de la Configuración 1), los tornillos del amortiguador de fricción y en una extensión reducida en la viga (la unión alma-ala en el extremo de la viga inmediatamente debajo del casquillo en T y en los orificios ranurados en el extremo de la conexión viga-cartela). Estos resultados se presentan en la Figura 4.22 en términos de distribución de PEEQ (deformación plástica equivalente) en los prototipos de vigas y pilares de gran canto. Como se puede observar en la leyenda de PEEQ que se evalúan en la rotación igual a 0.05rad, la configuración del amortiguador de fricción horizontal conduce a mayores deformaciones plásticas en los elementos de unión. De hecho, este resultado también se puede observar en términos de energía disipada, que se presenta en la Figura 4.23. De hecho, la energía de fricción normalizada con respecto a la energía total disipada para la primera configuración es menor en comparación con la segunda configuración y ocurre lo contrario en términos de energía plástica normalizada. Aunque la segunda configuración del amortiguador conduce a un menor daño plástico, vale la pena señalar que el daño plástico es limitado para ambas configuraciones, la disipación máxima de energía por deformación plástica es menos del 5% de la energía total disipada a 0.05 rad.



a) FD-1-2



Figura 4.22 - Distribución de PEEQ al final del análisis cíclico para los especímenes de grandes dimensiones



Figura 4.23 - Energía disipada normalizada a) Energía disipada por fricción and b) Energía disipada por deformación plástica

4.4.2 Influencia de la fuerza de sujeción

Los ensayos experimentales confirmaron la importancia de la fuerza de sujeción aplicada a los tornillos del dispositivo. Por tanto, además de la fuerza de pretensado adoptada en los ensayos (en adelante N_b), se ha considerado un valor 50% menor (0,5 N_b) y un valor 50% mayor (1,5 N_b).

Cabe señalar que en todos los casos 1,5 N_b es menor que $F_{p,C}$ (que es igual a 172 kN para tornillos M20 gr.10,9).

La Figura 4.24 muestra la comparación de las curvas de respuesta para las cuatro uniones (es decir, las dos configuraciones de uniones y dos prototipos). Las tablas 4.4 y 4.5 informan sobre las propiedades mecánicas de las uniones medidas numéricamente. Los momentos flectores $M^{(+)}$ y $M^{(-)}$, representan el momento flector cuando ocurre el deslizamiento bajo momento positivo y negativo, respectivamente. Las ecuaciones (4.2), (4.3) y (4.4) aclaran el significado del parámetro mecánico recogido en las tablas.

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

Donde $\Gamma^{(+)}$ y $\Gamma^{(-)}$ representan la variación de la capacidad de momento flector positivo y negativo respectivamente, considerando alternativamente el cambio en la fuerza de sujeción del valor de cálculo N_b a 0.5 N_b y 1.5 N_b ; $M^{(+)}$ y $M^{(-)}$ son los momentos positivo y negativo. Los subíndices representan el análisis del que se toma el momento flector, p. ej. con fuerza de sujeción igual a 1,5 N_b o 0,5 N_b ; $\Delta M^{(+)}/M^{(-)}$ representa la diferencia entre el momento positivo y negativo para cada análisis respectivo (considerando los tres valores de N_b).

Como era de esperar, la variación del momento flector es proporcional al pretensado del tornillo, aunque de manera diferente en momento positivo y en negativo. Como se detalla en las Tablas 4.4 y 4.5, esta diferencia está estrictamente relacionada con la configuración de la unión y es constante con los cantos de la viga, la fuerza de sujeción o el coeficiente de fricción. La diferencia es aproximadamente del 25% para la configuración 1 y del 15% para la configuración 2.

Otra observación que se puede hacer con base en la Figura 4.24 es que la respuesta plástica de la configuración de unión 1 difiere con el tamaño del prototipo viga-pilar y con el nivel de pretensado (en relación con la fuerza máxima de pretensado). En particular, la unión con viga de poco canto y pretensado relativo más bajo presenta endurecimiento (es decir, rigidez positiva en su rango plástico), mientras que la unión con viga de mayor canto y pretensado relativo más alto muestra ablandamiento (es decir, rigidez negativa en su rango plástico), este último es más evidente para los valores más bajos de la fuerza de sujeción. Estos fenómenos son más pronunciados en momentos flectores negativos. La segunda configuración presenta un comportamiento más lineal en ambos prototipos examinados.

La rigidez de la unión no se ve afectada por la variación de la fuerza de sujeción, ya que está determinada por la rigidez de los otros componentes de la unión (la conexión en la cara del pilar, el panel de alma del pilar, etc.).



Figura 4.24 - Influencia de la fuerza de sujecion sobre la capacidad a flexión

Tabla 4.4 Momentos flectores para el modelo FD 1-2-DS considerando la variación de la fuerza de sujeción

			sujecio	n	
Euora de quieción	$M^{(+)}$	$M^{(-)}$	$\Gamma^{(+)}$	Γ(-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
Fuerza de sujeción	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
N _b	453	602	-	-	25%
0.5N _b	230	298	51%	50%	23%
1.5Nb	690	902	152%	150%	24%

Tabla 4.5 Momentos flectores para el modelo FD 2-2-DS considerando la variación de la fuerza de

			sujeción	ı	
Euora do missión	$M^{(+)}$	$M^{(-)}$	$\Gamma^{(+)}$	Γ(-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
Fuerza de sujeción	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
N _b	484	564	-	-	14%
0.5Nb	250	290	52%	51%	14%
1.5N _b	714	838	148%	149%	15%

4.4.3 Influencia del coeficiente de fricción

Otro parámetro de diseño importante es el coeficiente de fricción entre las superficies deslizantes. Por lo tanto, para examinar su papel en el desempeño de la unión se consideran tres valores diferentes del coeficiente de fricción dinámica μ , a saber, el percentil del 5% ($\mu_{5\%}$), el valor promedio (μ_{avg}) establecido igual a 0.59 y el percentil del 95%. ($\mu_{95\%}$), ver Tabla 4.3:

La figura 4.25 muestra las curvas numéricas en términos de momento flector vs. rotación. Es posible observar que cuanto mayor es percentil de los valores del coeficiente de fricción, mayor es la capacidad de la unión. Esta observación confirma la necesidad de tener en cuenta la variabilidad de las propiedades friccionales de las pastillas de fricción para diseñar los elementos estructurales que no deban plastificar.

Se puede observar un comportamiento de endurecimiento/ablandamiento similar para ambas configuraciones de uniones y, además, las curvas de respuesta parecen proporcionalmente escaladas con el coeficiente de fricción. Las tablas 4.6 y 4.7 resumen la variación de la capacidad a flexión de los modelos FD-1-2-DS y FD-2-2-DS analizados con mayores valores de coeficiente de fricción (μ_{avg} y $\mu_{95\%}$) con respecto al valor de diseño ($\mu_{5\%}$) en condiciones de carga con momento negativo ($M^{(-)}$) y positivo ($M^{(+)}$).

			frice	cion		
Coeficiente de fricción	Δμ	$M^{(+)}$	<i>M</i> ⁽⁻⁾	$\Gamma^{(+)}$	Γ(-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
	[-]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
μ5%	-	446	593	-	-	25%
μ_{avg}	110%	521	670	117%	113%	22%
μ95%	117%	535	733	120%	124%	27%

Tabla 4.6 Momentos flectores para el modelo FD 1-2 considerando la variación del coeficiente de fricción

Tabla 4.7 Momentos flectores p	oara el modelo FD	2-2 considerando	la variación del	coeficiente de
		<i>c i</i>		

			fricc	ion		
Coeficiente de fricción	Δμ	$M^{(+)}$	<i>M</i> ⁽⁻⁾	$\Gamma^{(+)}$	Γ(-)	$\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$
	[-]	[kNm]	[kNm]	[-]	[-]	[-]
μ5%	-	484	564	-	-	14%
μ_{avg}	110%	529	627	109%	111%	16%
μ95%	117%	568	679	117%	120%	16%

La variación en el caso de FD-1-2-DS difiere con respecto a la variación del coeficiente de fricción. En particular, se puede observar un mayor aumento del momento flector para el mismo aumento del coeficiente de fricción. Por otro lado, los análisis del modelo FD-2-2-DS en la Tabla 4.7 muestran una dependencia más cercana de la capacidad a flexión con la aleatoriedad de la fricción.

El parámetro $\Delta M^{(+/-)}/M^{(-)}$, evaluado también para este conjunto de análisis, confirma la observación anterior sobre la relación entre la configuración del amortiguador y la diferente respuesta en condiciones de momento positivo y negativo (valores que oscilan alrededor del 25% para la configuración 1 y 15% para la configuración 2).



Figura 4.25 - Influencia del coeficiente de friccion sobre la capacidad a flexión

4.5 REFERENCIAS

- [1] Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2014) "Experimental Analysis on Friction Materials for Supplemental Damping Devices", Construction and Building Materials, 65:159-176.
- [2] Dassault Systèmes. Abaqus analysis 6.14 User's manual. Simulia Inc.; 2015
- [3] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, "Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable GR10.9 bolt assemblies", *Journal of Constructional Steel Research*, vol. 124, pp. 77-90, 2016.
- [4] M. D'Aniello, D. Cassiano, R. Landolfo, "Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts", *Steel and Composite Structures*, vol. 24(6), pp. 643-658, 2017.
- [5] Cassiano D., D'Aniello M., Rebelo C., (2017) Parametric finite element analyses on flush end-plate joints under column removal. Journal of Constructional Steel Research, 137: 77–92.
- [6] Cassiano D., D'Aniello M., Rebelo C., (2018). Seismic behaviour of gravity load designed flush end-plate joints. Steel and Composite Structures, An International Journal, 26(5): 621-634. DOI: https://doi.org/10.12989/scs.2018.26.5.621.
- [7] D'Aniello M., Tartaglia R., Costanzo S., Landolfo R. "Seismic design of extended

stiffened end-plate joints in the framework of Eurocodes". Journal of Constructional Steel Research, 128, 512–527, 2017.

- [8] Tartaglia R., D'Aniello M., Rassati G.A., Swanson J.A., Landolfo R. (2018). Full strength extended stiffened end-plate joints: AISC vs recent European design criteria. Engineering Structures, 159:155–171.
- [9] Tartaglia R., D'Aniello M., Zimbru M., Landolfo R., (2018). Finite element simulations on the ultimate response of extended stiffened end-plate joints. Steel and Composite Structures, An International Journal 27(6): 727-745. DOI: 10.12989/scs.2018.27.6.727.
- [10] Tartaglia R., D'Aniello M., Landolfo R., (2018). The influence of rib stiffeners on the response of extended end-plate joints. Journal of Constructional Steel Research, 148: 669– 690.
- [11] ANSI/AISC 341-16 (2016). "Seismic Provisions for Structural Steel Buildings". American Institute of Steel Construction.
- [12] Tartaglia R., D'Aniello M., "Nonlinear performance of extended stiffened end plate bolted beam-to-column joints subjected to column removal" The Open Civil Engineering Journal, 2017, 11: 369-383.
- [13] D'Aniello M., Cassiano D., Landolfo R. "Monotonic and cyclic inelastic tensile response of European preloadable GR10.9 bolt assemblies". Journal of Constructional Steel Research, 124: 77–90, 2016.
- [14] D'Aniello M., Cassiano D., Landolfo R., (2017) Simplified criteria for finite element modelling of European preloadable bolts. Steel and Composite Structures, An International Journal,24(6): 643-658.
- [15] Zimbru M., D'Aniello M., De Martino A., Latour M., Rizzano G., Piluso V., (2018). Investigation on Friction Features of Dissipative Lap Shear Connections by Means of Experimental and Numerical Tests. The Open Construction and Building Technology Journal, 12(Suppl-1, M9): 154-169.
- [16] Francavilla A.B., Latour M., Piluso V., Rizzano G. (2015). Simplified finite element analysis of bolted T-stub connection components. Engineering Structures, 100: 656-664.

CAPÍTULO 5

COMPORTAMIENTO BAJO CARGA DE IMPACTO

5.1 INTRODUCCIÓN

Es conocido que el comportamiento de la conexión viga-pilar sometida a cargas de impacto puede diferir del comportamiento observado bajo condiciones normales de carga [1-4]. Ello se debe principalmente a la aparición de elevadas velocidades de deformación en varios componentes de las uniones, provenientes de las altas velocidades de carga características de las cargas de impacto.

La velocidad de deformación es la propiedad que define la deformación ($d\varepsilon$) por unidad de tiempo (dt) a la que se somete un material, $d\varepsilon/dt$, y afecta a las curvas tensión-deformación del acero. En general, las propiedades de resistencia aumentan para velocidades de deformación más altas, con un aumento más pronunciado en aceros de ductilidad alta. Por ejemplo, para el acero dulce, el límite elástico a velocidades de deformación elevadas (aproximadamente 600 s⁻¹) puede considerarse 1,5 veces el límite elástico bajo cargas estáticas [5,6], mientras que el acero de alta resistencia utilizado en tornillos generalmente no exhibe un aumento de más del 10% del límite elástico [1,7,8]. Además, al margen de la variación de resistencia, velocidades de deformación más altas suelen conllevar una pérdida de ductilidad.

Generalmente, la variación en las propiedades de resistencia del acero cuando se ve sometido a velocidades de deformación elevadas se describe mediante el parámetro *DIF* "factor de incremento dinámico", dado por la relación entre la resistencia observada cuando se consideran velocidades de deformación elevadas y la resistencia observada bajo cargas estáticas. Modelos para representar el factor de incremento dinámico del límite elástico se encuentran disponibles en la literatura [9,10], como es el modelo de Johnson-Cook [9] que describe la variación de la resistencia con la velocidad de deformación mediante una función logarítmica.

Dado que las conexiones generalmente están constituidas por el ensamblaje de aceros de diferente grado de acero (típicamente acero de alta resistencia para tornillos y acero dulce al carbono para placas), en lo que se refiere a la influencia de la velocidad de deformación en el comportamiento global de las conexiones de acero, es fácil comprender que su respuesta dinámica puede diferir significativamente de la estática, dependiendo de las propiedades de velocidad de deformación de los materiales que constituyen las placas y los tornillos. En general, se observa un aumento en sus resistencias elástica y última, mientras que sus capacidades de ductilidad tienden a disminuir a medida que aumenta la velocidad de carga [1-4]. Desde este punto de vista, sabiendo que, a nivel estructural, una buena ductilidad local de las conexiones es bastante importante para permitir el desarrollo de trayectorias de carga alternativas en las estructuras [11,12], es claro que la influencia de la velocidad de deformación debe contemplarse adecuadamente en el modelo estructural.

En este capítulo se presenta el resumen de los resultados y conclusiones obtenidos en el proyecto FREEDAM [13], relativo al comportamiento de las conexiones FREEDAM bajo carga de impacto. Para obtener más información sobre estos resultados, se pueden consultar las tesis doctorales de Marina D'Antimo [14] y Ana Francisca Santos [15].

