

TESIS DOCTORAL

AÑO 2023

**Avances en nuevos sistemas de unión
para fabricación de estructuras de acero
desmontables y reconfigurables**

MANUEL CABALEIRO NUÑEZ

**PROGRAMA DE DOCTORADO EN
TECNOLOGÍAS INDUSTRIALES**

DIRECTORA: Dra. CRISTINA GONZALEZ GAYA

Agradecimientos

A toda mi familia, con especial mención a Begoña y Noelia, por su ayuda y apoyo tanto en los buenos como en los malos momentos.

A mi directora de Tesis Dra. Cristina González Gaya por su ayuda, consejos y la supervisión de esta tesis Doctoral.

A José Carlos Caamaño, Rafael Comesaña, Borja Conde, Belén Riveiro, Carlos Moutinho, Elsa Caetano, Víctor Francisco Rosales-Prieto, Fernando González, Brais Barros y Pedro González por su ayuda y aportaciones.

A todas las personas que no habiéndolas mencionado me han apoyado y ayudado en la realización de esta tesis doctoral.

Agradecer al Ministerio de Ciencia e Innovación de España la financiación recibida a través de la subvención del proyecto TED2021-130497A-I00.

Asimismo, agradecer a la Escuela Técnica Superior de Ingenieros Industriales de la UNED la estancia realizada en el año 2022.

RESUMEN

Las estructuras de acero cuando son desechadas se pueden reciclar, pero esta es una solución que deja una importante huella ecológica, ya que hay un importante gasto de energía y uso de recursos en esta transformación. En el marco de una economía circular (reparar-reutilizar-reciclar), es siempre más ventajoso para la economía y el medio ambiente reutilizar que reciclar. Los sistemas de uniones mediante grapas y bridas, permiten construir estructuras sin necesidad de perforar o soldar los perfiles, como sucede en los sistemas de unión clásicos. Pero aún existen gran cantidad de aspectos en los que es necesario profundizar e investigar, para que este tipo de soluciones puedan ser empleadas más ampliamente y con seguridad en la fabricación de estructuras que sean completamente desmontables, reconfigurables y reutilizables. En esta tesis se realiza un gran avance en la investigación de este tipo de soluciones a través de los siguientes puntos:

1. *Análisis a fatiga de uniones grapadas.* Ejecución de ensayos de fatiga en laboratorio con diferentes tamaños de grapa, para estudiar el comportamiento de las uniones grapadas. Proposición y validación de un modelo analítico que permita calcular y analizar el número de ciclos y el límite de fatiga de las uniones grapadas en función del tamaño de las palancas de sujeción.

2. *Análisis de la rigidez de uniones atornilladas versus uniones grapadas.* Comparación de la diferencia de rigidez entre uniones grapadas y uniones atornilladas en una estructura de laboratorio y análisis de la variación de la rigidez cuando el pórtico se somete a cargas dinámicas externas que llevan los materiales a su límite elástico. Para realizar esta comparación se utilizó una metodología novedosa, basada en el análisis de las frecuencias naturales de la estructura a partir de la combinación de acelerómetros con una mesa sísmica. Para ello se realizaron varios ensayos sobre un pórtico ensamblado con uniones grapadas y el mismo ensamblado con uniones atornilladas.

3. *Análisis de la longitud efectiva en vigas de sección I en conexiones con grapas.* Estudio del comportamiento de las vigas en uniones grapadas, en relación con la longitud efectiva de trabajo de la viga, mediante el empleo de un modelo de simulación FEM basado en la metodología T-Stub y posteriormente

análisis mediante ensayos realizados en laboratorio. También se ha verificado si el uso del ángulo fijo de distribución de esfuerzos, propuesto para uniones atornilladas, es adecuado para el cálculo de la longitud mínima de viga requerida para el proceso de fabricación de este tipo de estructuras con uniones grapadas.

4. Análisis del comportamiento a flexión de uniones embridadas a 90° para tubos cuadrados. Estudio del comportamiento mecánico de un nuevo sistema de conexión a 90°, basado en bridas para tubos cuadrados, utilizando un procedimiento de análisis numérico 3D FEM, previamente validado con varias pruebas de laboratorio. La distancia entre tornillos, una de las variables más importantes que afectan la respuesta mecánica de este tipo de unión, fue parametrizada y analizada en el modelo numérico propuesto.

5. Desarrollo y análisis de nuevos sistemas para mantenimiento en estructuras históricas de acero mediante uniones grapadas. Las estructuras históricas de acero son generalmente estructuras patrimoniales que hay que preservar y no se pueden o deben realizar operaciones sobre ellas invasivas como son la soldadura o taladrado. En esta tesis se propone desarrollar, simular y ensayar un novedoso sistema de amarre desmontable no invasivo mediante grapas, para el montaje de pasarelas para inspección de salud estructural y mantenimiento de estructuras de acero históricas, sin necesidad de andamiaje adicional para su instalación. Además, se propone una metodología y sistemas que mediante la combinación de uniones grapadas con técnicas LIDAR permita la fácil y correcta instalación de sistemas desmontables en estructuras históricas.

ABSTRACT

Steel structures can be recycled once discarded, but this solution entails a significant ecological footprint due to the high energy consumption and resources involved in this transformation. In fact, within the framework of a circular economy (repair-reuse-recycle), reusing is always more advantageous for the economy and the environment than recycling. Clamped joint systems allow the construction of structures without drilling or welding structural profiles, as traditional joint systems require. However, further research is still needed to allow these solutions' widespread and safe use in manufacturing fully removable, reconfigurable, and reusable structures. This thesis represents a significant advance in the research of this type of solution through the following points:

1 Fatigue analysis of clamped joints. Execution of laboratory fatigue tests using different sizes of clamps so the behavior of clamped joints could be studied, and proposition and validation of an analytical model that allows the calculation and analysis of the number of cycles and the fatigue limit of clamped joints based on the size of the clamp levers.

2. Analysis of the stiffness of bolted joints versus clamped joints. Comparison of the difference in stiffness between clamped and bolted joints in a laboratory structure and analysis of the consistency of the stiffness variation when the frame is subjected to external dynamic loads that can cause the materials to reach their yield strength. To perform this comparison, a novel methodology was used based on the analysis of the natural frequencies of the structure through the combination of accelerometers and a shake table. To this aim, several tests were carried out on a frame made by clamped joints and on the same frame made by bolted joints.

3. Analysis of the effective length in I-section beams in clamped joints. Research of the behavior of clamped joint beams concerning their effective working length using a FEM simulation model based on the T-Stub methodology and subsequent analysis through tests carried out in the laboratory. Additionally, the adequacy of the fixed stress distribution angle, initially proposed for bolted joints, was evaluated to calculate the minimum beam length required for the manufacturing process of these clamped joint structures.

4. *Analysis of the mechanical behavior of 90° clamped joints for square profiles.* Study the mechanical behavior of a new 90° connection system based on clamps for square profiles using a 3D FEM numerical analysis method, previously validated with several laboratory tests. The distance between bolts, one of the most important variables that affect the mechanical response of this type of joint, was parameterized and analyzed in the proposed numerical model.

5. *Development and analysis of new systems for maintaining historical steel structures through clamped joints.* Historical steel structures are usually heritage structures that must be preserved and where invasive operations, such as welding or drilling, cannot or should not be performed. This thesis proposes, develops, simulates, and tests a novel non-invasive removable connecting system, based on clamps, to assemble walkways for structural health inspection and maintenance of historical steel structures. These systems do not require any additional scaffolding during their installation. In addition, a methodology and workflows are proposed to allow the easy and proper installation of removable systems in historical structures by combining clamped joints with LIDAR techniques.

INDICE GENERAL

LISTA DE FIGURAS	15
LISTA DE TABLAS	35
LISTA DE SÍMBOLOS Y ACRÓNIMOS	39
CAPÍTULO 1. ESTRUCTURAS DE ACERO DESMONTABLES Y RECONFIGURABLES. REVISIÓN DEL ESTADO ACTUAL DEL ARTE Y PROPUESTAS DE INVESTIGACIÓN.	45
1.1 Introducción general.....	46
1.2 La transición ecológica y la sostenibilidad aplicadas en estructuras de acero.	47
1.2.1 La economía circular según las políticas, nacionales, europeas y mundiales.	48
1.2.2 La economía circular aplicada a las estructuras de acero.	52
1.2.3 Diseño para deconstrucción (DfD).....	53
1.2.4 Las plantas industriales y sus estructuras de acero.....	54
1.3 Los sistemas de unión empleados hasta la actualidad y no desmontables o no reconfigurables.....	57
1.3.1 Uniones roblonadas y las estructuras históricas de acero.	57
1.3.2 Uniones soldadas	60
1.3.3 Uniones atornilladas	61
1.3.4 Uniones mediante perno ciego para estructuras de tubo cuadrado.....	62
1.3.5 Unión a través de perfiles perforados en continuo.....	63
1.3.6 Uniones atornilladas con escuadras desmontables.....	63
1.4 Sistemas de unión desmontables y reconfigurables.	64
1.4.1 Uniones rápidas para tubos redondos	64
1.4.2 Uniones de perfiles en I a tubos cuadrados mediante conexión de collar	66
1.4.3 Uniones desmontables y reconfigurables mediante perfilera ranurada de aluminio.	67
1.5 Sistemas de unión para estructuras de acero mediante grapas.....	68