5.2 AMORTIGUADORES FREEDAM BAJO CARGA DE IMPACTO

5.2.1 Descripción de los prototipos ensayados y programa experimental

Los prototipos ensayados que se muestran en la Figura 5.1 son similares a los utilizados para los ensayos cíclicos. Estos prototipos son uniones solapadas a doble cortadura con un par de chapas adicionales de acero de 8 mm (fabricadas en acero S275JR) recubiertas con rociado térmico (pastillas de fricción), pretensadas con tornillos de métrica M20. Dos partes distintas componían el espécimen. La primera es la "parte deslizante", en la que la placa interna (fabricada en acero inoxidable AISI304) está ranurada para simular el ala acartelada ranurada de la conexión FREEDAM. La segunda parte es la "parte fija", donde se utiliza una placa interna de acero S275JR para conectar los especímenes al equipo de ensayo. Además, se colocan dos placas externas de acero con un espesor de 15 mm entre las cabezas de los tornillos y las pastillas de fricción para reproducir el efecto de reparto de las fuerzas de los tornillos en la interfaz. Se diseñaron tres modificaciones diferentes de la configuración "estándar" de la Figura 5.1 de acuerdo con Eurocódigo 3 [16], de modo que se pudieron evaluar diferentes modos de fallo del amortiguador de fricción (Figura 5.2).

El programa experimental completo se resume en la Tabla 5.1 y se divide en tres grupos. En el primer grupo (Grupo A) se utilizó la configuración de ensayo a (Figura 5.2), que tiene dos agujeros rasgados con una longitud total igual a 41 mm, placas internas con un espesor igual a 30 mm y tornillos pretensados M20 10.9. En el Grupo B, se utilizaron tornillos M20 8.8 SB en los ocho ensayos. En estos ensayos, el espécimen a se utilizó en los ensayos estáticos mientras que el espécimen b se utilizó en los ensayos de impacto, diferenciándose del espécimen a en la longitud del agujero rasgado (solo tiene un agujero rasgado más largo, Figura 5.2). Finalmente, en el Grupo C, se utilizó el espécimen c, que se diferencia de la configuración a en el espesor de las placas internas (aquí se adoptó un espesor de 10 mm) para poder ensayar así una placa a aplastamiento. Además, el ancho de la placa interna en la parte fija también se amplió para asegurar el fallo en la parte deslizante del espécimen. Por otra parte, en cada grupo de ensayos se utilizaron los tres materiales diferentes de revestimiento, seleccionados a partir de los resultados de los ensayos cíclicos en los amortiguadores FREEDAM, a saber, M1, M4 y M6.

Se realizaron un total de 32 ensayos de impacto. Además, también se realizaron 8 ensayos cuasiestáticos para conocer un comportamiento básico de los especímenes y compararlo con los resultados de los ensayos de impacto. Antes de cada ensayo, los tornillos se apretaron con una llave dinamométrica calibrada para introducir una fuerza de pretensado F_p igual a $0.5 \cdot f_{ub} \cdot A_s$ (f_{ub} es la resistencia última del tornillo y A_s es el área resistente a tracción del tornillo). La magnitud del par de apriete aplicado a cada tornillo depende del valor de cálculo de la fuerza de pretensado F_p , del diámetro del tornillo d y del factor k del tornillo.



Figura 5.1 – Prototipo FREEDAM: Vista lateral

TT 11	_	ת ו	• 1
Tabla	2.1	– Programa	experimental
1 000 000		1.000.000000	enp ee

⁽¹⁾ ID Identificación	Configuración	Tornillo	Pretensado	⁽²⁾ Tipo de ensayo	
		Grupo A			
T3- M4/M1/M6-SI-30				4 Impacto. 20Bar; 50Bar;	
	а	M20	122.5 kN	75Bar; 100Bar	
T4- M1/M6- FI-30		10.9 HV		100Bar	
T8-M4/M6/M1-St30	-			Monotónico FC: 0.2KN/s	
T10/11 –M4–St. 30	-			Monotónico DC: 0.01mm/s	
		Grupo B			
T1-M1- SI-30				3 Impacto: 40Bar; 60Bar;	
11-111-01-00				80Bar	
T2-M1- FI-30	b	M20 8.8	98 kN	80Bar	
	-	SB		3 Impacto: 20Bar;40Bar;	
				60Bar	
T7-M1/M6-St30	а			Monotónico FC: 0.2kN/s	
		Grupo C			
				5 Impacto: 50Bar; 80Bar;	
	_			100Bar; 120Bar; 150Bar	
T5-M1/M6- SI-10	С	M20	122.5 kN	3 Impacto:50 Bar; 100	
	_	10.9 HV		Bar; 150 Bar	
T9-M1-St10				Monotónico ⁽²⁾ FC:	
				U.2KN/S	
⁽¹⁾ ID-Ensayo: Tn°- X- Tt – Pt: Tn°=Número del ensayo- X=ID Material revestimiento (M4, M1, M6) – Tt=Tipo ensayo: Secuencial (SI), Impacto total (FI), Estático (St.) – Pt=Espesor placa interna [mm])					

⁽²⁾FC – control de carga; DC – control de desplazamiento



5.2.2 Descripción de la configuración del ensayo

La configuración del ensayo utilizada para los ensayos de impacto se presenta esquemáticamente en la Figura 5.3. Consta de dos vigas HEB 500 colocadas horizontalmente y fijadas a la losa de reacción del laboratorio. En un extremo, estas vigas están atornilladas, en dirección ortogonal, a un marco de reacción rígido constituido por dos perfiles IPE450 mientras que, en el otro extremo, están conectadas a un elemento estructural constituido por un perfil HEB650. Todos los elementos estructurales de acero se fabricaron con acero estructural de grado S355. De esta forma, se construye una estructura muy rígida, que puede soportar impactos sin deformaciones ni rotaciones. Además, el pilar sobre el que se aplica la carga de impacto (*"viga volante"*) se coloca en paralelo al marco de reacción rígido y se ejecuta con un perfil de una sección transversal con rigidez muy alta (HEM340) para no sufrir deformaciones significativas cuando se aplica la carga de impacto. En el extremo opuesto de la carga de aplicación, esta viga está restringida por un pivote. Se pueden encontrar detalles adicionales sobre el equipo de ensayos en [17].

El espécimen que se va a ensayar se conecta a la viga volante y al marco de reacción. Las condiciones de contorno del espécimen dependen del tipo de cargas a transmitir. En este caso, la muestra se conectaba mediante dos rótulas para transmitir únicamente fuerzas uniaxiales de tracción (Figura 5.3).

Con este esquema, se pueden realizar dos tipos de ensayos de impacto: total y secuencial (FI o SI). En un ensayo secuencial, el espécimen se carga y descarga varias veces, con una presión más alta en cada secuencia, hasta el fallo (líneas rojas en la Figura 5.4). De esta forma, es posible determinar el valor aproximado de presión necesario para lograr el fallo. Además, a partir de la fase de descarga del espécimen, se puede obtener una aproximación de la rigidez elástica del espécimen. Para un ensayo de impacto total, se utiliza la presión de colapso del ensayo secuencial.

Para ensayar los especímenes bajo cargas de impacto, la instrumentación necesaria no es tan simple como para las pruebas cuasi-estáticas debido a la naturaleza dinámica de la carga. En

primer lugar, las fuerzas de inercia del sistema ya no se pueden despreciar y, en segundo lugar, la instrumentación utilizada debe ser específica para leer resultados de ensayos de corta duración. Entonces es necesario leer, además de fuerzas y desplazamientos, también aceleraciones y velocidades. La fuerza se leyó mediante una célula de carga, mientras que la deformación del espécimen y de la "viga volante" se medían mediante sensores de triangulación láser. Además, también se utilizó una cámara de alta velocidad Photron, que grababa los ensayos y proporcionaba los desplazamientos, velocidades y aceleraciones durante los ensayos en puntos específicos del espécimen. Además, para tener en cuenta las fuerzas de inercia de la viga, se utilizaron dos acelerómetros para registrar las aceleraciones en el centro de masa de la "viga volante" a_{cm} y el punto de aplicación de la fuerza a_f .



Figura 5.3 – Esquema experimental para los ensayos de impacto – Ensayos de amortiguadores de fricción



Figura 5.4 – Tipos de ensayos de impacto – Esquema de la historia de fuerza

5.2.3 Resultados de los ensayos experimentales

El objetivo principal de esta actividad experimental fue estudiar el comportamiento de los amortiguadores FREEDAM bajo carga de impacto y evaluar si las velocidades de deformación generalmente inducidas por este tipo de carga alteran significativamente el comportamiento de referencia de los mismos especímenes bajo carga cuasi-estática. Esta valoración se evaluó utilizando un factor dinámico "*DF*" (Ec. 5.1)

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

definido como la relación entre un determinado parámetro de comportamiento (P_i) bajo carga de impacto (imp) y el mismo parámetro bajo carga cuasi-estática (st). Se seleccionaron cinco

parámetros de comportamiento, a saber: el coeficiente de rozamiento estático μ , la resistencia de cálculo y la resistencia última (F_y y F_u), la rigidez elástica inicial después de la ocurrencia del deslizamiento S_{ini} y la capacidad de ductilidad del amortiguador después de la aparición del deslizamiento δ_u . A modo de ejemplo, la Figura 5.5 muestra estos parámetros de comportamiento para los ensayos del grupo A (Tabla 5.1), con el recubrimiento M1. La Tabla 5.2 y la Tabla 5.3 resumen los factores dinámicos encontrados para todos los casos examinados.



Figura 5.5 – Curvas experimentales fuerza versus desplazamiento (Grupo A, MI)

Material Class tor M4 10.9 M1 10.9 8.8	se de nillo	Fk/F Estático 0.8 0.7	slip Impacto 0.84 0.9	
tor M4 10.9 M1 10.9 8.8	nillo	Estático 0.8 0.7	Impacto 0.84 0.9	1.06
M4 10.9 M1 10.9 8.8	9 HV 9 HV	0.8 0.7	0.84	1.06
M1 10.9 8.8	9 HV	0.7	0.9	1.04
8.8				
	B SB	0.48	0.84	1.09
M6 10.9	9 HV	0.5	1.15	1.13
8.8	SB	0.67	0.83	1.03

Tabla 5.2 – Resumen de los valores de los factores de rozamiento dinámico y de la degradación de la resistencia de rozamiento

Tabla 5.3 – Resumen de los valores de los Factores Dinámicos después de la aparición del

		des	deslizamiento		
Parámetro	DF		Grupo		
	-	Α	В	C	
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	DF₅	0.72	0.57	0.44	

En base a los resultados obtenidos, las principales conclusiones que se pueden extraer sobre el comportamiento de los amortiguadores FREEDAM son:

- Generalmente se observó un aumento de la resistencia inicial de rozamiento bajo carga de impacto (*DF_{frict}* en la Tabla 5.2). Además, durante el deslizamiento, se observó una degradación de la fuerza de deslizamiento tanto en ensayos de impacto como en ensayos cuasi-estáticos (*F_k/F_{slip}* en la Tabla 5.2). Sin embargo, independientemente del material de recubrimiento, esta degradación fue menos significativa en los ensayos de impacto, probablemente porque, a altas velocidades de carga, el coeficiente de rozamiento inicial es más cercano al coeficiente cinético. Desde esta perspectiva, la aplicación de amortiguadores de fricción en conexiones puede aumentar su rendimiento bajo cargas aplicadas rápidamente, ya que su resistencia de rozamiento aumenta para velocidades de deformación elevadas.
- La rigidez elástica inicial después del deslizamiento (S) también aumentó para velocidades de carga más altas, lo que estaba relacionado con el aumento de la resistencia de los materiales que constituyen los componentes del amortiguador de fricción.
- La influencia de las velocidades de carga sobre la resistencia última y la ductilidad del amortiguador de fricción fue más significativa cuando el espécimen fallaba por aplastamiento de la placa más que por rotura del tornillo a cortadura (un aumento de la resistencia del 11% frente al 5% y una disminución de la ductilidad del 50% frente al 30%). Esto se debe a que el acero inoxidable utilizado en las placas tiene una mayor sensibilidad a diferentes velocidades de deformación que el acero de alta resistencia utilizado en la fabricación de los tornillos [18,19].
- Para los especímenes ensayados, los modos de agotamiento observados en los ensayos estáticos no cambiaron en presencia de altas velocidades de carga. Los cambios en el modo de agotamiento estático de las conexiones debido a la carga de impacto aún no se comprenden completamente, ya que ello parece depender de varios aspectos, como son las propiedades mecánicas y geométricas de las partes que constituyen una conexión (como el espesor de las placas y/o el grado de los tornillos), la velocidad de carga del ensayo y las condiciones de contorno experimentales. Por ejemplo, el estudio paramétrico realizado por Ribeiro et al. [20] mostró que el componente del casquillo en T exhibe modos de agotamiento frágiles con el aumento de la velocidad de carga. Por otro lado, otros autores, tales como [3,4], observaron siempre el mismo modo de agotamiento, independientemente del espesor de las placas o de la velocidad de carga aplicada.

5.2.4 Simulación de los resultados de los ensayos experimentales

Posteriormente a la campaña experimental descrita en apartados anteriores, se ha realizado un estudio numérico para ampliar el conocimiento sobre el comportamiento de los amortiguadores de fricción. Primeramente, el modelo se calibró simulando los resultados experimentales. Después de la calibración, se realizó un estudio paramétrico considerando: i) cuatro espesores de la placa interna, a saber, 8 mm, 10 mm, 15 mm y 30 mm, para activar diferentes modos de agotamiento, ii) variación de la fuerza inicial de pretensado del tornillo y iii) diferente velocidad de carga.

Todos los análisis numéricos se realizaron con el software ABAQUS, utilizando el solucionador dinámico implícito [21] con el procedimiento cuasi-estático para capturar el comportamiento cuasi-estático y el procedimiento de disipación moderada para capturar el comportamiento dinámico de los especímenes.

El modelo tiene la misma geometría que los especímenes ensayados experimentalmente, descritos en apartados anteriores (Figura 5.6). No se planteó ninguna restricción en la placa deslizante y, en el otro extremo, se restringió el movimiento de la placa interna fija en la dirección de la aplicación del desplazamiento. En cuanto a la carga aplicada, se definieron dos pasos posteriores. Primero, se pretensaron los tornillos haciendo uso de la aproximación del gradiente de temperatura y luego, se extrajo la placa interna de acero inoxidable. Para el análisis cuasiestático, los desplazamientos se aplicaron de forma monotónica. Para calibrar los modelos numéricos dinámicos, las curvas experimentales desplazamiento-tiempo se aplicaron como una condición de contorno.



Figura 5.6 – Modelo numérico del amortiguador de fricción: Geometría y condiciones de contorno

El modelo se generó con elementos finitos tipo sólido C3D8R (elementos continuos de primer orden de integración reducida) con forma de elemento "Hex", permitiendo un comportamiento no lineal según la geometría y el material. Se introdujeron condiciones para contacto normal con la propiedad de "contacto duro", permitiendo la separación. En cuanto al comportamiento tangencial, se adoptaron diferentes propiedades dependiendo de las superficies de contacto. Para las partes que no estaban en contacto con las pastillas de fricción se adoptó un coeficiente de rozamiento igual a 0.2 con una formulación de "penalización". Para las partes restantes, el valor adoptado para el coeficiente de rozamiento fue igual al valor experimental. Además, tal como se describió en el apartado anterior, se observa, en general, una degradación de la resistencia de rozamiento durante el deslizamiento del amortiguador de fricción. Este efecto se consideró degradando la fuerza de pretensado en los tornillos, de acuerdo con los resultados experimentales. Para los ensayos de impacto, se ha adoptado un modelo dependiente de la velocidad de deslizamiento, teniendo en cuenta el DF_{frict} , mostrado en la Tabla 5.2.