1.5.1 Tipos de grapas para uniones grapadas.....	70
1.5.2 Tipo de uniones con grapas.....	72
1.5.3 Comportamiento de las grapas a cargas axiales.	80
1.6 Sistemas de unión para tubos cuadrados mediante bridas.....	84
1.6.1 Tipo de uniones con bridas para tubos cuadrados	84
1.7 Nuevas líneas de investigación necesarias sobre uniones grapadas o embridadas.....	90
CAPÍTULO 2. ANÁLISIS A FATIGA DE UNIONES GRAPADAS	91
2.1 Antecedentes de la fatiga en uniones grapadas.....	92
2.2 Método analítico propuesto para cálculo a fatiga de uniones grapadas. 94	
2.2.1 Introducción a la fatiga.....	94
2.2.2 Cálculo del valor teórico del límite de fatiga del tornillo	100
2.2.3 Cálculo de la carga experimentada por el tornillo en la grapa. .	101
2.2.4 Cálculo de la tensión alterna máxima admisible en el tornillo... 102	
2.2.5 Cálculo de la vida útil del tornillo de la grapa.....	104
2.3 Ensayos a fatiga en laboratorio	105
2.4 Análisis a fatiga con el modelo analítico.....	111
2.5 Resultados y discusión del comportamiento a fatiga.....	112
2.5.1 Resultados de los ensayos a fatiga en laboratorio	112
2.5.2 Resultados de los análisis a fatiga con el modelo analítico	118
2.5.3 Comparación de resultados de obtenidos con modelos analíticos y con de pruebas de laboratorio	125
2.6 Conclusiones del comportamiento a fatiga de las uniones grapadas	128
CAPÍTULO 3. ANÁLISIS DE LA RIGIDEZ DE UNIONES ATORNILLADAS VERSUS UNIONES GRAPADAS.....	131
3.1 Antecedentes de la rigidez en uniones y su medición	132
3.2. Metodología propuesta para medición de la rigidez	135
3.3.1 Definición de rigidez y amortiguamiento en movimientos oscilatorios.....	135
3.3.2 Metodología propuesta para el análisis de la rigidez de uniones en estructuras	141
3.3 Ensayos experimentales y simulaciones de las uniones en el pórtico ...	147

3.3.1 Pórtico ensayado y simulado.....	147
3.3.2 Simulaciones numéricas realizadas del pórtico	150
3.3.3 Ensayos de laboratorio en mesa sísmica	151
3.4 Resultados de las simulaciones y los ensayos de las uniones en el pórtico	156
3.4.1 Resultados del modelo FEM.....	156
3.4.3 Resultados de las pruebas de laboratorio	161
3.5 Conclusiones sobre el análisis de la rigidez de uniones atornilladas versus uniones grapadas.....	169

CAPÍTULO 4. ANÁLISIS DE LA LONGITUD EFECTIVA EN VIGAS DE SECCIÓN I EN UNIONES CON GRAPAS..... 171

4.1 Antecedentes sobre la longitud efectiva de perfiles en fabricación de estructuras.....	172
4.2. Metodología utilizada para el análisis de la longitud efectiva de trabajo	174
4.3 Simulaciones realizadas para el análisis de la longitud eficaz	177
4.4 Resultados de la simulación para cálculo longitud eficaz.....	178
4.5 Ensayos experimentales para hallar la longitud eficaz.....	185
4.6 Materiales utilizados en los ensayos de laboratorio en el cálculo de la longitud eficaz	187
4.7 Resultados y discusión de los ensayos experimentales de longitud eficaz.....	190
4.8 Conclusiones sobre el análisis de la longitud efectiva en vigas de sección I en uniones con grapas	195

CAPÍTULO 5. COMPORTAMIENTO A FLEXIÓN DE UNIONES EMBRIDADAS A 90° PARA TUBOS CUADRADOS O RECTANGULARES 197

5.1 Antecedentes de uniones para tubos	198
5.2 Sistema de conexión propuesto para unión a 90°	200
5.3 Modelo numérico para análisis de unión embridada a 90° de tubos cuadrados.....	206
5.4 Ensayos de laboratorio de unión embridada a 90° de tubos cuadrados.	212
5.5 Resultados de los ensayos y simulaciones de la unión embridada a 90° de tubos cuadrados.....	222

5.6 Análisis de la deformación de la unión embridada a 90° de tubos cuadrados.....	231
5.6.1 Modo 1 (zona elástica con contacto completo).....	235
5.6.2 Modo 2 (zona elástica con contacto parcial).....	236
5.6.3 Modo 3 (zona plástica parcial)	238
5.6.4 Modo 4 (zona plástica total)	240
5.7 Simulación FEM para diferentes valores de la distancia entre tornillos de la unión embridada a 90° de tubos cuadrados	242
5.8 Conclusiones del comportamiento a flexión de uniones embridadas a 90° para tubos cuadrados o rectangulares	248

CAPÍTULO 6. NUEVOS SISTEMAS DE AMARRE DESMONTABLES NO INVASIVOS PARA MANTENIMIENTO EN ESTRUCTURAS HISTÓRICAS DE ACERO

6.1 Antecedentes estructuras históricas de acero.....	251
6.2 Sistema de amarre y accesibilidad propuesto	256
6.2.1 Descripción del sistema propuesto.....	257
6.2.2 Descripción del proceso de montaje de la pasarela	259
6.2.3 Cargas a soportar por la pasarela	262
6.3 Ensayo de laboratorio del modelo propuesto de pasarela	263
6.3.1 Sistema de anclaje ensayado en laboratorio	264
6.3.2 Ensayos realizados y resultados del sistema de anclaje	272
6.3.3 Montaje de la plataforma en laboratorio	270
6.4 Simulación FEM del sistema de soporte de la pasarela	271
6.4.1 Combinaciones simuladas.....	271
6.4.2 Modelo FEM empleado.....	272
6.4.3 Resultado de las simulaciones y discusión.....	275
6.5 Metodología para montaje de la pasarela en estructuras de acero históricas a partir de datos LIDAR.....	281
6.5.1 Escaneo de la construcción.....	281
6.5.2 Proceso y análisis de la nube de puntos.	281
6.5.3 Modelado 3D de la construcción y verificación previa.	282
6.5.4 Instalación de pasarelas para inspección y mantenimiento de salud estructural.	282

6.6 Casos de estudio de aplicación de nuevos sistemas de amarre desmontables no invasivos para mantenimiento en estructuras históricas de acero	283
6.6.1 Puente del río Gadanha.	283
6.6.2 Puente de A Fillaboa.	290
6.7 Conclusiones sobre los nuevos sistemas de amarre para mantenimiento en estructuras históricas de acero.....	299
CAPÍTULO 7. CONCLUSIONES FINALES Y FUTUROS TRABAJOS.....	301
7.1 Conclusiones generales de la tesis	301
7.2 Futuros trabajos	304
REFERENCIAS.....	307

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 Esquema de la economía circular	47
Figura 1.2 Ejemplo de estructuras soporte de transportadores aéreos. a) Lay-out de transportador aéreo en planta industrial de automóvil. b) Modelo 3D de estructura soporte para lay-out de transportador aéreo	54
Figura 1.3 Acortamiento de plazos con sistemas reconfigurables.....	56
Figura 1.4 Esquema del proceso de roblonado	58
Figura 1.5 a) Estación de tren de Santiago de Compostela (España). b) Detalle del pilar roblonado de la estación de tren de Santiago. c) Detalle del interior de la estación de tren de Santiago. d) Puente ferroviario Internacional de Tui-Valença. e) Vista interior del Puente internacional de Tui-Valença. f) Detalle del lateral exterior del puente Internacional de Tui-Valença. g) Puente Nuevo de Ourense para paso de vehículos. h) Vista inferior del puente Nuevo de Ourense. j) Vista superior del puente Nuevo de Ourense.....	59
Figura 1.6 a) Puente de acero de Pontedeume con alto grado de corrosión. b) Vista interior del puente. c) Corrosión en las uniones de cordones inferiores y diagonales. d) Corrosión en pilar. e) Corrosión en el cruzamiento de dos diagonales.....	60
Figura 1.7 a) Unión atornillada. b) Unión soldada.	61
Figura 1.8 a) Ejemplo preparación para unión con perno ciego. b) Ejemplo de perno ciego y su funcionamiento.....	62
Figura 1.9 a) Unión de viga a pilar perforado en continuo. b) Modelo 3D de estructura completa realizada con este sistema estructural. c) Foto de edificio construido con este sistema estructural.	63
Figura 1.10 Ejemplo de uniones con escuadras desmontables.	64
Figura 1.11 a) Montaje de una estructura de andamios. b) Scaffolding couplers. c) Disk-lock y cuplok.....	65

Figura 1.12. Ejemplo de unión de dos vigas a un pilar mediante collar de conexión	66
Figura 1.13 Sistema de unión para perfilera de aluminio. a) Ejemplo de unión a 90°. b) Ejemplo de estructura portante en instalación industrial. c) Funcionamiento de la unión mediante tuercas en T. d) Ejemplo de perfiles de aluminio ranurados.	68
Figura 1.14 Ejemplos de sistemas de unión realizados con grapas. a) Unión transversal de vigas pasantes. b) Unión para vigas metálicas de perfil I enrasadas por la parte superior . c) Sistema de base desmontable para pilares de perfil H. d) Unión a 90° de extremo de pilar a viga.	69
Figura 1.15 a) Croquis de las grapas planas. b) Croquis de la grapa pivotante.	71
Figura. 1.16 Esquema del mecanismo de palanca de la abrazadera.	71
Figura 1.17 Ejemplos de sistemas de unión realizados con grapas. a) Unión lateral de soporte y viga. b) Unión del extremo de las vigas a 90 °. c) Base removible Sistema para soportes de perfil tipo I. d) Unión transversal entre bridas de los perfiles. e) Unión entre viga y viga-alma.....	72
Figura 1.18 Unión transversal de vigas pasantes mediante el uso de grapas y una placa intermedia	73
Figura 1.19 Unión a 90 ° de extremo de viga a pilar.	74
Figura 1.20 Unión lateral a 90° grados de viga transversal a alas del pilar..	75
Figura 1.21 Unión para vigas metálicas de perfil I enrasadas por la parte superior	76
Figura 1.22 Unión desmontable y regulable en ángulo entre perfil tubular cuadrado y perfil H.	77
Figura 1.23 Sistema de base desmontable para pilares de perfil H.	78
Figura 1.24 Unión a 90° de extremo de viga a pilar para absorción de efectos sísmicos.	79
Figura 1.25 Modelo T-Stub del Eurocódigo.....	80

Figura 1.26 Modos de flexión de la unión grapada.....	81
Figura 1.27 Esquema de los modos de trabajo a deformación	83
Figura 1.28 Distintas soluciones para uniones entre perfiles de sección cuadrada. a) Unión transversal entre vigas. b) Unión de cabeza a 90°. c) Unión lateral de vigas de sección cuadrada en cualquier ángulo. d) Sistema de base desmontable para pilares.....	85
Figura 1.29 Unión transversal de 90° a 45° de tubos cuadrados pasantes..	86
Figura 1.30 Unión a 90° de extremo de viga a pilar para perfiles cuadrados o rectangulares.....	87
Figura 1.31 Sistema de base desmontable para pilares de tubos de sección cuadrada o rectangular.	88
Figura 1.32 Unión desmontable y regulable en ángulo entre perfil tubular cuadrado y perfil H.	89
Figura 2.1 Ejemplo de rotura por fatiga de tornillos. a) Rotura en la cabeza del tornillo. b) Rotura en la zona próxima a la tuerca.....	92
Figura 2.2 Gráfica de diferentes tipos de esfuerzos alternos. a) Esfuerzo totalmente alternante. b) Esfuerzo repetido. c) Esfuerzo fluctuante	94
Figura 2.3 Esquema de fuerzas que intervienen en una unión mediante tornillo precargado	95
Figura 2.4 Tabla de factores de concentración de esfuerzos a la fatiga de tornillos	97
Figura 2.5 Esquema de las deformaciones y reparto de cargas entre las piezas a unir y el tornillo precargado.....	97
Figura 2.6 Diagrama S-N trazado a partir de los resultados de pruebas de fatiga axial con inversión completa	98
Figura 2.7 Gráfica log-log de curvas compuestas S-N para aceros forjados de $S_{ut} < 200$ ksi	99
Figura 2.8 Líneas de falla para fatiga en función de los esfuerzos alternos.	100

Figure 2.9. Diagrama de funcionamiento de la grapa (efecto palanca).	102
Figura 2.10 Gráfica de la relación entre la tensión media σ_m soportada por el tornillo y la tensión alterna máxima admisible σ_a . En este gráfico, S_{ut} es la resistencia última a la tracción y S_e es la tensión para la vida ilimitada del material (10^6 ciclos en este caso) y S_y el límite elástico del material.....	103
Figure 2.11 Diagrama S-N, donde S_{ut_3} (valor de tensión límite de fatiga del material para 10^3 ciclos) y S_e son las tensiones alternas máximas calculadas.	104
Figura 2.12 a) Imagen de la máquina universal hidráulica de fatiga axial “walter+bai ag” serie LFV. b) Software de control del equipo.....	106
Figura 2.13 Modelo del ensayo a realizar en laboratorio compuesto por una probeta en forma de T amarrada con dos grapas	107
Figura 2.14 Especímenes en forma de T a partir de un perfil I laminado IPE220	107
Figura 2.15 Imagen de los cuatro valores diferentes de palanca delantera de grapa empleados en los ensayos: 19, 29, 39 y 44 mm.	108
Figura 2.16 Diferentes tamaños de grapas montados en el ensayo.	108
Figura 2.17 Detalle del montaje de la probeta en forma de T mediante dos abrazaderas a una placa fija anclada rígidamente al banco de la mesa de la prensa	109
Figura 2.18 Planos de la junta ensayada con dimensiones generales (mm).	110
Figura 2.19 Cálculo por simulación del coeficiente C de rigidez de la unión: resultados obtenidos con la simulación y obtención del (C) coeficiente de rigidez.....	112
Figura 2.20. Resultado del número de ciclos de vida alcanzados en laboratorio en función de la palanca de sujeción delantera (a) y en función de la carga (L) aplicada a la unión. El ensayo de fatiga se detiene siempre que el número de ciclos de carga alcance un valor de 10^6 sin que se rompa la probeta.	113

- Figura 2.21** Fallas del tornillo. (a) Falla de un tornillo en la ubicación de la tuerca. (b) Falla de ambos tornillos en la ubicación de la tuerca. (c) Falla de un tornillo en la ubicación de la cabeza. (c) Apariencia de la superficie de fractura. 114
- Figura 2.22** Superficie de fractura de los tornillos. (a) Múltiples zonas de iniciación y marcas de trinquete debido a la convergencia de la superficie de la grieta. (b) Superficie relativamente lisa de crecimiento estable de grietas. (c) Superficie de fractura rugosa. (d) Labio de corte. 115
- Figura 2.23** Topografía de la superficie de fractura obtenida por un microscopio interferométrico.. 116
- Figura 2.24** Superficie de fractura producida por diferentes longitudes de abrazadera a cargas altas, medias y bajas. a) Palancas de (a/b) 19/17 mm. b) Palancas de (a/b) 29/17 mm. c) Palancas de (a/b) 39/17 mm. d) Palancas de (a/b) 44/17 mm. 117
- Figura 2.25.** Grietas generadas en raíces de roscas consecutivas en configuraciones de abrazaderas más largas y condiciones de baja carga... 118
- Figura 2.26.** a) Carga límite a fatiga por la mordaza ($b = 17$ mm) determinada por la expresión analítica propuesta en función de la palanca delantera (a) de la mordaza y en función del número de ciclos de vida. b) Relación entre el aumento del valor de la palanca delantera (a) con respecto a la palanca delantera más corta ($a = 19$ mm). 120
- Figura. 2.27** a) Carga límite a fatiga por la mordaza ($a = 19$ mm) determinada por la expresión analítica propuesta en función de la palanca trasera (b) de la mordaza y en función del número de ciclos de vida. b) Relación entre el aumento del valor de la palanca trasera (b) con respecto a la palanca trasera más corta ($b = 17$). 121
- Figura 2.28** Variación del límite de fatiga de la unión de abrazadera para distintas palancas traseras según el tamaño de la palanca delantera y en función del número de ciclos de vida. a) Palanca delantera de 19 mm. b) Palanca delantera de 29 mm. c) Palanca delantera de 39 mm. d) Palanca delantera de 49 mm. 123

- Figura 2.29** a) Comparación entre los resultados obtenidos con el modelo analítico y los resultados de las pruebas experimentales. b) Diagrama de caja del coeficiente de seguridad entre los valores teóricos según el modelo analítico y los valores según el ensayo. 125
- Figura 2.30** Gráfico de carga estática máxima, límite de fatiga teórica y límite de fatiga de ensayo para las diferentes abrazaderas ensayadas. 127
- Figura 3.1** Diagrama de fuerzas del funcionamiento de una unión grapada en función de las palancas de trabajo. 132
- Figura 3.2** Ejemplo de rotación de una unión con ángulo relativo inicial (β) de 90° entre los perfiles para unión rígida y semirrígida. 133
- Figura 3.3** Esquema de movimiento oscilatorio de una masa m colgada de un muelle con una constante de rigidez k y sometida a una carga armónica de valor $P \sin \omega t$ 136
- Figura 3.4** Esquema de amortiguamiento de un movimiento oscilatorio según el valor de ξ 138
- Figura 3.5** Gráfica de movimiento oscilatorio subamortiguado. 139
- Figura 3.6** Gráfica de desplazamiento según la amplitud de la respuesta dinámica (x_m/ξ_m) a la carga harmónica (ω/P) según el amortiguamiento (c/c_c). 140
- Figura 3.7** Diagrama de la metodología empleada para el análisis de la rigidez de uniones atornilladas versus uniones grapadas mediante el empleo de mesa sísmica y acelerómetros. 142
- Figura 3.8** a) Respuesta del pórtico en el dominio de tiempo para el eje X de mayor inercia de los pilares del pórtico. b) Respuesta del pórtico en el dominio de tiempo para el eje Y de menor inercia de los pilares del pórtico. c) Respuesta del pórtico en el dominio de frecuencia para el eje X de mayor inercia de los pilares del pórtico. d) Respuesta del pórtico en el dominio de frecuencia para el eje Y de menor inercia de los pilares del pórtico. 144
- Figura 3.9** Esquema de funcionamiento de la función pwelch la cual divide la señal temporal de partida en tramos y realiza la transformada de Fourier de cada

tramo, pero con una zona de “overlap”.	145
Figura 3.10 Pórtico ensayado en laboratorio. a) Modelo 3D del pórtico ensayado. b) Estructura del pórtico ensayado sin las losas de hormigón montadas.	147
Figura 3.11 Planta y alzado acotado del prototipo ensayado en laboratorio.	148
Figura 3.12 Modelo del pórtico ensayado en laboratorio. a) Detalle unión grapada. b) Detalle unión atornillada. c) Detalle de base de los pilares del pórtico ensayado en laboratorio.	149
Figura 3.13 Pesado y montaje de la losa en el pórtico a ensayar en la mesa sísmica de laboratorio.	150
Figura 3.14 Modelo de la estructura del pórtico mallado con elementos tetraédricos de 10mm y elementos hexaédricos de 1 mm en los tornillos para el cálculo estructural mediante ANSYS.	151
Figura 3.15 Imagen de la mesa sísmica del laboratorio ViBest (Universidad de Porto)	152
Figura 3.16 Pantalla del software de control de la mesa sísmica del laboratorio ViBest (Universidad de Porto)	153
Figura 3.17 Dispositivo triaxial de medición de aceleraciones para el control de los acelerómetros instalados en la mesa sísmica.	153
Figura 3.18 a) Pórtico ensayado grapado a la mesa vibratoria. b) Base del pórtico con galga extensiométrica. c) Unión grapada con galgas extensiométrico y acelerómetro instalado	154
Figura 3.19 a) Vista posterior de unión grapada con cuatro grapas por nudo. b) Vista frontal de unión grapada con cuatro grapas por nudo. c) Vista posterior de unión atornillada con dos tornillos por nudo. b) Vista frontal de unión atornillada con dos tornillos por nudo.	155
Figure 3.20 Modos de vibración del pórtico mas importantes	158
Figura 3.21 Áreas de tensión máxima para valores de desplazamiento en la parte superior del pórtico de $A_p = 12, 14, 16$ mm, y límite elástico del material excedido en la parte inferior de la columna del pórtico cuando $A_p=20$ mm.	160