Un aspecto clave de estas simulaciones numéricas fue la caracterización de las propiedades de los materiales de las diferentes partes del amortiguador, ya que, para evaluar una caracterización completa del comportamiento de los amortiguadores (estático y dinámico), se requiere una caracterización completa de las curvas tensión-deformación de los materiales, incluyendo un modelo de daño, así como la influencia de la velocidad de deformación sobre dichas curvas. El daño de los materiales se incluyó utilizando el modelo de daño dúctil disponible en ABAQUS,

mientras que el modelo de Johnson-Cook se utilizó para tener en cuenta los efectos de la velocidad de deformación [22]

Las simulaciones numéricas pudieron describir bastante bien el comportamiento observado en los ensayos experimentales, en términos de curvas carga-desplazamiento, como se aprecia en la Figura 5.7 para las curvas de los ensayos, mostradas previamente.

El aumento del número de los parámetros estudiados hizo posible observar diferentes modos de agotamiento y niveles de deformación de todos los componentes del amortiguador, permitiendo la evaluación de las líneas de tendencia que describen el efecto de la velocidad de deformación para un determinado parámetro de comportamiento, tal como se muestra en la Figura 5.8 para la resistencia última y deformación última del tornillo y de la placa deslizante. Estas líneas de tendencia se aplicaron posteriormente a un modelo analítico para caracterizar estos elementos [23].



Figura 5.7 – Ensayos experimentales vs simulaciones numéricas



Figura 5.8 – Influencia de la velocidad de deformación en el comportamiento del amortiguador de fricción

5.3 CONEXIONES FREEDAM BAJO CARGA DE IMPACTO

5.3.1 Prototipos ensayados

Los prototipos ensayados en la Universidad de Coimbra y la Universidad de Lieja tienen configuraciones similares, excepto para los pilares, para los que se utilizaron HEM340 y HEB220 para uniones externas e internas, respectivamente, tal como se muestra en la Figura 5.9 y la Figura 5.10. Estos prototipos son una modificación de una unión DST (Double Split Tee)

(unión con 2 casquillos en T) en donde la T inferior se reemplaza por un amortiguador de fricción constituido por una pareja de angulares y pastillas de fricción precomprimidas, ubicadas sobre una cartela adicional, atornillada al ala inferior de una viga IPE220 mediante tornillos pretensados M12 de clase 10.9HV. Los angulares y las pastillas de fricción precomprimidas que componen el amortiguador de fricción están conectados con seis tornillos M20 de clase 10.9 HV en los que dos de ellos fueron pretensados con el 30% de la fuerza de pretensado sugerida por Eurocódigo 3 Parte 1-8 [24]: 50 kN.

El ala superior de la viga está conectada al pilar a través de un casquillo en T atornillado, mientras que el ala inferior está atornillada a la cartela adicional, conectada al pilar mediante un sistema de angulares. Entre el ala de la cartela y los angulares se disponen pastillas de fricción recubiertas con un material específico (identificado como M4), que constituyen el amortiguador de fricción. Además, para tener una carrera adecuada para el amortiguador de fricción, el ala de la cartela tiene varios agujeros rasgados. Todos los elementos están fabricados en acero S275JR a excepción del ala de la cartela, que es de acero inoxidable AISI 304.



Figura 5.9 – Conexión externa ensayada (Universidad de Coimbra)



Figura 5.10 – Componentes principales de las conexiones internas (Universidad de Lieja)

5.3.2 Estudios sobre las conexiones externas

Descripción de la configuración del ensayo y programa experimental

La conexión fue ensayada bajo la actuación de flexión negativa y la campaña experimental se planteó sobre un número total de cuatro ensayos (Tabla 5.4): un ensayo cuasi-estático y tres ensayos de impacto. Durante los ensayos de impacto, la carga de impacto se aplicó de forma secuencial. Los valores de velocidad proporcionados en la Tabla 5.4 después de la presión de los ensayos corresponden a la velocidad inicial estimada del actuador. Cabe señalar que esta velocidad no es constante a lo largo de los ensayos.

La configuración del ensayo experimental es la misma que se utilizó para los ensayos experimentales sobre los amortiguadores FREEDAM (apartado 5.2), pero, en este caso, la conexión se atornilla directamente a la "*viga volante*" y, en el extremo opuesto, se conecta a una condición de apoyo que restringe los movimientos verticales de la viga, pero permite el deslizamiento horizontal (Figura 5.11). La instrumentación utilizada fue también la misma que se utilizó en los ensayos experimentales de los amortiguadores FREEDAM (apartado 5.2).

Tabla 5.4 – Programa experimental		
Tipo de ensayo	Cuasi-estático	Impacto
	Monotónico:	Impacto secuencial:
Esquema de carga ⁻	Control de desplazamiento 0.02 mm/s	75 bar(500mm/s); 120 bar(1000 mm/s); 200 bar(1200 mm/s)



b. Foto de parte de la configuración del ensayo experimental



Resultados de los ensayos experimentales

La Figura 5.12 muestra las curvas experimentales momento flector-rotación (M–Ø) obtenidas en cada secuencia de impacto (Impacto 1, Impacto 2 e Impacto 3), así como la curva cuasi-estática M–Ø.

Independientemente del tipo de carga, el comportamiento inicial de las curvas experimentales muestra que la respuesta de la conexión viene gobernada por el comportamiento del amortiguador de fricción hasta el final de carrera de las ranuras. Al comparar la respuesta cuasi-

estática con la respuesta al impacto (impacto 1 - # 75 bar), se observó un factor *DF* igual a 1.14 para la resistencia de rozamiento (M_{slip} en la Figura 5.12). Además, durante el deslizamiento, bajo carga cuasi-estática, hay una visible degradación visible de la resistencia de rozamiento mientras que, bajo carga de impacto, este valor aumenta, lo que se relaciona con el aumento de la velocidad de carga a través del deslizamiento [25].

Después del completo deslizamiento del dispositivo de fricción, se activan componentes adicionales de la conexión y algunas partes no disipativas de la conexión comienzan a plastificar. Bajo carga cuasi-estática, el fallo se alcanzó en el casquillo en T sometido a flexión, desapareciendo la zona roscada de los tornillos del ala del casquillo en T (Figura 5.13). Aunque no es deseable, este modo de agotamiento es un fallo típico en los tornillos HV en tracción y, en consecuencia, en los casquillos en T con tornillos HV cuando se diseñan para colapsar en modo 2 o 3 [1,26,27].

Con respecto a los ensayos de impacto, después del primer impacto (Impacto 1 - # 75bar), se realizaron dos ensayos adicionales a presiones más altas. Desafortunadamente, estas presiones no fueron suficientes para inducir el agotamiento de la conexión. Sin embargo, se puede observar que después del deslizamiento, el comportamiento a impacto sigue el comportamiento estático.



Figura 5.12 – Comportamiento rotacional experimental de la conexión: ensayo cuasiestático vs ensayos de impacto



Figura 5.13 – Conexión después del agotamiento: Casquillo en T

Simulación de los resultados de los ensayos

Las simulaciones numéricas de los ensayos de las conexiones FREEDAM se realizaron con el software ABAQUS. Para disminuir el tiempo de cálculo, se simplificó el diseño experimental. En primer lugar, dado que dicho diseño es simétrico en el plano XX, solo se modeló la mitad del

mismo. En segundo lugar, se omitió la modelación del marco de reacción. Además, los apoyos se modelaron con puntos de referencia, imponiendo las restricciones requeridas en las zonas en contacto con los apoyos (articulación y restricción vertical en la Figura 5.14b), mientras que la barra del actuador se modeló como un objeto sólido en el que se aplican los desplazamientos en el tiempo.

En total, se consideraron cinco partes diferentes: i) la viga HEM 340 "viga volante"; ii) la viga IPE 220; iii) el actuador; iv) la parte rígida que conecta la conexión a la viga HEM 340; v) todas las partes de la conexión FREEDAM. Todos los tornillos se modelaron como una sola pieza tornillo+cabeza+tuerca, excepto los tornillos M16 HV, donde la transición entre el vástago liso y la zona roscada se modeló reduciendo el área de la sección transversal del tornillo, tal como sugieren Grimsno et al. [28] (Figura 5.15), para valorar más correctamente el fallo de desprendimiento de la tuerca observado en el ensayo experimental.

Con respecto a las propiedades/hipótesis de la modelación (mallado, interacciones de contacto, precarga, propiedades del material, etc.), también se utilizó aquí la aproximación utilizada para los modelos de los amortiguadores FREEDAM.



Figura 5.14 – Modelos FEM: Condiciones de contorno



Figura 5.15 – Modelo de tornillo M16 HV

Las simulaciones numéricas se dividieron en dos partes: primero, se simularon los ensayos experimentales (Figura 5.16) y luego se realizó un estudio paramétrico, considerando: i) el signo de la flexión (negativa y positiva), ii) el efecto de la ductilidad del tornillo al simular el empleo de 2 tuercas en los tornillos HV y iii) la velocidad de carga.

En base a los resultados numéricos, se extrajeron las siguientes conclusiones:

El estudio numérico mostró que el comportamiento de la conexión bajo flexión negativa y flexión positiva no era simétrico (Figura 5.17a). Esta asimetría hasta el deslizamiento
se ha relacionado con la mayor apertura de los casquillos en L en comparación con la apertura del casquillo en T, bajo flexión negativa [29]. Tras el deslizamiento, el comportamiento asimétrico se debe a la diferente contribución de los casquillos en L superiores e inferiores, lo que parece deberse principalmente a la deformación de los tornillos del amortiguador de fricción a cortante y en carga última, que no estaban todos en contacto con las almas de ambos casquillos en L. Sin embargo, a través del modelo de FE se demostró que este comportamiento podía mejorarse evitando la rotura frágil por desprendimiento de la rosca de la tuerca de los tornillos de los elementos en T simulando el empleo de 2 tuercas en dichos elementos (Figura 5.17a).

En cuanto al comportamiento dinámico de la conexión, en general, se observa que con la velocidad de los ensayos se produce un aumento de la resistencia de rozamiento inicial (*DF_{friction}* entre 1.02 y 1.14) así como un aumento de la resistencia elástica (*DF_{MRd}* entre 1.1 y 1.15) y de la resistencia última (*DF_{Mu}* entre 1.05 y 1.12). Por el contrario, la capacidad de ductilidad disminuye, aunque no significativamente (*DF_{Øu}* entre 1.0 y 0.88). Además, no se observaron cambios significativos en la rigidez inicial de los especímenes (Figura 5.17b).





Figura 5.17 – Resultados del estudio paramétrico FEM

5.3.3 Estudios sobre las conexiones internas

Descripción de la configuración del ensayo

La campaña experimental realizada sobre las conexiones internas incluyó un ensayo estático monotónico y ensayos de caída de peso sobre dos prototipos diferentes de unión viga-pilar equipados con amortiguadores de fricción simétricos (SFDs-Figura 5.18)



Figura 5.18 – Configuración del ensayo de impacto (la mitad del espécimen) con medición mediante la técnica de correlación de imágenes digitales

Los ensayos de impacto se han realizado a través de la caída de una masa que golpea la cabeza del pilar, con velocidades variables (Figura 5.18 y Figura 5.20). En los ensayos realizados se modificaron dos parámetros: la altura de caída de la masa de impacto, fijada a un máximo de 4.1 metros desde la parte superior del pilar impactado y el peso de la masa de caída (M1 = 211 kg y M2 = 460 kg - Figura 5.20). Estos parámetros se fijan de acuerdo con la energía de impacto objetivo durante el ensayo. La masa que cae está conectada a guías tubulares (Figura 5.20), que vehiculan la masa hasta el impacto y durante el rebote. Todos los especímenes se identifican con una etiqueta alfanumérica que describe las características principales del ensayo, tal como se indica en la Figura 5.19, donde el código indica (i) el tipo de ensayo (IT para ensayo de impacto o ST para ensayo estático), (ii) la configuración de la unión (FR para la unión FREEDAM), (iii) el número del ensayo (01, 02, etc.), (iv) la masa utilizada (M1 = 211 kg o M2 = 460 kg) y (v) la altura de caída (H250 significa una altura de caída de 250 mm).



Figura 5.19 – Nomenclatura del ensayo

Se realizaron un total de 6 ensayos de impacto, tal como se indica en la Tabla 5.5. Para la masa M1, las alturas de caída variaron de 250 mm a 4300 mm mientras que, para la masa M2, las alturas variaron de 250 mm a 3744 mm (altura máxima aprovechable considerando el hándicap del espécimen y la masa). En general, las velocidades de caída oscilaron entre 2,04 m/s y 8,45 m/s. Se ensayaron dos especímenes; el espécimen 1 fue impactado 5 veces mientras que el espécimen 2 fue impactado una vez con la máxima energía de impacto explotable. En la Tabla 5.5 se ofrece un resumen de los ensayos de impacto realizados, donde "1*" significa un impacto secuencial sobre el mismo espécimen.

Además, se realizaron ensayos de calibración sobre el equipo utilizado y ensayos de tracción del material empleado. Los ensayos de calibración consistieron en ensayos preliminares de impacto sobre vigas simplemente apoyadas [30].

Č.	•		*	*
Ensayo de impacto	Espécimen	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

Tabla 5.5 – Identificación de los ensayos de impacto y características principales



Figura 5.20 – *Configuración del ensayo de impacto: Masa M1 (211kg) (b) y Masa M2 (460kg) (c)* Durante los ensayos, todas las mediciones se realizaron mediante la técnica de Correlación de Imágenes Digitales (DIC) (Figura 5.18).

Resultados de los ensayos experimentales

A través de los ensayos estáticos, y mediante el uso de transductores de desplazamiento y de giro, se obtuvieron curvas fuerza vs. desplazamiento vertical y curvas momento vs. rotación; estas curvas se muestran en la Figura 5.21. En dicha figura, se puede apreciar un comportamiento simétrico casi perfecto del espécimen, como era de esperar. La fuerza máxima aplicada vino determinada por la aparición inesperada de inestabilidad global fuera del plano del espécimen;

para evitar este fenómeno durante el ensayo de impacto, las restricciones laterales de los especímenes ensayados se reforzaron.

Estas curvas se han utilizado como resultados de referencia para validar la aproximación numérica utilizada posteriormente para la realización de estudios paramétricos.



Figura 5.21 – Curvas fuerza vs. desplazamiento vertical y curvas momento vs. rotación obtenidas a través del ensayo estático

Se realizaron dos ensayos de impacto con la masa M1 sobre el espécimen 1: ensayos ITFR01-M1-H250 e ITFR02-M1-H4300 (Tabla 5.5). El primer ensayo se realizó con una altura de caída pequeña de 250 mm para permanecer en el dominio elástico (es decir, no se debe alcanzar plastificación en ningún componente de la unión) mientras que el segundo, con una altura de caída de 4300 mm, se realizó para activar la plastificación en el espécimen ensayado.