Figura 3.22 Distribución de tensiones en los tornillos de la unión atornillada según la simulación para un valor de desplazamiento A_p en la parte superior del pórtico.	161
Figura 3.23 Espectro medio de la respuesta del pórtico en el dominio de la frecuencia para uniones atornilladas.	162
Figura 3.24 Variación de las frecuencias naturales del pórtico tras ser sometido a diferentes amplitudes de oscilación en la parte superior del pórtico.	163
Figura 3.25 Variación del factor de amplificación según la amplitud de oscilación de la mesa.	164
Figura 3.26 Variaciones en la frecuencia de las oscilaciones libres ocurridas después de someter el pórtico al movimiento sinusoidal forzado y durante las oscilaciones libres de la estructura.	165
Figura 3.27 Comparación (pórtico atornillado versus pórtico grapado) de la variación de la frecuencia-amplitud del pórtico en el período de caída libre después de someter el pórtico a la máxima oscilación.	166
Figura 3.28 Valor del factor de amortiguamiento ξ en función de la amplitud del período de caída libre del pórtico en el caso de uniones atornilladas.	168
Figura 3.29 Gráficos de la variación del pórtico frecuencia-amplitud en período de decaimiento libre con uniones empotradas para cada uno de los ensayos según la amplitud máxima a la que osciló la mesa.	169
Figura 4.1 Ejemplo de longitud mínima de perfil necesaria para realizar una unión con grapas a 90°	173
Figura 4.2 Esquema del modelo propuesto para el análisis de la longitud eficaz mediante simulación de la unión basado en la metodología T-Stub	175
Figura 4.3 a) Vista en perfil del modelo de T-Stub para uniones grapadas donde indican las medidas del perfil, así como los valores máximos y mínimos de empleados de V . b) Esquema 3D de la T-Stub con la posición del área central de trabajo máximo AT y las diferentes posiciones de la superficie de contacto de la grapa (Ac) donde se aplica la fuerza F_{i-v} de la grapa empleada para el análisis	

de la longitud eficaz de la unión grapada	176
Figura 4.4 Gráfico del incremento de la deformación máxima (d) para cada uno de los diferentes valores de V cuando se reduce la longitud L_i del T-Stub. a) Para un (σ_{wi}) correspondiente al 75% del límite elástico. b) Para un (σ_{wi}) correspondiente al 85% del límite de elástico	179
Figura 4.5 Distribución de tensiones (von Mises) en un casquillo en T de $L_i = 400$ para diferentes valores de V de 30, 50, 70, 90 para el mismo valor de tensión de trabajo (σ_{wi}) correspondiente al 90% de σ_e	181
Figura 4.6 Resultados de la longitud mínima requerida (L_{imin}) de perfil para cada caso de distancia de apoyo V en función de los diferentes valores del esfuerzo nominal de trabajo (σ_{wi}) del esfuerzo correspondiente del % del límite elástico del material ($\% \sigma_e$).	182
Figura 4.7 Esquema de ala y alma de perfil en el que se representa la aproximación en el ala del perfil de la distribución de tensiones a 45° para el cálculo de longitud efectiva (L_{imin}).	183
Figure 4.8 Comparación de la longitud de trabajo según distribución de 45° y la longitud mínima necesaria (L_{imin}) de perfil para cada caso de distancia de apoyo V en función de diferentes valores de los esfuerzos nominales de trabajo. .	184
Figura 4.9 Montaje del pilar y la viga mediante la unión grapada y metodología utilizada de corte progresivo de ala del pilar.	185
Figura 4.10 Esquema de la metodología propuesta.....	186
Figura 4.11 Tamaños de grapas utilizadas.	187
Figura 4.12 a) Prensa de ensayos con la unión grapada montada para ensayar b) Montaje de viga y pilar con su correspondiente unión grapada para realizar los ensayos en la prensa de laboratorio.	188
Figura 4.13 a) Ensayo con grapa corta. b) Ensayo con grapa media. c) Ensayo con grapa larga. d) Viga después de los cortes realizados en el ala para los ensayos.....	189
Figura 4.14 a) Vista posterior del anclaje de la placa de cabeza de la viga (viga en voladizo) unida mediante grapas al pilar. b) Vista frontal del anclaje de la placa	

de cabeza de la viga unida mediante grapas al pilar.....	189
Figura 4.15 Deformación (Δ_i) en el extremo en voladizo de la viga para cada tamaño de grapa y según la longitud (L_i) del ala del pilar.	191
Figura 4.16 Aumento de la deformación ($\Delta_i - \Delta_0$) en el extremo del voladizo de la viga para cada tamaño de grapa y según la longitud de trabajo (L_i) del ala del pilar ensayado en laboratorio.	192
Figura 5.1 Diferentes soluciones para uniones entre perfiles tubulares de sección cuadrada. a) Cruce de vigas. b) Cabeceras a 90 °. c) Unión lateral de vigas de sección cuadrada en cualquier ángulo. d) Sistema de base desmontable para columnas.	199
Figura 5.2 Sistema de unión propuesto para realizar una conexión a 90° de tubos de sección cuadrada o rectangular.	200
Figura 5.3 Esquema de los componentes del sistema de unión propuesto.	201
Figura 5.4 a) Planos y vista 3D de las bridas en escuadra. b) Planos y vista 3D de las bridas rectas	202
Figura 5.5 Unión de tubos cuadrados a 90° (que podría ser también tubos rectangulares) con dos tubos no pasantes.....	203
Figura 5.6. Esquema del apriete simultáneo debido a los tornillos en las cuatro esquinas del tubo cuadrado	203
Figura 5.7 Ejemplo de aplicación de un mismo tamaño de bridas a diferentes tamaños de tubos cuadrados y rectangulares.....	204
Figura 5.8 Simulación de la diferencia en espacio ocupado según el tamaño de la escuadra empleada	205
Figura 5.9 Modelo 3D del ensayo montado para simulación y ensayo en laboratorio.	206
Figura 5.10 a) Modelo 3D de la brida en escuadra empleada en la unión. b)	

Planos acotados de alzado y perfil de la escuadra empleada en el modelo de simulación y en el ensayo de laboratorio	207
Figura 5.11 a) Modelo 3D de la brida plana empleada en la unión. b) Planos acotados de alzado y perfil de la brida plana empleada en el modelo de simulación y en el ensayo de laboratorio.	208
Figura 5.12 Diagramas bilineales de los aceros empleados en la simulación	209
Figura 5.13 Esquema de modelo simulado donde se indican los tipos de soportes fijos (rayado de color azul), los tornillos precargados (color amarillo), las superficies en las que se ha tomado contacto con rozamiento (color rojo), las distancias entre tornillos que serán variadas y simuladas (cotas de color verde) y el punto de aplicación de la carga en el extremo de la viga horizontal.	210
Figura 5.14 Modelo 3D FE utilizado para el análisis mecánico del comportamiento de la unión. Incluye detalle del mallado de los tornillos.	211
Figura 5.15. Detalle de los diferentes tamaños de escuadra con las distancias d entre tornillos de 50, 75, 100, 125 y 150 mm	212
Figura 5.16 Vistas acotadas de alzado y perfil de la unión a fabricar y posteriormente montar y ensayar en la prensa de carga 300kN de ensayos estáticos del laboratorio de estructuras de la Universidad de Vigo	213
Figura 5.17 Plano de alzado de la prensa de 300kN de ensayos estáticos del laboratorio de estructuras de la Universidad de Vigo, con la unión a ensayar de tubos unidos con bridas a 90°	213
Figura 5.18 Componentes fabricados para el montaje y posterior ensayo de la unión en la prensa de ensayos. a) Brida en escuadra a 90° con las cartelas rígidas. b) Brida plana para el amarre trasero de la unión. c) Pilar de tubo cuadrado de 100x100x8mm con las placas de anclaje de cabeza para el amarre a la prensa de ensayos. d) Viga maciza de 100x100mm.	214
Figura 5.19 Imagen general de la prensa con el ensayo de la unión listo para ser	

realizado. Vista de detalle del montaje de la unión en la prensa con todos los comparadores digitales, así como las galgas extensiométricas montadas para la medición del comportamiento de la unión a diferentes cargas estáticas..... 215

Figura 5.20 Detalles del ensayo. a) Detalle del montaje de la unión antes de colocar los medidores. b) Detalle de la unión con todos los medidores montados y marcados. c) Punto de apoyo de aplicación de la fuerza. d) Medidor de la carga aplicada. e) Llave dinamométrica empleada para el apriete de los tornillos. 216

Figura 5.21 Esquema de los puntos de medición, así como numeración de los tornillos de la unión 216

Figura 5.22 Precarga de los tornillos de la unión mediante llave dinamométrica tarada al par máximo de apriete permitido. 218

Figura 5.23 Esquema del ensayo de fricción realizado, donde se aplica previamente una precarga P en los tornillos de apriete y posteriormente una carga F progresiva en la placa intermedia. Los desplazamientos de dicha placa intermedia serán medidos por los comparadores Ca y Cb 219

Figura 5.24 Ensayos realizado en la prensa de ensayos del laboratorio para hallar el coeficiente de rozamiento 220

Figura 5.25 Gráfica del ensayo para cálculo a rozamiento en el que se obtuvo el valor mínimo de 0.072..... 220

Figura 5.26 Gráfica de la deformación en el extremo de la viga según la simulación FEM y los ensayos de laboratorio. 223

Figura 5.27 Gráfica de la deformación en los puntos de control según figura 7 de las escuadras de la unión según la simulación FEM y los ensayos de laboratorio 223

Figura 5.28 Separación de la unión (entre viga y escuadra) en los tornillos posición 1 y posición 2. 226

Figura 5.30 Detalle de la separación de la viga de las escuadras. La escuadra

superior en su parte delantera y la escuadra inferior en su parte trasera ... 228

Figura 5.31 Detalle de los tornillos de la cara frontal dañados por la plastificación..... 229

Figura 5.32 Detalle de la deformación de la unión por la cara trasera de la prensa 230

Figura 5.33 Detalle de los tornillos de la cara trasera dañados por la plastificación..... 231

Figura 5.34 a) Gráfica de la deformación en el extremo de la viga con la carga en eje horizontal. b) Gráfica del incremento de la deformación a medida que se aumenta la carga. Identificación de los 4 modos de deformación que se producen en la unión. Esta gráfica muestra el valor incremental de la deformación... 232

Figura 5.35 Valor del aumento del axil soportado de los tornillos en cada uno de los cuatro modos de trabajo. 234