Se realizaron cuatro ensayos de impacto con la masa M2: tres de ellos (ITFR03, ITFR04 e ITFR05) sobre el espécimen 1, es decir, impactos secuenciales sobre el espécimen previamente ensayado con la masa M1 con el objetivo principal de calibrar el equipo de ensayo con la nueva masa M2; el último ensayo (ITFR06) se ha realizado con la máxima capacidad del sistema, en términos de energía y velocidad, sobre el espécimen 2.

Varios puntos, pertenecientes a los principales componentes de la unión, fueron grabados con cámaras durante el impacto. En la Figura 5.22 se presentan algunos resultados relativos a las curvas desplazamiento vertical del punto 10C (ver Figura 5.18) vs tiempo para diferentes ensayos. Las figuras muestran una tendencia similar de la evolución de los desplazamientos en el tiempo para todos los puntos registrados.



Figura 5.22 – Resultados de los ensayos de impacto – ejemplos de medición de la evolución del desplazamiento del punto 10C en el tiempo

En los ensayos ITFR01-M1-H250 e ITFR03-M2-H250 todo permanece en régimen elástico y el espécimen no exhibe deformaciones permanentes tras los ensayos. El ensayo ITFR02-M1-H4300 mostró una deformación permanente de 46.2 mm al final del ensayo, pero el nivel de plasticidad asociada en los componentes de la unión aún era limitado. De hecho, la energía asociada al impacto con la masa M1 no fue suficiente para activar el régimen de plasticidad en los componentes de la unión; sin embargo, el dispositivo de fricción exhibió un deslizamiento de aproximadamente 20 mm dando como resultado la deformación permanente mencionada anteriormente. Considerando la dimensión total de los agujeros rasgados de 65 mm y como los tornillos se colocaron en el centro de la ranura, los tornillos llegaban al final de la carrera en los agujeros. El ensayo con la máxima energía y velocidad disponibles (ITFR06) mostró un deslizamiento de 24 mm del SFD y una deformación permanente de 88.5 mm (Figura 5.25).

En todos los ensayos realizados, las velocidades teóricas calculadas para el impacto ($v_{theo,imp}$ - ver Ec. (1.2)) son ligeramente diferentes a las detectadas por el sistema de adquisición ($v_{act,imp}$). De hecho, las velocidades reales suelen ser menores que las teóricas y, por tanto, se observa lo mismo para las energías ($E_{act,imp}$ es la energía real y $E_{theo,imp}$ la teórica - ver Ec. (1.3)).

$$v_{theo,imp} = \sqrt{2gh} < v_{act,imp} \tag{5.2}$$

$$E_{theo,imp} = \frac{1}{2}mv_{theo,imp}^2 < E_{act,imp}$$
(5.3)

donde g es la aceleración de la gravedad, m es el peso de la masa que cae y h es la altura de caída. En la Tabla 5.6, se muestran los valores reales y teóricos, mostrando que cuanto menor es la altura de caída, mayor es la dispersión. La diferencia observada se asocia principalmente con el rozamiento que se desarrolla entre la masa que cae y el sistema de guiado, que no se tiene en cuenta en la estimación teórica. Sin embargo, en todos los ensayos, las relaciones entre la velocidad real y la teórica son cercanas a 1, lo que muestra una influencia insignificante de dicho rozamiento sobre las velocidades reales. En la misma tabla también se presentan los valores de los desplazamientos máximo (δ_{max}) y permanente (δ_{perm}) de la unión en el punto 10C. Para el impacto secuencial (ITFR03, ITFR04 e ITFR05), el desplazamiento permanente se refiere al ensayo anterior, y el *i-th* desplazamiento máximo ($\delta_{max,i}$) debería sumarse a los desplazamientos permanentes de todos los impactos anteriores. Es claro que un aumento de la altura de caída da como resultado un aumento de la magnitud del desplazamiento permanente.

Si la velocidad del impacto es próxima a la del rebote, es decir, la velocidad cuando la masa impactante abandona el cuerpo, el impacto se considera elástico. En realidad, como un impacto nunca es completamente elástico, parte de la energía se invierte en deformar el cuerpo impactado. La naturaleza del impacto se puede caracterizar por la relación de estas velocidades, que se denomina Coeficiente de Restitución "*COR*" (ver Ec. (1.4)), y que se da en la Tabla 5.6. Un valor de este COR cercano a uno significa que la respuesta del espécimen es principalmente elástica.

$$COR = \frac{V_{reb}}{V_{theo,imp}} \le 1$$
(5.4)

El coeficiente COR para los ensayos realizados varía de 0.58 para el ensayo ITFR03 a 0.16 para el ensayo ITFR02. Ello indica que un aumento de la energía de impacto (peso de la masa y/o

altura) conduce a una mayor disipación de energía a través de la activación de deformaciones plásticas; por lo tanto, el impacto se vuelve fuertemente inelástico.

Ensayo impacto	h [mm]	Vtheo,imp [m/s]	Vact,imp [m/s]	V _{reb} [m/s]	Vact,imp / Vtheo,imp	E _{theo,imp} [J]	E _{act,imp} [J]	COR	δ _{max} [mm]	δ _{perm} [mm]	
M1=211 kg											
ITFR01- M1-H250	250	2.21	2.04	1.06	0.92	517.5	439.0	0.51	6.16	NA	
ITFR02- M1-H4300	4300	9.18	8.97	1.49	0.98	8900.6	8488.6	0.16	56.5	46.2	
				M2	=460 kg						
ITFR03- M2-H250	250	2.21	1.98	1.16	0.89	1128.2	901.7	0.58	10.2	NA	
ITFR04- M2-H2000	2000	6.26	6.09	1.20	0.97	9025.2	8530.3	0.19	49.3	34.8	
ITFR05- M2-H2500	2500	7.00	6.93	1.13	0.99	11281.5	11045.7	0.17	53.6	31.1	
ITFR06- M2-H3744	3744	8.57	8.45	1.46	0.98	16895.2	16422.6	0.17	102.6	88.5	

Tabla 5.6 – Resultados de los ensayos de impacto

Al final de los ensayos de impacto, se detectó un nivel considerable de plasticidad en el casquillo en L y en el casquillo en T; también eran visibles el deslizamiento del dispositivo de fricción y la merma del material de revestimiento de la pastilla de fricción.

Debido a la limitación de las instalaciones del laboratorio, la fuerza de impacto no se registró directamente durante los ensayos. En consecuencia, se utilizaron el teorema del impulso mecánico y una aproximación gráfica ([14] y [30]).

La Tabla 5.7 ofrece un resumen de las dos metodologías utilizadas para la estimación de la máxima fuerza de impacto. Aunque ambas metodologías son solo una estimación grosera de la fuerza, se calcularon los valores experimentales de los DIFs para la unión impactada solo para impactos inelásticos, ya que el DIF solo tiene un significado físico en este caso (ver la Tabla 5.7). Además, para los ensayos de impacto acumulativo ITFR04 e ITFR05, el deslizamiento ya ocurrió en los ensayos anteriores, por lo que los desplazamientos máximo y permanente no se pueden utilizar para el método gráfico y no se muestran en la tabla.

Sin embargo, debe destacarse que el coeficiente DIF calculado para el ensayo ITFR06 puede no ser exacto con este método. De hecho, el pandeo lateral (LTB) se produjo durante el ensayo estático realizado.

En consecuencia, en el siguiente apartado, se presenta un modelo FEM, previamente validado a través de comparaciones con los resultados experimentales, que se utiliza, en primer lugar, para verificar los valores predichos de las fuerzas y, en segundo lugar, para ampliar la campaña de los ensayos experimentales realizando análisis paramétricos.

Ensayo	δ _{max} [mm]	δ _{perm} [mm]	v _{act,imp} [m/s]	v _{reb} [m/s]	t _{pulse} [s]	F _{ST} [kN]	F _{GR} [kN]	<i>F_{IT}</i> [kN]	DIF _{GR}	DIF _{IT}
	Mass M1									
ITFR02 M1	56.5	46.2	8.97	1.49	0.018	118.5	123.1	122.6	1.039	1.03
Mass M2										
ITFR06 M2	102.6	88.5	8.45	1.46	0.027	158.7	164.6	168.8	1.037	1.06

Tabla 5.7 – Cálculo del DIF

En la Tabla 5.7, *M* es la masa que cae, $v_{act,imp}$ es la velocidad medida, v_{reb} es la velocidad medida del primer rebote, t_{pulse} es el ancho del pulso de impacto, F_{ST} es la fuerza estática equivalente, F_{GR} es la fuerza de impacto estimada con el método gráfico y F_{IT} es la máxima fuerza de impacto evaluada con el teorema del impulso mecánico.

Simulación de los resultados de los ensayos

Hipótesis del modelo

Se desarrolló un modelo FE preliminar del ensayo estático en ABAQUS / CAE utilizando un solucionador dinámico implícito, tal como se describe en [31]. Sin embargo, el modelo no incluyó el daño de los materiales y, aunque los análisis dinámicos implícitos se pueden utilizar también en el caso de ensayos de impacto, este método conlleva mucho tiempo de computación. En consecuencia, con el fin de optimizar el tiempo de cálculo, que es de especial interés para realizar los estudios paramétricos y evitar problemas de convergencia, las simulaciones del impacto sobre la unión FREEDAM se han realizado mediante una integración explícita en el tiempo. Se han desarrollado métodos de solución explícitos para problemas de alta velocidad donde la inercia juega un papel importante [21]. En aras de la coherencia, el solucionador explícito también se extiende al análisis estático del ensayo y se compara con los resultados experimentales.

Las hipótesis y aproximaciones adoptadas para construir el modelo FE mediante el solucionador explícito se resumen a continuación. Aprovechando la simetría del sistema, se conectó un pilar muy corto, de pequeña longitud (la mitad de un HEB 200) a la viga utilizando una unión articulada deslizante SHJ. En el extremo de la viga, se colocó un rodillo tratando de reproducir de la mejor manera posible las condiciones de contorno del laboratorio y se modeló la mitad del pilar teniendo en cuenta la simetría respecto del plano vertical (Figura 5.23). Se restringieron frente a pandeo lateral dos secciones transversales de la viga para reproducir las condiciones existentes en la configuración del ensayo.



Figura 5.23 – Detalle de FEM y comparación de energía

El impacto se realizó mediante un cuerpo rígido discreto 3D con inercia isotrópica y se malló empleando elementos rígidos. Se utilizaron restricciones de atado para conectar los rigidizadores a la viga y al pilar. Se adoptó un modelo de contacto general para todos los elementos, con una definición de "contacto duro" en la dirección normal y un comportamiento tangencial con un coeficiente de rozamiento de 0.3. El contacto entre las pastillas de fricción y la placa ranurada de la cartela se definió como un contacto superficie-superficie, con rozamiento tangencial específico y un comportamiento normal siguiendo el modelo clásico de rozamiento de Coulomb. El impactador se colocó directamente en contacto con el espécimen ensayado, asignando a la masa el valor de las velocidades iniciales ($v_{act.imp}$ dadas en la Tabla 5.6) de los ensayos reales. Se seleccionó como elemento finito más apropiado el elemento C3D8 hexaédrico de 8 nodos con integración completa.

También se realizó un estudio de sensibilidad de malla con el objetivo de definir una malla apropiada, teniendo en cuenta el compromiso entre la precisión de los resultados y el tiempo de análisis. Globalmente, la malla está compuesta por 33737 elementos para un tiempo total de análisis de entre 20 y 48 horas para cada simulación, dependiendo también de lo que se requiera en cuanto a la salida de resultados. Además, se realizaron dos análisis diferentes: en un primer análisis se pretensaron los tornillos y, posteriormente, se realizó un análisis dinámico; el estado de deformación por pretensado de los tornillos se introdujo como condición inicial al inicio del segundo análisis dinámico (como un campo de deformaciones impuesto y predefinido). Los tornillos se modelan utilizando el diámetro nominal y escalando la tensión nominal del material, tal como se explica en [32-36]. La precarga del tornillo se aplica a la sección media del vástago del tornillo, utilizando la opción "Bolt Force" (fuerza del tornillo). Siguiendo el procedimiento presentado en [30,37], el amortiguamiento se modeló con la teoría clásica de Rayleigh calibrando solo el coeficiente proporcional de masa (a = 11) con un coeficiente de amortiguamiento de aproximadamente el 2%.

Los modelos de material implementados en Abaqus se derivan de ensayos de probetas. Las curvas de ingeniería tensión-deformación se implementan en ABAQUS como curvas verdaderas tensión-deformación con un módulo de Young de 210 GPa y un coeficiente de Poisson de 0.3. El modelo de daño para material dúctil se implementa siguiendo el procedimiento dado por Pavlović en [38]. El daño se introdujo solo en las partes o elementos de las uniones en los que se espera una alta plasticidad: casquillo en T, casquillos en L y tornillos. La evolución del daño

se puede extraer de los ensayos experimentales, resolviendo un problema inverso y calibrando los parámetros al modelar los ensayos de las probetas en Abaqus [14,30]. El modelado del tornillo se implementa siguiendo el modelo simplificado con un vástago equivalente, tal como se expone en [36]. Dado que no se realizaron ensayos de probetas sobre los tornillos, se hace referencia a los ensayos descritos en [32]. Para cargas dinámicas, la velocidad de deformación necesita implementarse en el modelo. A partir de los resultados obtenidos en [30], la mejor manera de tener en cuenta la velocidad de deformación en el modelado FEM es utilizando la formulación de Johnson-Cook. Este modelo es el que se ha utilizado en esta investigación.

Resultados principales

Se simuló el ensayo estático imponiendo desplazamiento al pilar y extrayendo las reacciones en el soporte (teniendo en cuenta la simetría). El comportamiento del espécimen, cuando se impide el pandeo lateral LTB, da como resultado un aumento de la resistencia y una reducción de la ductilidad. Además, teniendo en cuenta el daño en el material, el modelo puede detectar la rotura del tornillo, lo que no ocurrió en la simulación numérica presentada en [31,39], donde la ductilidad estaba claramente sobreestimada. Considerando el daño e incluyendo las restricciones fuera del plano para evitar la aparición del pandeo lateral LTB, la simulación dinámica proporciona una buena predicción de la resistencia máxima alcanzada en el ensayo. El agotamiento se alcanzó en el tornillo del casquillo en L más bajo, por efecto de la interacción cortante-tracción.



Figura 5.24 – Comparación entre las simulaciones implícita y explícita del ensayo estático

Este modelo se ha utilizado para simular el comportamiento del espécimen ante impacto. Como se muestra en las comparaciones presentadas en la Figura 5.25, el modelo desarrollado puede capturar la respuesta de la unión durante y después del impacto, exhibiéndose una gran coincidencia entre los resultados experimentales y numéricos.



Figura 5.85 – Ensayos experimentales vs modelo FEM

La Tabla 5.8 muestra la comparación entre los resultados experimentales y los derivados del análisis mediante FEM, en términos de desplazamientos máximo y permanente (δ_{max} y δ_{perm}), con los errores relativos en la predicción. Globalmente, el FEM parece predecir con buena precisión los dos valores con un error máximo de alrededor del 9% para el ensayo ITFR01.