Figura 5.36 Modo 1. a) Deformación de la unión (para 12kN). b) Presión de contacto entre las escuadras y las vigas. c) Distribución de tensiones en los tornillos..... 235

Figura 5.37 a) Esquema del desplazamiento relativo (r) que se produce en el extremo de las escuadras debido al giro de las mismas por el estiramiento de los tornillos. b) Gráfica del incremento del valor de desplazamiento relativo (r) en función de la carga aplicada. c) Zona del tornillo posición 1 donde se llega al límite elástico por la combinación de los esfuerzos de axiles combinados con de flexión debido a el giro de las escuadras por el estiramiento de los tornillos..... 236

Figura 5.38 Modo 2. a) Deformación de la unión (para 17kN). b) Presión de contacto entre las escuadras y las vigas, donde se puede observar las zonas próximas a los talados donde se deja de haber contacto entre la escuadra y la viga. c) Distribución de tensiones en los tornillos. En la rosca de los tornillos 1 y 2 se llega al límite elástico del material. 237

Figura 5.39 a) Deformación de la unión, donde se puede apreciar la separación entre la escuadra y la viga. b) Presión de contacto entre las escuadras y las vigas, donde se puede observar las zonas próximas a los talados donde deja de haber contacto entre la escuadra y la viga. c) Distribución de tensiones en los tornillos (para 22kN) con plastificación debidas a la combinación de los esfuerzos de tracción con los esfuerzos de flexión en la zona delantera roscada junto a la tuerca.239

Figura 5.40 a) Tensiones y deformaciones generales de la unión, comienza a producirse el deslizamiento frontal de la unión entre escuadra y pilar. b) Presión de contacto entre las escuadras y las vigas. c) Distribución de tensiones en los tornillos (para 28kN), donde los tornillos ya plastificaron en la zona delantera roscada debido a los esfuerzos de flexión combinados con los esfuerzos axiales.240

Figura 5.41 Proceso de plastificación de los tornillos de la posición 1 durante el rango de carga de 17kN a 30 kN. La zona plastificada es la zona situada en la parte superior de la tuerca.....241

Figura 5.42 Flecha en el extremo de la viga horizontal según la distancia (dxd) entre los tornillos de la escuadra.....242

Figura 5.43 Variación de la flecha para una carga en el extremo de la viga horizontal de 10kN según varía la distancia entre los tornillos (dxd) en las escuadras que forman la unión a 90° de tubos.243

Figura 5.44 Valor de aumento de la carga axil en el tornillo posición 1 según la distancia entre los tornillos.245

Figura 5.45 Valor de aumento de la carga axil en el tornillo posición 3 según la distancia entre los tornillos.245

Figura 6.1 a) Ejemplo de una estructura histórica de acero remachado en uso para ferrocarril actualmente. b) Detalle de la parte exterior de la estructura de muy difícil acceso. c) Cordón inferior con alas donde se pueden anclar nuevas

estructuras con grapas. d) Detalle interior inferior del puente donde hay coincidencia de una cartela con la chapa inferior del cordón inferior. e) Detalle de las cabezas de los roblones en la cara inferior de los cordones del puente, así como cambios de espesor en las chapas inferiores de los cordones inferiores.....252

Figura 6.2 a) Ejemplo de una estructura histórica de acero remachado en uso para paso de vehículos y peatones. b) Detalle de la parte exterior de la estructura de muy difícil acceso. c) Detalle de los cambios de espesor en las chapas de los cordones longitudinales del puente. d) Detalle de las cabezas de los roblones en la cara superior de los cordones longitudinales del puente. e) Detalle interior inferior del puente donde hay coincidencia de una cartela con la chapa inferior del cordón inferior.....253

Figura 6.3 Ejemplo de estructura de acero histórica en uso para estación de tren actualmente. a) Vista general de la estructura de la estación de tren. b) Detalle del roblonado de los perfiles de un pilar. c) Detalle de la celosía de la cubierta.254

Figura 6.4 Vista en perspectiva de la unión de la viga en L al perfil del condón longitudinal mediante las correspondientes grapas y piezas de nivelación..257

Figura 6.5 Vista en perspectiva del montaje de la pletina de regulación y refuerzo sobre la viga en L258

Figura 6.6 Vista en perspectiva del montaje de dos vigas soporte sobre ancho de alas diferentes mediante el empleo de suplementos.....258

Figura 6.7 Detalle de sistema de amarre para interferencias con cartelas horizontales259

Figura 6.8 Modelo 3D del sistema montado.....261

Figura 6.9 Proceso de montaje de la plataforma.....261

Figura 6.10 Captura de la tabla 6.9 y 6.10 del Eurocódigo 1 de cargas aplicadas a cubiertas.....262

Figura 6.11 Captura de la tabla A1.2 (A) del Eurocódigo 0 de coeficientes de seguridad.....263

Figura 6.12 Vista 3D del prototipo a ensayar.	264
Figura 6.13 Planos de alzado de la prensa de 300kN de ensayos estáticos del laboratorio de estructuras de la Universidad de Vigo, con el sistema de anclaje de la pasarela a ensayar montado.	264
Figura 6.14 Componentes fabricados para el montaje y posterior ensayo de la unión	265
Figura 6.15 Imagen de la prensa de 300kN de ensayos estáticos de laboratorio de estructuras de la Universidad de Vigo con el sistema de anclaje de pasarela montado para el ensayo.....	265
Figura 6.16 Esquema de los puntos de medición con comparador y con galgas extensiométricas	266
Figura 6.17 a) Equipo de medición D4. b) Galga B1. c) Galga B2. c) Pantalla del software del equipo de medición D4. b) Galga B3. c) Galga B4.....	267
Figura 6.18 Imágenes de las tres combinaciones de la Viga y pletina de regulación ensayados. a) Montaje de la viga en L con la pletina de regulación en la parte más baja. b) Montaje de la viga en L con la pletina de regulación en la parte más alta. c) Montaje de la viga en L sin la pletina de regulación	267
Figura 6.19 Gráfica de la deformación en los puntos C1 y C3 según los ensayos realizados en laboratorio.	268
Figura 6.20 a) Esquema de los puntos de medición según las galgas. b) Tensiones para la viga sin la pletina de regulación. c) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima. d) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima.....	269
Figura 6.21 Sistema de plataforma desmontable montada en laboratorio. ..	271
Figura 6.22 Esquema de modelo simulado donde se indican los tipos de cargas aplicadas, el punto de aplicación de la carga, los tornillos precargados y los soportes fijos.	272
Figura 6.23 Modelo 3D del ensayo montado para simulación y ensayo en laboratorio.	273
Figura 6.24 Modelo 3D FE utilizado para el análisis resistente del	

comportamiento del sistema.....	274
Figura 6.25 Captura de la tabla 17 de coeficientes de fricción indicados por la norma Europea EN 1090-2:2018. Execution of steel structures and aluminium structures - Part 2: Technical requirements for steel structures.	274
Figura 6.26 Gráficas de los valores de las deformaciones en el extremo de la viga en L (C1). a) Carga puntual en el extremo de 1 kN y borde de la HEB libre. b) Carga puntual en el extremo de 1 kN y borde de la HEB fijo. c) Carga repartida por la viga de 2,4 kN y borde de la HEB fijo.....	275
Figura 6.27 Gráficas de los valores de las tensiones de von-Mises para espesor de ala libre de 14 mm y carga puntual de 2kN en el extremo de la viga en L. a) Tensiones para la viga sin la pletina de regulación. a) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima. c) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima.....	276
Figura 6.28 Distribución de tensiones para una carga puntual de 2kN en el extremo de la viga en L. a) Solo viga en L sin rasgados espesor de ala 14 mm. b) Solo viga en L con rasgados espesor de ala 14 mm. c) Solo viga en L con rasgados espesor de ala 54 mm. d) Viga en L con pletina de regulación abajo espesor de ala 14 mm e) Viga en L con pletina de regulación arriba espesor de ala 14 mm. f) Viga en L con pletina de regulación abajo espesor de ala 14 mm. g) Viga en L con pletina de regulación arriba espesor de ala 14 mm.....	277
Figura 6.29 Gráficas de los valores de las tensiones de von-Mises para espesor de ala libre de 14 mm y carga repartida de 3,6 kN en el extremo de la viga en L. a) Tensiones para la viga sin la pletina de regulación. a) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima. c) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima.....	278
Figura 6.30 Gráficas de los valores de las tensiones de von-Mises para espesor de ala libre de 54 mm y carga puntual de 2,0 kN en el extremo de la viga en L. a) Tensiones para la viga sin la pletina de regulación. a) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima. c) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima.....	278
Figura 6.31 Gráficas de los valores de las tensiones de von-Mises para espesor	

de ala libre de 54 mm y carga repartida de 3,6 kN en el extremo de la viga en L.
 a) Tensiones para la viga sin la pletina de regulación. a) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima. c) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima 278

Figura 6.32 Esquema de la metodología para montaje de la pasarela en estructuras de acero históricas a partir de datos LIDAR 281

Figura 6.33 Puente de acero histórico del río Gadanha. a) Foto del interior de la estructura. b) Mapa de ubicación del puente. c) Foto inferior del puente férreo del río Gadanha 283

Figura 6.34 Ubicación detallada de la ubicación del puente férreo del río Gadanha en su desembocadura en el río Miño, en la frontera con España. 288

Figura 6.35 Ubicación de cada uno de los escaneos realizados en el puente férreo del Río Gadanha 285

Figura 6.36 Imagen del escaneo con el láser Faro Focus3D X 330 del puente férreo del río Gadanha 285

Figura 6.37 Resoluciones empleadas en el escaneado laser. a) Alta resolución. b) Media resolución. 286

Figura 6.38. Escaneado y nube de puntos del puente Río Gadanha 287

Figure 6.39. Modelo 3D del puente río Gadanha y posterior montaje de la pasarela lateral..... 288

Figura 6.40 Pasos del montaje en el puente río Gadanha 289

Figura 6.41 Ubicación del puente de A Fillaboa sobre el río Tea..... 290

Figura 6.42 Puente férreo sobre le río Tea. a) Imagen frontal del primer tramo del puente, donde se puede observar el escáner laser Faro Focus. b) Foto del interior del puente por donde pasa el ferrocarril. c) Foto inferior del puente férreo del Tea. 291