Ensayo de impacto	δ _{max,Exp} [mm]	δ _{perm,Exp} [mm]	$\delta_{max,FEM}$ [mm]	$\delta_{\it perm,FEM}$ [mm]	‰err, <i>ðmax</i> [−]	%err, <i>брег</i> [-]
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%

Tabla 5.8 – Comparación entre resultados experimentales y resultados FEM

Dado que no fue posible registrar las fuerzas asociadas con el impacto durante los ensayos experimentales, el modelo FEM ya validado es una herramienta útil para estimar la fuerza, sumando las reacciones en los puntos de apoyo. Para el cálculo del DIF a partir del modelo FEM se utilizó la resistencia estática obtenida del FEM ($F_{ST,FEM}$) en lugar de la experimental (F_{ST}) ya que para el ensayo experimental estático no se evitó el pandeo lateral-torsional mientras que ése fue el caso en los ensayos de impacto y en las simulaciones numéricas. La Tabla 5.9 proporciona también una comparación entre los DIFs calculados con diferentes métodos. De la comparación, parece concluirse que el teorema del impulso mecánico subestima los valores del DIF.

Ensayo	δ _{max,EX} [mm]	δ _{perm,EX} [mm]	б_{max,FEM} [mm]	F st [kN]	Fst, fem [kN]	Fdyn, fem [kN]	E _{Diss} [kNm m]	DIF _{FEM} [-]	DIF _G R [-]	DIF _{IT} [-]
ITFR02	56.5	46.2	55.1	118.5	124.9	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

Tabla 5.9 – Estimación de la fuerza de impacto y valores del DIF

En la Tabla 5.9 $\delta_{max,EX}$ es el desplazamiento máximo en los ensayos experimentales, $\delta_{perm,EX}$ es el desplazamiento permanente en los ensayos experimentales, $\delta_{max,FEM}$ es el desplazamiento máximo de acuerdo con FEM, F_{ST} es la fuerza estática equivalente, $F_{ST,FEM}$ es la fuerza estática estimada con FEM, $F_{DYN,FEM}$ es la fuerza asociada al impacto y E_{Diss} es la energía disipada.

Con la ayuda del modelo FE validado, se han realizado análisis paramétricos para ampliar los resultados obtenidos a través de la campaña de ensayos experimentales de impacto. En general, el parámetro más importante que influye en el comportamiento de la unión es la energía de impacto, pero se pueden identificar diferentes comportamientos de la unión cuando se utilizan diferentes masas o velocidades de impacto. En particular, a partir del estudio paramétrico, la capacidad de disipación de energía de la unión, que es el mejor parámetro para clasificar la respuesta, se identifica con el uso de un parámetro denominado velocidad de disipación de energía R_e [40]. Se realizaron tres grupos de análisis paramétricos para un total de 25 simulaciones:

- El primer grupo (Grupo 1) investiga la influencia de la velocidad de impacto con los pesos de masa (M1 = 0.106t, M2 = 0.23t y M3 = 0.3t).
- El Grupo 2 investiga la influencia de la variación del peso de la masa en la respuesta de la unión, manteniendo constante la velocidad (V5 = 6.26 m/s).
- El Grupo 3 investiga la influencia de la variación simultánea de masa y velocidad manteniendo constante la energía de impacto (E11 = 8.83E+03 J).

Los principales resultados del estudio paramétrico realizado se pueden resumir de la siguiente manera:

- Aumentar la velocidad de caída V o la masa M aumenta R_E, pero, cuando la energía de impacto es constante, las uniones resisten mejor a velocidades más altas que a masas más altas debido a los efectos de la velocidad de deformación, aunque el rango de velocidad investigado esté limitado debido a que se alcanza la rotura del tornillo. El desplazamiento vertical parece ser más sensible al peso de la masa que cae que a la velocidad.
- No existe una correlación clara entre el DIF y la velocidad de rotación de la unión porque muchos factores contribuyen a una distribución diferente de la velocidad en el componente de la unión (velocidad, masa y energía de impacto).
- El DIF global de la unión no muestra una correlación clara con la velocidad de deformación máxima medida que aparece en el ensayo.

5.4 RESUMEN DE NUEVA INFORMACIÓN PARA DISPOSICIONES DE DISEÑO

Como resultado general de los estudios realizados, se ha demostrado que la conexión FREEDAM y sus amortiguadores de fricción exhiben un comportamiento bueno y dúctil en el caso de carga dinámica y, en particular, en el caso de impacto. Se puede disipar una cantidad de energía significativa mediante la activación del amortiguador de fricción y sus importantes desplazamientos asociados.

Los efectos dinámicos influyen en la respuesta global de la conexión. En particular, se ha demostrado que se pueden alcanzar resistencias más altas debido a (i) un aumento del coeficiente de rozamiento a nivel de la pastilla de fricción y (ii) el desarrollo de los efectos de la velocidad de deformación a nivel de los componentes de la unión, si bien la ductilidad se ve ligeramente afectada.

Para beneficiarse de este efecto positivo, es necesario asegurar la activación de los componentes dúctiles en agotamiento y, por tanto, evitar roturas de tipo frágil y, en particular, la rotura de los tornillos a cortadura y/o a tracción.

El cálculo de la unión FREEDAM considerando el efecto de la velocidad de deformación se puede plantear considerando las reglas de cálculo estático y añadiendo la influencia de la velocidad de deformación. Hay varias formas diferentes de considerar la velocidad de deformación dentro del comportamiento de la conexión. De manera simplificada, el comportamiento dinámico global se puede obtener multiplicando la resistencia estática por un coeficiente DIF que varía de 1.0 a 1.2 y la resistencia estática de rozamiento (resistencia al deslizamiento) por 1.1. Otra opción es introducir el efecto de la velocidad de deformación individualmente en cada componente de la conexión y luego aplicar las reglas de cálculo. La introducción de estos efectos se puede realizar mediante la aplicación de líneas de tendencia tales como las que se muestran en la Figura 5.8 y se puede aplicar para la resistencia y la ductilidad de los componentes. De esta forma, es posible evaluar analíticamente el comportamiento global y local de estas conexiones para diferentes velocidades de carga, dependiendo de las velocidades de deformación inducidas [22,25].

Por último, los estudios realizados dieron como resultado recomendaciones sobre cómo simular numéricamente, de manera apropiada, el comportamiento de las uniones FREEDAM a través de FEM. En particular:

- El modelo de comportamiento de Johnson-Cook para tener en cuenta los efectos de la velocidad de deformación ha sido validado; los valores recomendados para sus parámetros de caracterización se recomiendan en [30].
- Se han propuesto y validado métodos para simular adecuadamente la precarga del tornillo.
- Se ha aplicado y validado el procedimiento propuesto por Pavlović en [38] para simular el daño del material. En particular, los valores de los parámetros a utilizar en este procedimiento se proponen en [14].

5.5 REFERENCIAS

- 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.

CAPÍTULO 6 simulación sísmica mediante ensayos pseudo-dinámicos

6.1 INTRODUCCIÓN

En los capítulos anteriores se ha descrito el comportamiento de las conexiones FREEDAM considerando la respuesta experimental y numérica tanto de los subconjuntos como de los amortiguadores de fricción. En este capítulo, considerando la falta de datos experimentales relacionados con la evaluación del comportamiento de edificios a escala real con uniones de fricción, se presentan los resultados de los ensayos en estructuras a escala real desarrollados durante el proyecto FREEDAM. Históricamente, solo unos pocos trabajos se han dedicado al comportamiento experimental de estructuras de acero a gran escala en condiciones de carga sísmica. Esto deja algunas incertidumbres sobre el rango de validez de los enfoques de modelado generalmente adoptados para los análisis time-history no lineales. Los modelos numéricos se adoptan comúnmente, pero los ingenieros especializados a menudo no son conscientes de las limitaciones relacionadas con el rango de aplicación de los modelos. Esto es debido a la disponibilidad limitada de datos experimentales a gran escala que se utilizarán para la validación de los enfoques analíticos. Esta falta de datos surge de las imitaciones prácticas debido a los recursos limitados, la disponibilidad de equipos de ensayo a gran escala y los importantes esfuerzos necesarios para llevar a cabo campañas en muestras de estructuras a gran escala.

Dentro de este marco, en este capítulo, se presentan las evaluaciones del comportamiento dinámico de estructuras a gran escala con conexiones FREEDAM y conexiones RBS. En este sentido, en el Laboratorio STRENGTH de la Universidad de Salerno se han realizado ensayos pseudo-dinámicos en edificios. En aras de la claridad, vale la pena destacar que dicha actividad de ensayos es parte de un programa experimental más amplio que contempla la investigación de cinco tipologías de conexión diferentes, todas diseñadas para proporcionar una capacidad de rotación superior al mínimo requerido por el Eurocódigo 8 para Ductilidad. Clase alta (DCH): conexiones RBS (viga de sección reducida); conexiones de bajo daño (tipo FREEDAM), conexiones de placa frontal extendida (EEP), conexiones con doble casquillo en T (DST) y conexiones con doble casquillo en T en forma de X (DST-X). Por el momento, la actividad de ensayos prevista ha versado sobre la ejecución de dos campañas experimentales en un edificio de acero de dos plantas a gran escala equipado con conexiones RBS, en la primera campaña, y uniones FREEDAM, en la segunda. Los principales resultados de estas pruebas pseudodinámicas se recogen en esta sección que muestra los beneficios que brindan las conexiones de bajo daño en comparación con las estrategias tradicionales comúnmente adoptadas para concebir uniones de viga a pilar.

6.2 PROTOTIPO DE LA ESTRUCTURA

El prototipo es una estructura de acero de dos pisos de un vano compuesta por dos MRF longitudinales que están arriostrados transversalmente para evitar rotaciones torsionales no deseadas. La luz longitudinal es igual a 4m, la luz transversal es igual a 2m y la altura entre pisos es igual a 2,40 m. Dado que el objetivo del estudio consiste en evaluar el comportamiento que exhiben las conexiones RBS y FREEDAM al pertenecer a un edificio a escala real, el prototipo fue concebido para permitir la fácil sustitución tanto de las conexiones como de los extremos de pilar o viga dañados permitiendo la ejecución de dos campañas experimentales, una para cada tipología de conexión analizada (Figura 6.1). La actividad experimental tiene como objetivo evaluar la respuesta sísmica de la estructura sometida a una serie de eventos sísmicos utilizando el método de prueba pseudo-dinámico. Mediante esta técnica se evalúa el comportamiento sísmico de la estructura sin imponer aceleraciones del suelo, pero aplicando, con un par de actuadores hidráulicos, los desplazamientos del piso resolviendo paso a paso las ecuaciones dinámicas de movimiento [1-3].



a) Prototipo con conexiones RBS

b) Prototipo con conexiones RBS FREEDAM



c) Conexión RBS

d) conexión FREEDAM

Figura 6.1 – El prototipo y sus conexiones

Para una mayor claridad, se resume brevemente la información principal sobre el prototipo. Los suelos son de tarima perfilada de acero HI-BOND A55 que, incluida la losa de hormigón armado, tiene un espesor total igual a 100mm. La plataforma transfiere las cargas a cinco vigas secundarias IPE 140 o HEB 140 equiespaciadas (Figura 6.2). El esquema sismorresistente no presenta ningún comportamiento mixto porque no se han adoptado conectores de cortante y se

ha dejado un espacio adecuado entre la losa de hormigón armado y los pilares como también lo sugiere el Eurocódigo 8. Las zapatas rígidas de acero fijadas con barras Dywidag de alta resistencia aseguran la conexión del prototipo y el pórtico reforzado de reacción al suelo resistente del laboratorio. Además, un diafragma rígido en la base conecta las bases de acero del prototipo a la base del pórtico reforzado de reacción.



Figura 6.2 – Prototipo del edificio (con conexiones RBS)

Para los elementos estructurales se han adoptado vigas IPE 270 hechas de acero grado S275JR y pilares HEB 200 hechas de acero grado S355JR. El diseño del marco se ha realizado de acuerdo con las disposiciones del Eurocódigo 8 [4, 5]. Específicamente, los MRF están diseñados en clase de ductilidad alta (DCH) y los elementos estructurales se han diseñado considerando tanto los requisitos de servicio como los requisitos del estado límite último (factor de comportamiento igual a 6, espectro de tipo 1, aceleración máxima del suelo igual a 0,35g y suelo tipo B, desplazamiento entre pisos en condiciones de servicio del 1% y suposición de que los tabiques no interfieren con la deformación de la estructura principal). El prototipo ensayado se ha elegido

de forma que los MRF sean representativos de una estructura de referencia caracterizada, para cada dirección, por tres tramos con longitudes iguales a 4 m (Figura 6.3). El arquetipo del edificio se caracteriza por cuatro MRF en cada dirección, mientras que los vanos restantes se consideran articuladas (Figura 6.3). Los valores de diseño de las cargas son los siguientes: i) las cargas muertas son iguales a 3.9 kN/m² y 3.6 kN/m² a nivel intermedio y techo, respectivamente; ii) las sobrecargas son iguales a 3 kN/m² en el primer nivel y 0,5 kN/m² en el nivel del techo. El área tributaria en cada MRF corresponde a 1/4 del área total del piso. El peso de los elementos estructurales y revestimientos se ha tenido en cuenta aumentando las masas en un 10%. En particular, las masas aplicadas en cada marco son iguales a 19 toneladas y 14,2 toneladas en el primer y segundo nivel, respectivamente.





b) Vista en planta e individualización del pórtico ensayado

Figure 6.3 – Esquema de referencia adoptado para el diseño de los MRFs ensayados

La campaña experimental llevada a cabo en el Laboratorio STRENGTH de la Universidad de Salerno pertenece a un programa de investigación más amplio destinado a investigar la influencia de diferentes conexiones viga-pilar en el comportamiento sísmico general de las estructuras. Por esta razón, la secuencia de acelerogramas adoptada es la misma para las campañas experimentales completadas con uniones RBS [5] y FREEDAM. Los acelerogramas seleccionados y sus aceleraciones pico en tierra amplificadas se recogen en la Tabla 6.1. Cabe destacar que, durante la primera campaña experimental, entre el ensayo 1 y el ensayo 2 se realizó otro ensayo, pero fue un ensayo parcial y, por ello, no se informa de ello a continuación.

Ensayo n.	Acelerograma	PGA
1	Imperial Valley	1.10g
2	Spitak	0.80g
3	Artificial	0.50g
4	Santa Barbara	0.80g
5	Coalinga (parcial)	0.80g

Tabla 6.1: Acelerogramas usados para realizar los ensayos

6.3 ENSAYOS PSEUDO-DINÁMICOS DE LA ESTRUCTURA CON CONEXIONES RBS

En esta sección, se muestran y comentan los datos experimentales relacionados con la campaña sobre la estructura equipada con conexiones RBS.

A partir del análisis de los resultados experimentales, es posible anticipar que para todas las pruebas los desplazamientos máximos de piso y las fuerzas máximas de los actuadores ocurrieron en los mismos instantes. Este aspecto concuerda con la respuesta esperada porque la estructura es regular y el primer modo de vibración es prominente. En la Tabla 6.2 se recogen los principales resultados.