Figura 6.43 Detalle de exterior del puente de A Fillaboa. a) Vista de la parte inferior y exterior derecha del puente. b) Vista de detalle de la parte exterior derecha del puente. c) Vista en detalle del cordón inferior del puente donde se anclará la plataforma..... 292

Figura 6.44 Imagen en planta de la ubicación y nomenclatura de cada uno de los escaneos realizados en el puente de A Fillaboa.	293
Figura 6.45 Escaneado y nube de puntos del puente de A Fillaboa.	293
Figura 6.46 Esquema del proceso de comparación de las partes importantes del modelo 3D para el anclaje de la pasarela con la nube de puntos. a) Modelo 3D del puente. b) Nube de puntos del puente. c) Modelo 3D del área inferior del cordón inferior de la celosía. d) Nube de puntos del área inferior del cordón inferior de la celosía. e) Alineación del modelo 3D con la nube de puntos. f) Nube de puntos con escala de colores según distancia al modelo 3D. g) Histograma de la desviación entre la nube de puntos y el modelo en la zona verificada	294
Figura 6. 47 Modelado 3D del puente de A Fillaboa	295
Figura 6.48. Detalle del montaje de un módulo de plataforma de 2 metros en el modelo 3D del puente de A Fillaboa.	297
Figura 6.49. Montaje de un primer módulo en el puente real de A Fillaboa .	298

LISTA DE TABLAS

Tabla 2.1 Resultados del número de ciclos de vida alcanzados en laboratorio en función de la palanca de sujeción delantera (19, 29, 39, 44) y en función de la carga aplicada a la probeta	113
Tabla 2.2 Carga máxima (L) a rotura por fatiga según el tamaño de la palanca de sujeción delantera (a) y el número de ciclos, para un tamaño fijo de palanca de sujeción trasera (b).....	119
Tabla 2.3 Tabla de valores de la relación entre el aumento del valor de la palanca delantera (a) con respecto a la palanca delantera más corta ($a = 19$ mm) ..	120
Tabla 2.4. Carga máxima (L) a rotura por fatiga según el tamaño de la palanca de sujeción trasera (b) y el número de ciclos, para un tamaño fijo de palanca de sujeción delantera (a).....	121
Tabla 2.5 Tabla de valores de la relación entre el aumento del valor de la palanca delantera (b) con respecto a la palanca delantera más corta ($b = 17$ mm) ..	122
Tabla 2.6 Variación del límite de fatiga de la unión de abrazadera para distintas palancas traseras según el tamaño de la palanca delantera y en función del número de ciclos de vida.....	124
Tabla 2.7 Valores del coeficiente de seguridad entre los valores según el modelo analítico y los valores según el ensayo.	126
Tabla 2.8 Resultados obtenidos con el modelo analítico y los resultados de las pruebas experimentales	127
Tabla 2.9. Carga estática máxima, límite de fatiga teórico y límite de fatiga de ensayo para las diferentes mordazas ensayadas donde (a) es la palanca de mordaza delantera y (b) la palanca de mordaza trasera	128
Table 3.1 Seis primeras frecuencias naturales encontradas en el pórtico según la simulación FEM.....	156
Tabla 3.2 Valores de la variación de las frecuencias naturales en el modo 2 del pórtico tras ser sometido a diferentes amplitudes de oscilación en la parte superior del pórtico.....	163

Tabla 3.3 Valores de la variación de las frecuencias naturales en el modo 2 del pórtico tras ser sometido a diferentes amplitudes de oscilación en la parte superior del pórtico.....	164
Tabla 3.4 Factor de amplificación como la relación entre la amplitud de la parte superior del pórtico y la amplitud de la mesa vibratoria.....	165
Tabla 3.5 Tabla de valores de la variación de la frecuencia-amplitud del pórtico grapado en el período de caída libre después de someterlo a la máxima oscilación.....	167
Tabla 3.6 Tabla de valores de la variación de la frecuencia-amplitud del pórtico atornillado en el período de caída libre después de someterlo a la máxima oscilación	167
Tabla 3.7 Tabla de valores del factor de amortiguamiento ξ en función de la amplitud del período de caída libre del pórtico en el caso de uniones atornilladas	168
Tabla 4.1 Valores de fuerza (F_{i-v}) en kN al final de la grapa que produce una tensión σ_i del perfil.	178
Tabla 4.2 Datos del incremento de la deformación máxima (d) en milímetros para cada uno de los diferentes valores de V cuando se reduce la longitud L_i del T-Stub. para un (σ_{wi}) correspondiente al 75% del límite elástico.	180
Tabla 4.3 Datos del incremento de la deformación máxima (d) en milímetros para cada uno de los diferentes valores de V cuando se reduce la longitud L_i del T-Stub. para un (σ_{wi}) correspondiente al 85% del límite elástico.	180
Tabla 4.4 Valores de la longitud mínima requerida (L_{imin}) de perfil para cada caso de distancia de apoyo V en función de los diferentes valores del esfuerzo nominal de trabajo (σ_{wi}) del esfuerzo correspondiente del % del límite elástico del material ($\% \sigma_e$).....	182
Tabla 4.5 Valores de la longitud de trabajo según distribución de 45° y la longitud mínima necesaria (L_{imin}) de perfil para cada caso de distancia de apoyo V en función de diferentes valores de los esfuerzos nominales de trabajo.	184
Tabla 4.6 Valores de la deformación (Δi) en el extremo en voladizo de la viga para tamaño de grapa grande de 30 mm y según la longitud (L_i) del ala del	

pilar	193
Tabla 4.7 Valores de la deformación (Δi) en el extremo en voladizo de la viga para tamaño de grapa mediano de 30 mm y según la longitud (L_i) del ala del pilar	196
Tabla 4.8 Valores de la deformación (Δi) en el extremo en voladizo de la viga para tamaño de grapa grande de 30 mm y según la longitud (L_i) del ala del pilar	194
Tabla 5.1 Resultados en mm de los ensayos a deslizamiento	221
Tabla 5.2 Datos de la deformación en mm según simulación FEM en los puntos de control acordes a la figura 5.21 del modelo de la unión	224
Tabla 5.3 Valores de la flecha alcanzada en cada uno de los ensayos realizados y flecha media	225
Tabla 5.4 Valores de la flecha y el incremento de la flecha en el extremo de la viga a medida que se aumenta la carga aplicada a la unión a 90° en el extremo de la viga en voladizo.	234
Tabla 5.5 Aumento de axil debido a la deformación sufrida por la unión según la carga aplicada.	234
Tabla 5.6 Desplazamiento de cada una de las escuadras y desplazamiento relativo entre la escuadra superior e inferior de la unión según la carga vertical aplicada en el extremo de la viga horizontal.....	238
Tabla 5.7 Deformación en el extremo de la viga según la distancia (d_{xd}) entre los tornillos y la carga aplicada en el extremo de la viga horizontal de la unión con tubos a 90°.	244
Tabla 5.8 Incremento de axil en tornillo 1 según varia la distancia (d_{xd}) entre los tornillos y la carga aplicada en el extremo de la viga horizontal de la unión con tubos a 90°.	246
Tabla 5.9 Incremento de axil en tornillo 2 según varia la distancia (d_{xd}) entre los tornillos y la carga aplicada en el extremo de la viga horizontal de la unión	

con tubos a 90°	257
Tabla 6.1 Resultados de los desplazamientos y de las tensiones para la viga en L sin la pletina de regulación.....	270
Tabla 6.2 Resultados de los desplazamientos y de las tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima.....	270
Tabla 6.3 Resultados de los desplazamientos y de las tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima.....	270
Tabla 6.4 Resultados de los desplazamientos para la viga sin la pletina de regulación en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM.	272
Tabla 6.5 Resultados de las tensiones para la viga sin la pletina de regulación en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM.....	279
Tabla 6.6 Resultados de los desplazamientos para la viga con la pletina de regulación en el punto más bajo en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM.....	279
Tabla 6.7 Resultados de las tensiones para la viga con la pletina de regulación en el punto más bajo en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM.....	280
Tabla 6.8 Resultados de los desplazamientos para la viga con la pletina de regulación en el punto más alto en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM.....	280
Tabla 6.9 Resultados de las tensiones para la viga con la pletina de regulación en el punto más alto en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM.....	280
Tabla 6.10 Número de puntos de cada escaneado laser realizado en el puente férreo del río Gadanha	287
Tabla 6.11 Número de puntos de cada escaneado laser realizado en el puente de A Fillaboa	294

SIMBOLOS Y ACRONIMOS

\dot{x}	<i>Primera derivada de x</i>
\ddot{x}	<i>Segunda derivada de x</i>
γ_{MA}	<i>Coefficiente de seguridad para la precarga de tornillos de alta resistencia.</i>
σ_a	<i>Tensión alternante</i>
σ_{alt}	<i>Tensión alterna soportada por el tornillo</i>
σ_m	<i>Tensión media</i>
σ_{max}	<i>Tensión máxima</i>
σ_{med}	<i>Tensión media soportada por el tornillo</i>
σ_{min}	<i>Tensión mínima</i>
Δi	<i>Deformación lograda en el extremo de la viga en voladizo para cada longitud de ala de perfil diferente</i>
$\Delta\sigma$	<i>Rango de esfuerzo en fatiga</i>
μ	<i>Coefficiente de rozamiento,</i>
a_c	<i>Valor de aceleración máxima medida por el acelerómetro</i>
a	<i>Longitud de la palanca delantera de una grapa</i>
Ac	<i>Superficie de contacto de la grapa</i>
A_{mi}	<i>Amplitud del movimiento sinusoidal en la base de la mesa sísmica</i>
A_{pi}	<i>Amplitud del movimiento sinusoidal en parte superior del pórtico</i>
A_s	<i>Área resistente del tornillo</i>
AT	<i>Área central de trabajo máximo del T-Stub.</i>
At	<i>Área eficaz del tornillo</i>
b	<i>Longitud de la palanca trasera de una grapa</i>
c	<i>Coefficiente de amortiguación</i>