Imperial	Ensayo 1	Ensayo 2	Ensayo 3	Ensayo 4	Ensayo 5		
Máximo cortante	7	firo	-751	-652	-444	-586	-630
basal (kN)	En	npuje	667	670	555	592	612
Desplazamiento	lazamiento Tiro			-17	-29	-48	-47
máximo en el primer nivel (mm)	En	npuje	44	85	40	41	62
Desplazamiento	7	firo	-150	-34	-66	-99	-94
máximo en el tejado (mm)	En	npuje	88	171	83	85	129
Máximo	Tiro	Nivel 1	-3.3	-0.7	-1.2	-2.0	-2.0
desplazamiento		Nivel 2	-3.0	-0.7	-1.5	-2.2	-2.0
relativo entre	Empuje	Nivel 1	1.9	3.5	1.7	1.7	2.6
plantas (%)		Nivel 2	1.9	3.6	1.8	1.8	2.8

Tabla 6.2: Principales resultados de los ensayos (estructura con conexiones RBS)

6.3.1 Imperial Valley (PGA = 1.10g)

El primer ensayo consistió en aplicar la aceleración del suelo registrada por la estación ubicada en Imperial Valley (EE. UU.) En 1979. Es importante resaltar que el pico de aceleración natural del suelo fue igual a 0.37g pero, en este caso, un PGA amplificado igual a 1.10g se ha empleado, aproximadamente tres veces el real.



Figure 6.4 – Historia de los desplazamientos (izquierda) y reacciones (derecha) para el ensayo 1

En la Figura 6.4 se puede observar que los valores de fuerza obtenidos del actuador del primer nivel fluctúan más que el del segundo nivel. Esto se debe principalmente a la precisión del medidor de fuerza instalado en el actuador MTS 243.60-02, que se caracteriza por una menor precisión. Mientras que el actuador superior (MTS 243.45-01) está equipado con una célula de carga de galgas extensométricas, el actuador inferior está equipado con una célula de presión diferencial. El máximo cortante basal, los desplazamientos máximos y los desplazamientos relativos entre plantas se resumen para los dos ensayos en la Tabla 6.2.

Se puede observar que el máximo desplazamiento relativo entre plantas es de aproximadamente el 3%, lo que conduce a una plastificación significativa de los elementos estructurales. Los dispositivos de medición locales mostraron que tanto las conexiones RBS como las bases de los pilares sufrieron daños. El daño fue mayor para las conexiones RBS ubicadas en el primer nivel y menor para las conexiones RBS del segundo piso. El valor observado de la fuerza que causa la plastificación de las RBS está sustancialmente de acuerdo con los valores de diseño (127,5 kNm).



Figura 6.5 – Curvas histeréticas de las RBS (izquierda) y energía global disipada (derecha) para el Ensayo 1 (MRF-1)

El estado de daño que se produjo en la estructura en el Ensayo 1 se debió al número significativo de ciclos experimentados por las RBS del primer nivel. Esto se muestra mediante las curvas histeréticas de las RBS que se muestran en la Figura 6.5 a la izquierda. En la Figura 6.5, el valor de la energía disipada por las RBS calculado a partir de las curvas histeréticas también se muestra a la derecha. Vale la pena observar que las conexiones RBS lograron una rotación local máxima ligeramente inferior a 30 mrad, lo que está muy cerca del requisito EC8 para conexiones viga a pilar en MRF DCH (35 mrad).

6.3.2 Spitak (PGA = 0.80g)

El segundo acelerograma fue muy diferente al anterior porque se caracterizó principalmente por un pico de gran amplitud solamente, mientras que el anterior se caracterizó por un mayor número de picos. Esta característica es evidente a partir de los resultados: para el terremoto de Spitak, solo hay una excursión principal en el rango plástico, caracterizada por un desplazamiento relativo entre pisos de aproximadamente 3.6%, mientras que en todos los demás instantes la estructura permanece prácticamente elástica. Esto se puede entender claramente analizando las medidas locales considerando, por ejemplo, la respuesta momento-rotación de las conexiones RBS (Figura 6.6). Puede observarse que la respuesta momento-rotación de la conexión RBS más solicitada se caracteriza por una rotación máxima de aproximadamente 30 mrad, con un momento flector en la línea central del RBS igual a aproximadamente 200 kNm.



Figura 6.6 – Historia de los desplazamientos (izquierda) y curvas momento-rotación (derecha)

Es útil observar que este valor del momento pico está muy por encima del valor esperado del momento flector adoptado en la fase de diseño para la verificación de la conexión, que se determinó considerando la zona plástica totalmente plastificada y endurecida por deformación (140 kNm). Esto significa que el factor de sobrerresistencia igual a 1,1 sugerido por EC8 está muy subestimado. De hecho, en este caso, la relación entre el momento flector medido y el valor nominal de la resistencia plástica del RBS es igual a aproximadamente 1,6. Esta cantidad de sobrerresistencia, que excede significativamente el valor dado por las disposiciones del código, probablemente se deba a la reducción de la relación ancho-espesor de las alas de las vigas en la zona RBS que prácticamente evitan la abolladura local, como lo demuestra el modo de fallo debido a la fractura de la ala o de la soldadura.

6.3.3 Acelerograma artificial (PGA = 0.50g)

El tercer acelerograma ha sido creado artificialmente por la herramienta SIMQKE para que coincida con el espectro de diseño adoptado. Esta elección se tomó con el objetivo de investigar los efectos de un terremoto caracterizado por un alto número de picos en términos de aceleración. En este caso, se ha elegido una aceleración máxima del suelo (PGA) igual a 0,50 g.



Figura 6.7 – Historia de los desplazamientos (izquierda) y curvas momento-rotación (derecha)

Durante el tercer ensayo, las conexiones RBS del primer nivel alcanzaron momentos flectores de aproximadamente 170 kNm, mientras que en el segundo piso las conexiones RBS solo sufrieron daños leves, experimentando momentos máximos de 120 kNm y rotaciones inferiores a 10 mrad (Figura 6.7). El cortante basal máximo fue igual a 555 kN y el desplazamiento máximo

del techo igual a aproximadamente 83 mm, lo que llevó a desplazamiento relatico entre plantas igual a aproximadamente 1.8%. En términos de curvas momento-rotación, las conexiones RBS se mantuvieron prácticamente en el rango elástico.

6.3.4 Santa Barbara (PGA = 0.80g)

El ensayo 4 consistió en aplicar el acelerograma de Santa Barbara. Esta prueba no mostró ninguna plastificación significativa adicional de las conexiones RBS y el comportamiento estructural permaneció casi en el rango elástico, como es claro al observar los desplazamientos del piso y las curvas histeréticas momento-rotación recogidas en la Figura 6.8. Todos los resultados principales relacionados con esta prueba se muestran en la Tabla 6.2.



Figura 6.8 – Historia de los desplazamientos (izquierda) y curvas momento-rotación (derecha)

6.3.5 *Coalinga* (PGA = 0.80g)

El fallo de la estructura se logró durante el Ensayo 5. En particular, el último ensayo se interrumpió después del fallo de dos conexiones RBS ubicadas en el primer piso del edificio, en los dos pórticos opuestos, en el lado de los actuadores (Figura 6.9). El fallo se inició por el fallo local de la soldadura en el RBS-1A y, posteriormente, también falló el RBS-1C por la redistribución de las acciones que condujeron a un momento torsor y sobrecarga del pórtico opuesto. El colapso local de RBS-1A se atribuyó al superarse la vida a fatiga de la soldadura y al momento flector inesperadamente alto que actúa a nivel del ala del pilar. Vale la pena señalar que el momento flector en el momento de la rotura en RBS-1A fue igual a 205 kNm. Este valor, como se subrayó anteriormente, es mayor que la resistencia nominal del RBS de alrededor del 60% (Figura 6.9).

Aunque la fractura de la soldadura que conecta el ala de la viga con el ala del pilar es un modo de fallo no esperado en el caso de conexiones RBS, se debe considerar que el protocolo de carga comúnmente adoptado en los análisis experimentales del comportamiento cíclico de las conexiones RBS, que normalmente se realiza en subconjuntos simples de viga-pilar, es completamente diferente de las condiciones de carga que ocurren en las conexiones de viga-pilar del edificio de dos pisos probado debido a la aplicación de una serie de cinco terremotos. Parece que la fractura de las soldaduras puede ser consecuencia de la fatiga resultante de sismos repetidos cuya acción global da lugar a un elevado número de ciclos con amplitudes relativamente pequeñas, que no pueden provocar pandeo local y sólo unos pocos ciclos con una

gran amplitud que no dio lugar a pandeo local debido a la reducción de la relación ancho-espesor de las alas de la viga en la zona de sección reducida.











Para comprobar la precisión del detalle de soldadura, una vez finalizada la prueba, se ha cortado e inspeccionado un RBS de repuesto disponible en el laboratorio. La comparativa reveló que el detalle de la unión soldada a tope con penetración completa se realizó correctamente y sin defectos significativos (Figura 6.10).

Cabe señalar que la tipología de detalle de soldadura adoptada, cumple con las normativas EC3 [6] y EC8 y, adicionalmente, cumple con las indicaciones dadas en la Guía de Diseño de Acero AISC [7]. La soldadura de viga a placa frontal, como se recomienda en la Guía de diseño de acero AISC, no incluye groeras en el alma de la viga para evitar la fractura prematura del ala de la viga debido a la concentración de esfuerzos [8]. Por lo tanto, como se muestra en la Figura 6.10, el ala de la viga fue soldada con uniones a tope con penetración total a 45°, haciendo una excepción para el área del ala directamente sobre el alma de la viga, que fue soldada con una unión de penetración parcial en el lado externo y soldaduras en ángulo en los radios de acuerdo. Dado que el detalle cumple con las principales sugerencias de las normativas, el resultado obtenido confirma que el fallo parcialmente frágil debe atribuirse, por un lado, a la subestimación de los factores de sobrerresistencia utilizados en el diseño y, por otro lado, a las reglas adoptadas para diseñar los detalles de soldadura, que probablemente no consideren adecuadamente los fenómenos de vida a fatiga que pueden ocurrir bajo el efecto de eventos sísmicos repetidos. Este resultado destaca la necesidad de más investigaciones dedicadas a la evaluación de la respuesta sísmica de los detalles típicos de soldadura bajo acciones sísmicas y su vida a fatiga oligocíclica.





Lado a): Soldadura del ala: Penetración parcial



Lado b) Soldadura del alma: Penetración completa



Lado c) Soldadura del ala: Penetración completa

Figura 6.10 – Conexión final de viga a placa: detalles de soldadura

A pesar de estas consideraciones, debe observarse que las conexiones RBS probadas fueron sometidas a una serie de cinco eventos sísmicos destructivos, que es una condición muy severa que normalmente no es requerida por la práctica de diseño actual. Por lo tanto, aunque el modo de colapso final no fue completamente satisfactorio, el comportamiento de los MRF fue razonablemente fiable, lo que confirma la gran capacidad de disipación de energía de las conexiones RBS.

En la Figura 6.11 se muestran los desplazamientos del piso y las fuerzas registradas por los actuadores. Se pueden encontrar más detalles en la Tabla 6.2.



Figura 6.11 – Desplazamientos del piso (izquierda) y fuerzas en los actuadores (derecha) del Ensayo 5

6.4 ENSAYOS PSEUDO-DINÁMICOS DE LA ESTRUCTURA CON CONEXIONES FREEDAM

En este apartado se recogen y comentan los datos experimentales de la campaña sobre la estructura equipada con conexiones FREEDAM. Cabe destacar que los datos sísmicos aplicados son los mismos empleados en la campaña anterior. Tal elección permitirá comparar el comportamiento sísmico de la estructura cuando esté equipada con las dos tipologías de conexiones analizadas. En la Tabla 6.3 se resumen los principales resultados de la campaña.

Imperial	Vallev 1.1g	r	Ensayo	Ensayo	Ensayo	Ensayo	Ensayo
P	,	,	1	2	3	4	5
Máximo cortante]	firo	-537	-447	-272	-388	-439
basal (kN)	En	npuje	477	470	347	483	495
Desplazamiento	niento Tiro			-53	-41	-56	-72
mázimo en el primer nivel (mm)	En	npuje	65	79	38	52	61
Desplazamiento	7	firo	-104	-84	-75	-89	-112
máximo en el tejado (mm)	En	npuje	103	112	52	70	85
Máximo	Tiro	Nivel 1	-3.0	-2.2	-1.7	-2.3	-3.0
desplazamiento		Nivel 2	-1.3	-1.3	-1.4	-1.4	-1.7
relativo entre	Empuje	Nivel 1	2.7	3.3	1.6	2.2	2.5
plantas (%)		Nivel 2	1.6	1.4	0.6	0.7	1.0

Tabla 6.3: Principales resultados de los ensayos (estructura con conexiones FREEDAM)

6.4.1 Imperial Valley (PGA = 1.10g)

El primer ensayo consistió en aplicar el acelerograma del sismo Imperial Valley, como ya se hizo para la primera campaña experimental. Desafortunadamente, debido a problemas técnicos que ocurrieron con los transductores externos durante esta prueba, no hay datos disponibles sobre la respuesta local de las conexiones. Por lo tanto, solo es posible discutir los desplazamientos del piso y las fuerzas registradas por los actuadores como se muestra en la Figura 6.12. Los desplazamientos en el primer y segundo piso alcanzaron valores máximos iguales a 73 y 104 mm, respectivamente, y el cortante basal máximo fue igual a 537 kN (Tabla 6.3). Es posible observar que los desplazamientos máximos del piso y las fuerzas de reacción máximas registradas por los actuadores ocurrieron en los mismos instantes. Esto se esperaba porque la estructura es regular y se caracteriza por la prominencia del primer modo de vibración. Otro aspecto relevante está relacionado con el hecho de que los dispositivos de fricción no aseguraron el autocentrado de la estructura ya que se produjeron desplazamientos residuales al final del ensayo (unos 16 mm y 29 mm en el primer y segundo nivel, respectivamente).

Durante este ensayo, algunos de los amortiguadores de fricción presentaron un cierto deslizamiento. Con referencia a la Tabla 6.3, es posible observar que desplazamientos relativos entre plantas alcanzaron el 3% y el 1.6% en el primer y segundo piso, mucho más allá del límite elástico nominal de la estructura igual a aproximadamente el 1% como se supuso en la fase de diseño.



Figura 6.12 – Ensayo 1: Desplazamientos del piso (izquierda) y reacciones en los actuadores (derecha)

6.4.2 Spitak (PGA = 0.80g)

Para el segundo ensayo, el prototipo ha sido sometido al terremoto de Spitak. En este caso, también están disponibles los datos experimentales referidos al comportamiento exhibido por las conexiones. Respecto a este acelerograma, cabe destacar una característica relevante: su historia temporal se caracteriza por un solo pico de amplitud significativa, como ya se destacó en la discusión de los resultados experimentales de la anterior campaña experimental. Este aspecto se refleja en los resultados: el prototipo experimentó solo una excursión principal en el rango plástico, como se ve claramente en la Figura 6.13 donde se recogen los resultados en términos de desplazamientos del piso y reacciones de los actuadores.

Aunque se ha observado una reducción máxima de alrededor del 15% en términos de cortante basal, en comparación con el Ensayo 1, es posible observar un desplazamiento máximo del tejado ligeramente mayor (112 mm frente a 104 mm) y un desplazamiento relativo entre plantas máximo igual al 3.3% en el primer nivel. Además, en este caso, el desplazamiento relativo entre plantas máximo es muy pequeño en el segundo nivel. En la Figura 6.14 se muestra la respuesta local en términos de curvas de momento-rotación histeréticas. A partir de esta figura, es posible observar que se obtuvieron curvas momento-rotación anchas y estables de forma rectangular histerética, como se esperaba. No obstante, es posible destacar el comportamiento asimétrico de las uniones ya que los valores absolutos de los momentos flectores máximo y mínimo se sitúan

alrededor de 80 kNm y 120 kNm, respectivamente. Esto está de acuerdo con la asimetría del comportamiento de la conexión ya señalada por los ensayos experimentales en subconjuntos de uniones simples viga-pilar [9], como se discutió en el Capítulo anterior. Teniendo en cuenta que el acelerograma de Spitak se caracteriza por un pico principal, como era de esperar, se ha confirmado experimentalmente que los dispositivos de fricción exhiben solo una excursión de deslizamiento correspondiente al instante en el que se alcanza la aceleración pico PGA. La rotación máxima experimentada por las conexiones se logró mediante la conexión 1A y su valor es de unos 17 mrad. Las otras conexiones alcanzaron rotaciones más bajas. En particular, como se esperaba, en el segundo nivel las rotaciones de conexión alcanzaron los valores de aproximadamente 0,007 y 0,002 rad.



Figura 6.13 – Ensayo 2: Desplazamientos del piso (izquierda) y reacciones en los actuadores(derecha)



Figura 6.14 – Ensayo 2: curvas momento-rotación de las uniones FREEDAM pertenecientes a MRF-1

6.4.3 Acelerograma artificial (PGA = 0.50g)

Con este acelerograma creado artificialmente, que se seleccionó en aras de la coherencia con la estructura similar ensayada en la campaña experimental anterior, los MRF permanecieron casi en el rango elástico, sin desplazamientos residuales adicionales (Figura 6.15). Las mediciones locales, en este ensayo, también sugieren una baja plastificación de la estructura ya que sólo la conexión 1A estaba ligeramente en el rango plástico experimentando una rotación de sólo 4 mrad (Figura 6.16).



Figura 6.15 – Ensayo 3: Desplazamientos del piso (izquierda) y reacciones en los actuadores (derecha)



Figura 6.16 – Ensayo 3: curvas momento-rotación de las uniones FREEDAM pertenecientes a MRF-1

6.4.4 Santa Barbara (PGA = 0.80g)

El cuarto ensayo consistió en aplicar la aceleración del suelo registrada por la estación ubicada en Santa Barbara (EE. UU.) En 1978. Si bien acelerograma se caracteriza por picos con amplitud relevante, sin embargo, la aceleración máxima del suelo adoptada (0,80g) permitió solo un deslizamiento moderado de los dispositivos de fricción. El comportamiento general no está lejos de las características destacadas para el Ensayo 3: los desplazamientos del piso no superaron los 60 y 90 mm en el primer y segundo piso, respectivamente, induciendo un desplazamiento relativo entre plantas máximo igual al 2,3% en el primer nivel (Figura 6.17). No se han observado desviaciones residuales al final del ensayo. También en este caso, al igual que en la Ensayo 3, solo se activa la conexión 1A. Su rotación máxima fue de 4,6 mrad (Figura 6.18).



Figura 6.17 – Ensayo 4: Desplazamientos del piso (izquierda) y reacciones en los actuadores (derecha)



Figura 6.18 – Ensayo 4: curvas momento-rotación de las uniones FREEDAM pertenecientes a MRF-1

6.4.5 *Coalinga* (PGA = 0.80g)

Durante el último ensayo, se produjo una mayor disipación de energía. Este ensayo prueba no se ha completado debido a un problema técnico (pérdida de control) que da lugar a un daño importante en un elemento que conecta el prototipo y el actuador ubicado en el primer piso. Este inconveniente ocurrió a los 8,58 segundos, el mismo instante en el que se produjo la fractura frágil de la primera conexión RBS en la primera campaña experimental. En la Figura 6.19 se recogen los historiales de desplazamiento y las curvas histeréticas del Ensayo 5 para corroborar los principales resultados presentados anteriormente. El desplazamiento máximo del piso al nivel del tejado es igual a 112 mm (el mismo valor experimentado por la estructura en el Ensayo 2). Las curvas histeréticas se caracterizan por la asimetría en términos de momentos flectores positivos y negativos. Además, es posible observar que los momentos pico disminuyeron a medida que aumentaba el número de ciclos. Esto se debe a la reducción del par de apriete de los tornillos de alta resistencia que van a pretensarse, provocada por el desgaste de las pastillas de fricción (Figura 6.20).



Figura 6.19 – Ensayo 5: Desplazamientos del piso (izquierda) y reacciones en los actuadores (derecha)



Figura 6.20 – Ensayo 5: curvas momento-rotación de las uniones FREEDAM pertenecientes a MRF-1

Al final de esta segunda campaña experimental, no se han observado daños estructurales ya que los únicos elementos que han contribuido a disipar la energía sísmica de entrada han sido las pastillas de fricción pertenecientes a las conexiones FREEDAM.



Figura 6.21 – Conexión FREEDAM 1A al final de la segunda campaña experimental

6.5 SIMULACIÓN NUMÉRICA DE LA RESPUESTA SÍSMICA

6.5.1 Estructuras con conexiones RBS (viga de sección reducida)

En la fase preliminar de diseño del prototipo, con el objetivo de complementar los datos del ensayo y realizar predicciones ciegas de la respuesta sísmica, se desarrolló un modelo 3D no lineal de elementos finitos de la estructura equipada con conexiones RBS con el software SeismoStruct [10] (Figura 6.22). La no linealidad de la respuesta sísmica de la estructura se ha modelado utilizando un enfoque mixto de plasticidad concentrada y distribuida. En particular, los elementos estructurales se han modelado con elementos inelásticos basados en fuerzas que tienen en cuenta las no linealidades geométricas y materiales con un enfoque de plasticidad extendida.



Figura 6.22 – Modelo 3D del prototipo con conexiones RBS

El elemento finito adoptado se caracteriza por cinco secciones de integración que se han subdividido en al menos 150 fibras. Esta subdivisión suele ser suficiente para asegurar una precisión adecuada en el cálculo de las curvaturas a partir de las leyes de tensión-deformación del material. Se han adoptado enlaces rígidos para modelar los diafragmas del forjado, mientras que las masas agrupadas se han ubicado en el centro de los vanos. El detalle estructural de las uniones viga-pilar adoptado en el prototipo ya fue probado en un trabajo anterior de los mismos autores. La pieza ensayada previamente tenía un detalle de conexión con la misma geometría RBS y un grado de acero similar. Los resultados de dicho ensayo [11] se han empleado en este trabajo para calibrar un muelle no lineal, modelando la respuesta de las conexiones RBS. En la Figura 6.23 puede verse la respuesta momento-rotación en la línea central del RBS ensayado en [11]. En particular, se ha modelado el comportamiento momento-rotación del RBS adoptando un elemento de enlace suave [12]. Este tipo de elemento es uno de los modelos histeréticos más completos y complejos disponibles en el software comercial actual. Sin embargo, su principal inconveniente es que se basa en una gran cantidad de parámetros que hacen que el proceso de calibración sea muy complejo. La calibración de estos parámetros se realizó mediante la herramienta Multical [13] minimizando la dispersión entre la curva experimental y calibrada



tanto en términos de disipación de energía como de envolvente cíclica. MultiCal es una herramienta para la calibración de modelos histeréticos basada en algoritmos genéticos.

Ello permite encontrar la mejor combinación de parámetros que coincida con la respuesta experimental en base a un conjunto de criterios definidos por el usuario. Dado que los ensayos sobre el prototipo conducen a amplitudes de rotación inferiores a 35 mrad, se aplicó un procedimiento de calibración considerando ciclos de carga hasta una amplitud de 35 mrad. Este aspecto es muy importante porque la calibración de los coeficientes del modelo fuera del rango esperado de rotaciones podría conducir a la definición de un conjunto de parámetros influenciados por fenómenos que no ocurren en las rotaciones de proyecto. Este es el caso, por ejemplo, de los fenómenos de inestabilidad observados en el ensayo sobre el subconjunto, que se produjeron únicamente en rotaciones de aproximadamente 50 mrad. El área de conexión se ha modelado de acuerdo con el enfoque descrito en la Figura 6.24. Por lo tanto, la parte rigidizada de la zona del panel se ha modelado con *offsets* rígidos, mientras que la no linealidad de la unión RBS se ha incluido en el muelle previamente calibrado. Este muelle no lineal se ha ubicado en la línea central de RBS.



Figura 6.24 – Modelo FE del sistema RBS viga-unión

Las cargas sísmicas se han aplicado en términos de aceleraciones en la base del pórtico. Los análisis time-history se han realizado considerando un intervalo de tiempo de 0.01 s, adoptando el algoritmo de Hilbert-Hughes-Taylor e incluyendo un valor de amortiguamiento igual al 1% con un enfoque de Rayleigh como ya se hizo durante los ensayos pseudo-dinámicos.

En esta sección se presentan las principales comparaciones entre los resultados experimentales y el modelo numérico. En general, cuando se compara con los cinco ensayos realizados, el modelo de EF desarrollado parece capaz de capturar con un grado suficiente de precisión los parámetros de respuesta sísmica global (Tabla 6.4). Las dispersiones entre los desplazamientos máximos reales y pronosticados o las fuerzas máximas reales y pronosticadas no superan el 25%, a excepción del acelerograma de Spitak. La menor precisión, en este caso específico, probablemente se deba al procedimiento de calibración aplicado para la caracterización de las RBS. Como se explica en [13], cuando los acelerogramas se caracterizan solo por unos pocos picos, una calibración de los parámetros del modelo, basada solo en los resultados de un ensayo cíclico, puede conducir a simples aproximaciones. Ya se reconoció en [13] que la calibración basada únicamente en los resultados de un ensayo cíclico no suele ser suficiente para obtener una predicción satisfactoria de la respuesta local, especialmente en los casos en que la conexión experimenta sólo unos pocos ciclos de gran amplitud.

	Má cortai (I	iximo 1te basal kN)	Des má prim	plazamiento iximo en el er nivel (mn) Desp ma n) tej	olazamiento áximo del ado (mm)	⁰ Máxi	mo desj entre	plazamier plantas (nto relativo %)	0
Ensayo	Tiro	Empuje	Tiro	Empuje	Tiro	Empuje	Tiro (L-1)	Tiro (L-2)	Empuje (L-1)	Empuje (L-2)	Energía (kNm)
1 - Real	-751	667	-79	44	-150	88	-3.27	-2.98	1.84	1.86	55.70
1 - Sim.	-656	601	-66	43	-130	84	-2.74	-3.02	1.77	1.97	50.80
1- Err. (%)	15	11	20	4	15	5	20	-1	4	-5	10
2 - Real	-652	670	-17	85	-34	171	-0.70	-0.72	3.54	3.61	33.16
2 - Sim.	-645	648	-27	74	-52	133	-1.12	-1.24	3.08	2.55	30.21
2- Err. (%)	1	3	-37	15	-36	28	-37	-42	15	42	10
3 - Real	-444	555	-29	40	-66	83	-1.22	-1.54	1.67	1.79	28.59
3 - Sim.	-477	563	-31	42	-60	88	-1.27	-1.52	1.74	1.97	15.78
3- Err. (%)	-7	-1	-4	-4	10	-6	-4	2	-4	-9	81
4 - Real	-586	592	-48	41	-99	85	-2.00	-2.16	1.71	1.84	55.63
4 - Sim.	-588	575	-47	44	-98	92	-1.95	-2.12	1.83	2.07	54.42
4- Err. (%)	0	3	2	-6	2	-8	2	2	-6	-11	2
5 - Real	-630	612	-47	62	-94	129	-1.97	-1.96	2.57	2.81	37.16
5 - Sim.	-665	555	-47	54	-81	117	-1.95	-1.62	2.26	2.63	31.12
5- Err. (%)	-5	10	1	14	15	10	1	21	14	7	19

Tabla 6.4: Comparación experimental versus analítica del cortante basal, el desplazamiento del piso y
el desplazamiento relativo entre plantas.

Para estos casos, la calibración debe realizarse considerando al menos los resultados de un ensayo cíclico y los resultados de un ensayo monótono. Sin embargo, para todos los demás casos,

las predicciones de los desplazamientos máximos del piso, las fuerzas máximas y los máximos desplazamientos relativos entre plantas parecen bastante precisas.

La tabla muestra que el modelo EF proporciona en muchos casos una predicción bastante satisfactoria de la respuesta global. Esta predicción precisa de los parámetros de respuesta global no tiene el mismo nivel de precisión cuando los datos de los ensayos y los resultados analíticos se comparan en términos de parámetros de respuesta local. Si bien los ciclos histeréticos tienen una forma general similar a los bucles experimentales, las predicciones en términos de rotaciones máximas / mínimas experimentadas por las conexiones RBS y de los momentos pico en la línea central del RBS son relativamente más aproximadas (Figura 6.25).



Figura 6.25 – Comparación de los bucles de histéresis para la conexión RBS-1^a

En la Figura 6.25 se presenta la comparación de los bucles de histéresis de los cinco ensayos para la conexión 1A de MRF-1. Los resultados muestran que las rotaciones máximas se predicen en muchos casos con poca precisión, mientras que los momentos flectores máximos se predicen con mayor precisión. Esto significa que a pesar de que el modelo de resorte adoptado para modelar la respuesta momento-rotación de las conexiones RBS fue calibrado a partir de los resultados de un ensayo experimental y empleando un procedimiento de calibración preciso, el principal problema de los modelos fenomenológicos es innato a la tipología del modelo.

Si bien en teoría dichos modelos se basan en varios parámetros capaces de reproducir con mucha precisión la respuesta experimental de cualquier tipo de conexión, dichos parámetros no están directamente relacionados con la respuesta mecánica del elemento modelado. Esto puede llevar a una discrepancia entre el comportamiento real y el simulado, lo que también puede ser significativo en muchos casos. Las comparaciones reportadas en la Tabla 6.5 muestran que en términos de rotaciones máximas los errores varían de un mínimo de 1% a un máximo de 62%, mientras que, en términos de momentos máximos, los errores varían de un mínimo de 0% a un máximo de 22 %.

La amplitud del rango de variación de las dispersiones en la predicción de las rotaciones máximas, que oscila entre el 1% y el 62%, se debe claramente al hecho de que los parámetros para modelar el comportamiento cíclico de las articulaciones están calibrados contra los resultados experimentales provenientes de los ensayos de subconjuntos viga-pilar sometidos a protocolos de carga convencionales que pueden ser significativamente diferentes a los que ocurren bajo terremotos reales y, más aún, bajo la ocurrencia de terremotos repetidos como la secuencia considerada en este trabajo.

Los resultados obtenidos confirman el papel de suma importancia que juega el historial de carga como ya se ha señalado en trabajos anteriores [13]. Sin embargo, también es importante señalar que las dispersiones se reducen significativamente cuando los parámetros de respuesta global, como los desplazamientos entre pisos, son motivo de preocupación. Esto se debe a que las inexactitudes locales se promedian tan pronto como aumenta el número de zonas disipativas. Se espera que en el caso de estructuras que tengan un mayor número de plantas y vanos, se espere una mejora adicional en la predicción de los parámetros de respuesta global debido al elevado número de zonas disipativas.

Como se muestra en la Tabla 6.5, desde el punto de vista de la disipación de energía, las dispersiones también son significativas en muchos casos.