C	<i>Coeficiente de rigidez de la unión</i>
C_a	<i>Coeficiente de acabado superficial</i>
C_b	<i>Coeficiente por tamaño</i>
C_c	<i>Coeficiente de confianza</i>
c_c	<i>Coeficiente de amortiguamiento crítico</i>
C_d	<i>Coeficiente de temperatura</i>
C_e	<i>Coeficiente de carga</i>
d	<i>Distancia entre tornillos</i>
d_T	<i>Deformación máxima del ala de la T-Stub</i>
DfD	<i>Design for Deconstruction o Design for disassembly</i>
f	<i>Frecuencia a la que oscila la mesa sísmica</i>
F	<i>Fuerza aplicada</i>
F_A	<i>Fuerza aplicada en el borde A de la grapa</i>
F_{alt}	<i>Fuerza alternante soportada en el tornillo</i>
F_b	<i>Carga total soportada por el tornillo</i>
F_B	<i>Fuerza aplicada en el borde B de la grapa</i>
F_i	<i>Precarga del tornillo</i>
F_{i-v}	<i>Fuerza del extremo de la grapa</i>
F_m	<i>Carga total soportada por las piezas unidas por el tornillo</i>
F_{med}	<i>Fuerza media soportada en el tornillo</i>
F_p	<i>Precarga del tornillo</i>
F_{pr}	<i>Precarga real aplicada a los tornillos de unión de las placas.</i>
F_r	<i>Fuerza a la cual comienza a deslizar la unión</i>
F_t	<i>Carga aplicada a la T-Stub</i>
$F_{T,m1}$	<i>Valor de carga de rotura modo 1 en la T-stub</i>
$F_{T,m2}$	<i>Valor de carga de rotura modo 2 en la T-stub</i>

$F_{T,m3}$	<i>Valor de carga de rotura modo 3 en la T-stub</i>
f_u	<i>Límite último del material del tornillo</i>
k	<i>Constante de rigidez</i>
K	<i>Rigidez de un cuerpo</i>
K_b	<i>Rigidez del tornillo</i>
K_f	<i>Factor de concentración de fatiga</i>
K_f	<i>Factor de concentración de esfuerzos para el tornillo</i>
K_{fm}	<i>Concentración de esfuerzos medio de la unión</i>
K_m	<i>Rigidez de las piezas a unir</i>
k_n	<i>Rigidez modal</i>
L_i	<i>Diferentes longitudes de ala de perfil</i>
L_{imin}	<i>Longitud efectiva de trabajo</i>
L_{max}	<i>Longitud de viga en la se asegura que toda el ala del perfil trabaja</i>
m	<i>Masa de un cuerpo</i>
n	<i>Número de ciclos considerados en el cálculo a fatiga</i>
N_x	<i>Numero de ciclos de vida de la unión</i>
P	<i>Carga externa aplicada</i>
P_b	<i>Parte de la carga externa soportada por el tornillo</i>
P_m	<i>Parte de la carga externa soportada por las piezas unidas del tornillo.</i>
P_{max}	<i>Carga máxima alterna a aplicar para vida ilimitada</i>
P_ω	<i>Fuerza periódica</i>
r	<i>Movimiento relativo que se produce en el extremo de las escuadras</i>
S'_e	<i>Límite de fatiga teórico del acero utilizado</i>
S_e	<i>Límite teórico de fatiga del perno (sin considerar el factor de muesca)</i>
S_{ut}	<i>Resistencia última a la tracción del material durante 10^3 ciclos</i>
S_{ut}	<i>Resistencia última a tracción del material</i>

S_x	<i>Valor de la carga adicional que soporta el tornillo para un número de ciclos de vida N_x</i>
S_y	<i>Límite elástico del material del tornillo</i>
T	<i>Fuerza experimentada por el tornillo en la grapa debido a una carga en el extremo de la grapa</i>
t	<i>Tiempo</i>
u	<i>Amplitud de desplazamiento oscilatorio</i>
V	<i>Diferentes valores de distancia a el centro del alma de la viga</i>
B	<i>Ángulo entre los miembros conectados de una unión</i>
δ	<i>Deformación elástica de un cuerpo</i>
δ_b	<i>Deformaciones que se producen en el tornillo precargado debido a una carga externa</i>
δ_m	<i>Deformaciones que se producen en las piezas unidas por un tornillo precargado debido a una carga externa</i>
$\Delta\delta$	<i>Deformación de la unión atornillada precargada cuando se aplica una carga externa</i>
μ_i	<i>Valor de la amplitud de la respuesta estructural para el período i</i>
ξ	<i>Razón de amortiguamiento</i>
σ_{ac_max}	<i>Tensión alterna máxima admisible para una vida útil ilimitada del tornillo</i>
σ_{ATmed}	<i>Esfuerzos medios que ocurren en un área central (AT) de trabajo máximo del T-Stub.</i>
σ_e	<i>Límite elástico del material</i>
σ_{pre}	<i>Tensión de precarga aplicada al tornillo</i>
σ_{wi}	<i>% de límite elástico del material (σ_e).</i>
ΦEd	<i>Ángulo relativo de desplazamiento entre los miembros conectados</i>

de una unión

ω_m *Modo de frecuencia natural de un cuerpo para un modo m*

ω_n *Modo de frecuencia natural de un cuerpo*

CAPÍTULO 1

ESTRUCTURAS DE ACERO DESMONTABLES Y RECONFIGURABLES. REVISIÓN DEL ESTADO ACTUAL DEL ARTE Y PROPUESTAS DE INVESTIGACIÓN.

Resumen

En este trabajo de revisión e introducción, primeramente, se realiza un análisis de las políticas de transición ecológica y sostenibilidad aplicadas en estructuras de acero, especialmente en lo concerniente a la economía circular (reparar-reutilizar-reciclar) según las políticas nacionales, europeas y mundiales y su aplicación a las estructuras de acero. También en consonancia con la economía circular y la reutilización de las estructuras, se analiza la concepción ya desde el diseño, para que las estructuras sean desmontables cuando así sea requerido, es decir, lo que en la terminología anglosajona se denomina “Design for Deconstruction o Design for disassembly” (DfD). También dentro de la economía circular y el reparar, se tratará el mantenimiento y reparación de estructuras de acero, especialmente las históricas, mediante el desarrollo de soluciones que, utilizando sistemas desmontables, permitan el fácil mantenimiento de este tipo de estructuras. A continuación, se analizarán los sistemas de unión de estructuras actuales para fabricación de estructuras de acero. Posteriormente se realizará una revisión del estado del arte sobre los sistemas de unión que permiten la construcción de las mismas totalmente desmontables, reconfigurables y reutilizables. Entre esta tipología de uniones se tratará en profundidad, las uniones mediante grapas (tipos de grapas, de uniones grapadas y estudios ya realizados sobre su comportamiento) y las uniones para estructuras de acero mediante bridas (tipos de bridas y uniones embridadas). Finalmente, en esta tesis doctoral se tratarán algunas de las líneas de investigación a profundizar en esta temática.

1.1 Introducción general

Los residuos de construcción y demolición constituyen el mayor flujo de residuos por volumen, representando aproximadamente un tercio de todos los producidos anualmente. Aunque las estructuras de acero se pueden reciclar, esta es una solución que deja una importante huella ecológica, ya que conlleva un importante gasto de energía y uso de recursos en esta transformación. En el marco de una economía circular, es deseable maximizar los recursos disponibles, siendo más ventajoso para la economía y el medio ambiente reutilizar que reciclar. En el sector de la construcción y los procesos productivos industriales se requiere de una mayor sostenibilidad, materializada por ejemplo en una reducción drástica en la generación de residuos con las estructuras, buscando su reutilización sistemática en el marco de una economía circular orientada a la transición ecológica.

Actualmente, existen soluciones para que las estructuras de acero sean reutilizables indefinidamente. Los sistemas de uniones mediante bridas permiten construir sistemas estructurales sin necesidad de taladrar o soldar los perfiles estándar como sucede en los sistemas de unión clásicos. Estas características de las uniones embridadas permiten que los componentes sean reutilizables de forma casi indefinida, de modo que las estructuras pasan a ser completamente desmontables, reconfigurables y reutilizables.

En esta revisión del estado del arte, primeramente, se quiere realizar un análisis de las políticas de transición ecológica y sostenibilidad aplicadas en estructuras de acero, especialmente en lo concerniente a la economía circular aplicada a las estructuras de acero, así como, una revisión del estado de arte actual de las estructuras de acero realizadas mediante uniones grapadas y embridadas. Además, se realizará un resumen de los principales avances sobre el comportamiento de este tipo de unión, así como los métodos analíticos disponibles hoy en día para su cálculo. Finalmente se mostrarán algunos de los puntos en los que se debe seguir investigando para alcanzar un nivel suficiente de conocimiento que permita el empleo de este tipo de estructuras de una forma mayoritaria.

1.2 La transición ecológica y la sostenibilidad aplicadas en estructuras de acero.

Hoy en día existe una clara política general para avanzar en el camino de la transición ecológica, empleando para ello materiales y procesos que permitan generar el menor impacto medioambiental posible mediante un menor gasto de energía y de materias primas, así como de emisiones de CO₂. Dentro de estas políticas está la económica circular (figura 1.1). En esta, los productos manufacturados se mantienen en uso el mayor tiempo posible a través de circuitos cerrados, que consisten en: 1) reparación, 2) reutilización y 3) reciclaje, evitando así la fabricación de productos nuevos a partir de materias primas. En una economía circular es siempre deseable el reparar al reutilizar, y el reutilizar al reciclar, ya que a medida que pasamos de reparar hacia reciclar aumenta el consumo de energía.