-	Rotació	n (rad)	Moment	0 (kNm)	-
Ensayos	Máximo	Mínimo	Máximo	Mínimo	Energía (kNm)
1 – Real	17	-25	199	-187	10
1 – Sim.	21	-10	160	-152	7
1 – Err. (%)	19	62	-20	18	-27
2 – Real	6	-30	156	-190	4
2 – Sim.	6	-20	141	-166	3
2 – Err. (%)	15	32	-10	13	-28
3 – Real	8	-13	124	-175	3
3 – Sim.	7	-11	117	-147	2
3 – Err. (%)	-7	15	-6	16	-18
4 – Real	11	-12	155	-169	7
4 – Sim.	13	-12	155	-149	9
4 – Err. (%)	14	-1	0	12	40
5 – Real	11	-27	149	-205	6
5 – Sim.	10	-17	148	-161	4
5 – Err. (%)	-13	36	0	22	-28

Tabla 6.5: Comparaciones relativas a la conexión 1A

6.5.2 Estructura con conexiones FREEDAM

Para la estructura con conexiones FREEDAM, se desarrolló un modelo 2D no lineal del edificio con el software OpenSees [14] (Figura 6.26) con un doble propósito: 1) Poder realizar predicciones ciegas de la respuesta sísmica del edificio mediante el modelo FE; 2) Comprobar la configuración del ensayo y el equipo de carga mediante la predicción de las cargas a aplicar y la verificación de su compatibilidad con las capacidades del sistema de actuación mediante la simulación con EF.

La estrategia adoptada para el modelado de EF se ha basado en el uso de un enfoque mixto de plasticidad concentrada y distribuida. En particular, las vigas y los pilares se han modelado con elementos inelásticos controlados por fuerzas (elemento forceBeamColumn en OpenSees) para tener en cuenta las no linealidades geométricas y materiales con un enfoque de plasticidad extendida. Cada elemento se ha caracterizado por cinco secciones de integración subdivididas en al menos 120 fibras. Esto asegura una buena precisión para la evaluación de curvaturas y acciones internas a partir del conocimiento de las propiedades del material. Se han ubicado masas agrupadas 65 mm por debajo del centro de los vanos para modelar los puntos de aplicación de las fuerzas de inercia por parte de los actuadores en la configuración del ensayo.

Se ha utilizado un modelo de conexión muy refinado para las conexiones. El modelo incluye una rótula ubicada al nivel del ala superior de la viga donde se encuentra el casquillo en T que fija el centro de rotación. Por tanto, el modelo es coherente con la ubicación física del centro de rotación. Además, se coloca un elemento de longitud cero dotado de una relación fuerzadesplazamiento inelástica de traslación en la línea central del amortiguador de fricción (Figura 6.27).


Figura 6.26 – Modelo FE de la estructura



Figura 6.27 – Modelo FE de la conexión viga-pilar (modelo refinado)

En particular, la relación fuerza-desplazamiento del muelle de traslación se ha proporcionado utilizando el elemento histerético de material uniaxial cuyos parámetros de entrada se muestran en la Figura 6.28; estos parámetros incluyen las coordenadas de seis puntos para modelar el comportamiento no lineal de la conexión. Además, es posible modelar también una rigidez de

descarga con una degradación dependiente de la ductilidad de acuerdo con un factor dado por $\mu^{-\beta}$.



Displacement

Figura 6.28 – Material uniaxial hysterético: parámetros

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

Tabla 6.6: Material uniaxial histerético: parámetros

Para el caso analizado, se ha adoptado la relación fuerza-desplazamiento simétrica trilineal, asumiendo una fuerza de plastificación igual a la fuerza de deslizamiento de los dispositivos de fricción ($F_{cf,Sd} = 234 \text{ kN}$), y un endurecimiento post-elástico despreciable. En aras de la claridad, las coordenadas de los puntos se informan en la Tabla 6.6, mientras que el factor β se fija en 0. Se han empleado elementos rígidos, como se muestra en la Figura 6.27, para conectar las diferentes partes del modelo.

Se han aplicado aceleraciones en la base de la estructura para asignar el movimiento del suelo de entrada. Los time-histories adoptados se caracterizan por un intervalo de tiempo igual a 0,01 s. La ecuación de movimiento se ha resuelto utilizando el algoritmo de Newmark estableciendo un valor de amortiguación igual al 1% en todos los ensayos, con un enfoque de Rayleigh como ya se hizo durante los ensayos pseudo-dinámicos.

La aproximación del modelo de la conexión propuesta ha demostrado ser más fiable que el enfoque simple que consiste en concentrar el comportamiento de flexión de la conexión en un resorte rotacional ya que esta solución no es capaz de predecir la activación de los amortiguadores de fricción como ocurre en el ensayo pseudo-dinámico. La aproximación refinada, en cambio, puede explicar el comportamiento mecánico real de las articulaciones.

Los resultados relacionados con la respuesta sísmica general del edificio se presentan en la Tabla 6.7. Las dispersiones en términos de desplazamientos máximos del piso son inferiores al 25%. Además, como se muestra en la Figura 6.29, el time-history de los desplazamientos está en fase, lo que confirma un modelado más preciso.

Ensayo	Fuerzas en actuadores (kN)		Máximos desplazamientos de piso (mm)		
	(L-1)	(L-2)	(L-1)	(L-2)	
1 – PsD	1 – PsD 339 32		73	104	
1 - Sim. 2 250		232	58	119	
1 - Err. (%)	- Err. (%) -26		-21	14	
2 - PsD	282	257	79	112	
2 - Sim. 2	237	223	59	133	
2 - Err. (%)	-16	-13	-25	18	
3 - PsD	220	222	41	75	
3 - Sim. 2	228	215	36	92	
3 - Err. (%)	4	-3	-12	22	
4 - PsD	390	255	56	89	
4 - Sim. 2	240	214	43	103	
4 - Err. (%)	-38	-16	-23	15	
5 - PsD	340	270	72	112	
5 - Sim. 2	266	242	58	126	
5 - Err. (%)	-22	-10	-20	12	

Tabla 6.7: Comparación experimental versus numérica de las fuerzas en los actuadores y losdesplazamientos de piso



Figura 6.29 – Desplazamientos de piso: Ensayo 1 (izquierda) y Ensayo 3 (derecha)

Por otra parte, en la Figura 6.30 se muestra la predicción precisa del cortante basal.





En la Tabla 6.8 se presenta la comparación entre resultados experimentales y simulaciones numéricas de los momentos flectores y las rotaciones experimentadas para la conexión 1A. Las dispersiones máximas en términos de momentos flectores varían entre -14 y + 28%. El principal beneficio que proporciona el uso de esta aproximación de modelado de uniones es que el modelo detecta la activación real de los amortiguadores de fricción (Figura 6.31).

Ensayo	Rotación (rad)	Moment	io (kNm)	Enorgía (INm)	
		Negativo	Positivo	Ellergia (KIVIII)	
2 - PsD	2 - PsD 17.03 1		90.98	4.14	
2 - Sim. 2	10.52	103.50 103.93		2.15	
2 - Err. (%)	-38	-13	14	-48	
3 - PsD	3 - PsD 3.74		74.11	0.34	
3 - Sim. 2	0.65	85.63	103.53	0.07	
3 - Err. (%)	-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 - Err. (%)	4 - Err. (%) -45		13	-90	
5 - PsD	12.58	113.82	81.36	5.69	
5 - Sim. 2	7.42	103.80	103.74	1.98	
5 - Err. (%)	-41	-9	28	-65	

Tabla 6.8: Comparación experimental versus numérica de la conexión 1A (PsD ensayo vs Sim. 2)



Figura 6.31 – Curvas histeréticas (conexión 1A): Ensayo 2 (izquierda) y Ensayo 5 (derecha)

Sin embargo, independientemente de la aproximación de modelado conjunto adoptada, las dispersiones entre los resultados experimentales y numéricos no son despreciables, lo que demuestra las dificultades para predecir la respuesta sísmica no lineal de las estructuras debido a muchas fuentes de incertidumbre. En particular, en el caso examinado, seguramente una influencia importante se debe a la variabilidad aleatoria del coeficiente de fricción de los amortiguadores y al control de la precarga real de los tornillos, afectando ambos a la resistencia al deslizamiento de los amortiguadores de fricción y al tiempo correspondiente a su deslizamiento bajo la acción sísmica.

Finalmente, es importante subrayar que después de toda la secuencia sísmica, las uniones vigapilar prácticamente no presentaron daños, lo que confirma el comportamiento ya exhibido por subconjuntos de uniones viga-pilar durante ensayos experimentales bajo condiciones de carga cíclica [9]. Pueden denominarse conexiones poco dañadas porque solo se produjo una leve plastificación en el vástago del casquillo en T atornillado cerca del centro de rotación. De manera similar, se produjo una leve plastificación en los ángulos que conectan el amortiguador de fricción con el ala del pilar [9]. Por el contrario, el mismo edificio equipado con conexión con placa frontal extendida con RBS sometida a la misma secuencia sísmica exhibió [5], al final de la secuencia sísmica, el fallo de la conexión debido a la fractura de las alas de la viga en la zona de sección reducida de la viga y, para algunas uniones, debido a la fractura de las soldaduras que conectan la viga a la placa frontal.

6.6 COMPARACIÓN DE RENDIMIENTOS SÍSMICOS

En la Tabla 6.9 se presentan los desplazamientos de piso y el cortante basal monitoreados en cada campaña: se puede observar que la estructura equipada con conexiones FREEDAM exhibe siempre cargas de cortante basal menores. Esto se debe a los momentos flectores limitados que la estructura equipada con dispositivos de fricción puede transmitir a las columnas. En cambio, esta tendencia no se puede observar en los desplazamientos máximos del piso.

	-	Desplazamientos (mm)			Cortante basal (kN)		
	-	Tiro		Empuje		Tino	Empuio
		Nivel 1	Nivel 2	Nivel 1	Nivel 2	1110	Empuje
Imperial Valley	RBS	-79	-150	44	88	-751.33	667.09
	FREEDAM	-73	-104	65	103	-536.88	477.20
Spitak	RBS	-17	-34	85	171	-652.47	670.44
	FREEDAM	-53	-84	79	112	-446.98	469.73
Artificial	RBS	-29	-66	40	83	-444.42	555.15
	FREEDAM	-41	-75	38	52	-271.62	346.79
Santa Barbara	RBS	-48	-99	41	85	-585.66	592.36
	FREEDAM	-56	-89	52	70	-388.06	483.42
Coalinga	RBS	-47	-94	62	129	-629.71	612.24
	FREEDAM	-72	-112	61	85	-439.24	459.37

Tabla 6.9: Comparación de los desplazamientos de piso y el cortante basal entre las campañas experimentales

Además, las conexiones FREEDAM hacen que el comportamiento estructural sea elástico entre dos máximos consecutivos del movimiento de entrada: esta es la razón por la que el rango de desplazamiento en la segunda campaña es más reducido. El último fenómeno tiene validez general para todos los ensayos, pero se presenta para los ensayos 1, 2 y 5 en la Figura 6.32. Además, las cifras destacan que los dispositivos de fricción no garantizan el autocentrado de la estructura.

En aras de la simplicidad, se presenta el comportamiento estructural local exhibido por la conexión 1A ya que es la conexión más explotada para la cual no se han presentado problemas técnicos; la comparación se hace refiriéndose a los terremotos de Spitak y Coalinga con PGA igual a 0.8g. Las discusiones para esta conexión y para el movimiento introducido son análogas a todas las demás. En la Figura 6.33 se puede observar que la conexión RBS debe soportar un momento flector mayor y para sostener una demanda de rotación más alta: alrededor de 240 kNm en comparación con 120 kNm, y alrededor de 0,027 rad en comparación con 0,013 rad, respectivamente. Sin embargo, se puede demostrar que las dos conexiones comparadas disipan la misma energía. Esto se debe al óptimo comportamiento de la conexión FREEDAM, permitiendo al mismo tiempo, cargar la estructura a niveles bajos, y hacerla más rígida, sin evitar la posibilidad de disipar una gran cantidad de energía.

Las conclusiones anteriores son válidas para conexiones pertenecientes al primer piso, mientras que las ubicadas en el segundo nivel, no se presentan aquí ya que muestran principalmente un comportamiento elástico.





Figura 6.32 – Comparación entre los desplazamientos del segundo piso y el cortante basal.



Figura 6.33 – Conexión 1A: curvas histeréticas y energía disipada

6.7 REFERENCIAS

- [1] Magonette, G., Pegon, P., Buchet, P., Advanced Testing Techniques at the ELSA-JRC Reaction Wall (1998).
- [2] Molina, F. J., Buchet, Ph., Magonette, G. E., Negro, P., Bidirectional pseudodynamic techinique for testing a three-storey reinforced concrete building (2004) Proc. Of 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Paper N., 75.
- [3] Tsai, K., Weng, Y., Lin S. L., Pseudo-dynamic test of a full-scale CFT/BRB frame (2004)
 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, Paper No. 750.
- [4] CEN (2005) EN 1998-1 Eurocode 8: Design of Structures for Earthquake Resistance. Part 1: General Rules, Seismic Actions and Rules for Buildings, CEN, European Committee for Standardization, 2005.
- [5] CEN (2005) EN 1998-3: Eurocode 8: Design of structures for earthquake resistance Part
 3: Assessment and retrofitting of buildings, CEN, European Committee for Standardization, 2005.
- [6] Di Benedetto, S., Francavilla, A.B., Latour, M., Ferrante Cavallaro, G., Piluso, V., Rizzano, G. Pseudo-dynamic testing of a full-scale two-storey steel building with RBS connections (2020) Engineering Structures, 212.
- [7] CEN [2005]: EN 1993-1-8 Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part 1-8: Design of Joints, CEN, European Committee for Standardization, 2005.
- [8] AISC Steel Design Guide, Murray, T. M., Summer, E. A., Extended End-Plate Moment Connections. Seismic and Wind Applications, 2003.

- [9] Meng, R. L., Design of moment end-plate connections for seismic loading (1996) Ph. D. Thesis, College of Architecture and Urban Studies, The Virginia Polytechnic Institute and State University, USA.
- [10] Francavilla, A.B., Latour, M., Piluso, V., Rizzano, G., Design criteria for beam-to-column connections equipped with friction devices, Journal of Constructional Steel Research, 172 (2020) 106240.
- [11] SeismoSoft (2016). SeismoStruct 2016 A computer program for static and dynamic analysis of framed structures.
- [12] Iannone, F., Latour, M., Piluso, V. and Rizzano, G., Experimental Analysis of Bolted Steel Beam-to-Column Connections: Component Identification (2011) J. Earthq. Eng., vol. 15, no. 2, pp. 214–244.
- [13] Sivaselvan, M. V., Reinhorn, Hysteretic models for deteriorating inelastic structures (2000) J. Eng. Mech., vol. 126, no. June, pp. 633–640.
- [14] Chisari, C., Francavilla, A. B., Latour, M., Piluso, V., Rizzano G., Amadio, C., Critical issues in parameter calibration of cyclic models for steel members (2017) Engineering Structures, vol. 132, pp. 123-138.
- [15] McKenna, F., OpenSees: A Framework for Earthquake Engineering Simulation, Computing in Science and Engineering (2011) 13, 58-66.