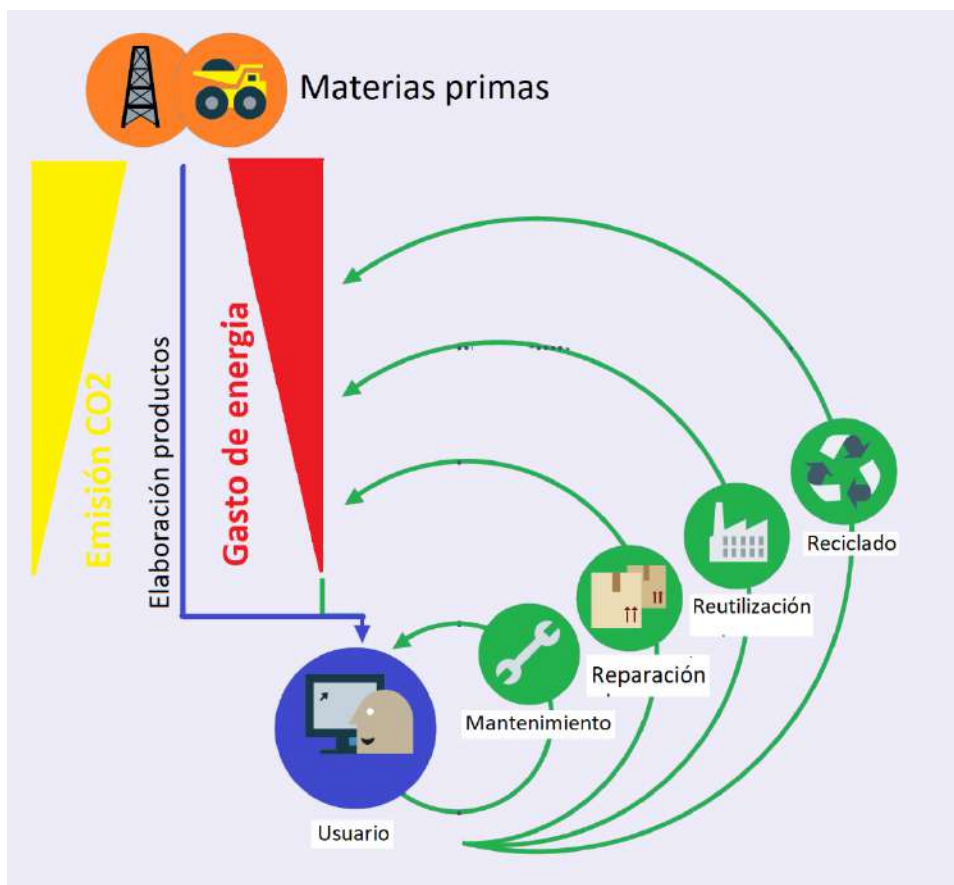


Figura 1.1 Esquema de la economía circular (fuente: Ellen MacArthur Foundation, 2013).

1.2.1 La economía circular según las políticas, nacionales, europeas y mundiales.

Múltiples directivas, políticas y recomendaciones nacionales, europeas y mundiales inciden y promueven esta política de economía circular.

En esta línea están:

- La Política Industrial España 2030 en su plan de recuperación, transformación y Resiliencia ([PRTR, Política Industrial España 2030](#)) donde en su componente 12 indica que uno de sus objetivos es el impulso de la económica circular. Para ello entre otros temas, incide en promover más activamente las opciones de gestión prioritarias de la jerarquía de residuos, conforme a lo que establece la normativa comunitaria *“preparación para la reutilización y reciclado frente a otras opciones finalistas como la incineración y el vertido”*. También indica *“introducir medidas encaminadas a potenciar la durabilidad y reutilización, combatir la obsolescencia o promocionar la remanufactura, entre otras”*.

- La Estrategia Española de Economía Circular ([EEEC 2030](#)) donde indica que *“la economía circular pretende concentrar los esfuerzos en el inicio de la cadena: en la fase de diseño para lograr la durabilidad del producto combatiendo la obsolescencia programada e impulsando la servitización, su reutilización, reforma, reciclado y reprocesamiento de los componentes”*. También indica que *“se realizará una planificación y un seguimiento especial de determinados sectores económicos: construcción y demolición, agroalimentación, industria en su conjunto, bienes de consumo, turismo y textil y confección”*. Los objetivos de la EEEC para el año 2030 incluyen: *“Reducir en un 30% del consumo nacional de materiales en relación con el PIB tomando como año de referencia el año 2010. Reducir la generación de residuos un 15% respecto de 2010. Reducir la emisión de gases de efecto invernadero por debajo de los 10 millones de toneladas de CO2 equivalente”*.

- El Plan Estatal de Investigación Científica, Técnica y de Innovación 2021-2023 ([PEICTI 2021-2023](#)) hace hincapié en el impulso y desarrollo de la economía circular, indicando de forma explícita en su punto 7.1.4 AE4: *Mundo Digital, Industria, Espacio y Defensa* dentro del apartado de Transición Industrial: *“El impulso a un gran subsector industrial basado en la economía circular:*

segunda vida de baterías eléctricas, recuperación de materiales para su reincorporación al ciclo productivo, cadena de valor del envase.”

- La resolución adoptada por la asamblea general de las naciones unidas del 25 septiembre del 2015. 70/1. *“Transforming our world: the 2030 Agenda for Sustainable Development. United Nations”*. ([A_RES_70_1_E 2015](#)), donde dentro de su objetivo 12. *“Garantizar modalidades de consumo y producción sostenibles”*, en el punto 12.5 se especifica que *“para 2030, se debe reducir sustancialmente la generación de residuos mediante la prevención, reducción, reciclaje y reutilización”*.

- El Reglamento 2020/852 del Parlamento Europeo y del Consejo de 18 de junio de 2020 ([Regulation \(EU\) 2020/852](#)) donde en su artículo 13 dice: *“Contribución sustancial a la transición hacia una economía circular. 1. Se considerará que una actividad económica contribuye sustancialmente a la transición a una economía circular, incluida la prevención, la reutilización y el reciclado de residuos, cuando dicha actividad: b) aumente la durabilidad, la reparabilidad, la mejora o la reutilización de los productos, en particular en actividades de diseño y fabricación; (e) prolonga el uso de los productos, incluso a través de la reutilización, el diseño para la longevidad, la reutilización, el desmontaje, la refabricación, las actualizaciones y la reparación, y el intercambio de productos”*.

- La Comunicación de la Comisión al Parlamento Europeo, al Consejo Europeo, al Comité Económico y Social Europeo y al Comité de las Regiones. Bruselas en El Pacto Verde ([11.12.2019 COM \(2019\) 640](#)) donde indica en el subapartado 2.1.3. *Movilizar la industria para una economía limpia y circular*, en el apartado 2.1. *Diseñar un conjunto de políticas profundamente transformadoras*, en el punto 2. *Transformar la economía de la UE para un futuro sostenible*, especifica que el plan de acción de economía circular incluirá una *“política de productos sostenibles”* para respaldar el diseño circular de todos los productos sobre la base de una metodología y principios comunes. Priorizará la reducción y reutilización de materiales antes de reciclarlos. Si bien, el plan de acción de la economía circular guiará la transición de todos los sectores, *“la acción se centrará en particular en los sectores intensivos en recursos como el textil, la construcción, la electrónica y los plásticos”*.

- La comunicación de la Comisión al Parlamento Europeo, al Consejo Europeo, al Consejo, al Comité Económico y Social Europeo y al Comité de las Regiones. Un nuevo plan de acción de economía circular por una Europa más limpia y competitiva Bruselas, 11.3.2020 COM (2020) 98. [\(COM \(2020\) 98 final\)](#). Donde en el punto 3.6. *Construcción y edificios*, indica “*el entorno construido tiene repercusiones significativas en muchos sectores económicos, en el empleo local y en la calidad de vida. Exige ingentes cantidades de recursos y absorbe alrededor del 50 % de todos los materiales extraídos. El sector de la construcción es responsable de más del 35 % del total de los residuos generados en la UE. Se estima que las emisiones de GEI resultantes de la extracción de materiales, la fabricación de productos de construcción, y la construcción y renovación de edificios oscilan entre el 5 % y el 12 % de las emisiones nacionales totales de GEI. Una mayor eficiencia de los materiales podría suponer un ahorro del 80 % de esas emisiones*”.

- El informe final de los Impactos de las políticas de economía circular en el mercado laboral. Comisión Europea B-1049 Bruselas. Mayo – 2018 [\(B-1049 May 2018\)](#). Donde en el subapartado 4.4.3 *Estrategias circulares para el sector de la construcción*, dentro del apartado 4.4. *Sector de construcción* incluido en el punto 4. *Actividades de economía circular en diferentes sectores*, dice “*hay varias estrategias de economía circular que se pueden aplicar a lo largo del ciclo de vida de un edificio, con medidas que afectan la fase de diseño, la extracción de recursos, la construcción real, el mantenimiento de los edificios, la rehabilitación y renovación, y la etapa de final de vida. En la fase de diseño, es importante que los edificios se realicen de tal manera que se puedan remodelar, modernizar, ampliar o desmontar fácilmente. Al final de su vida útil, se prefiere la deconstrucción a la demolición, ya que esto permite la reutilización de materiales en la construcción de nuevos edificios.*”

- Los principios de economía circular para el diseño de edificios. Comisión Europea. Fecha del documento: 21/02/2020 - Creado por GROW.DDG1. C.4 [\(CEPBD 2020\)](#) donde expone en el Punto 10 Adaptabilidad de los principios por grupo objetivo del Apartado 3.2 Grupo objetivo 2: Equipos de diseño (ingeniería y arquitectura de edificios) “*el promover y asegurar la reversibilidad y adaptabilidad del edificio. Los periodos entre cambios de uso, renovación o*

reconstrucción son cada vez más cortos”

- El informe “Towards a circular economy” de la fundación Ellen MacArthur ([Ellen MacArthur Foundation, 2013](#)), fundación de referencia mundial en económica circular, que indica:

“En primer lugar, en esencia, una economía circular tiene como objetivo “diseñar” los desechos. Los residuos no existen si los productos están diseñados y optimizados para un ciclo de desmontaje y reutilización. Estos ciclos ajustados de componentes y productos definen la economía circular y la distinguen de la eliminación e incluso del reciclaje, donde se pierden grandes cantidades de energía y mano de obra integradas”.

“Mitigación de volatilidad de precios y riesgos de suministro. Los ahorros materiales netos resultantes darían lugar a un desplazamiento hacia abajo de la curva de costos de diversas materias primas. En el caso del acero, el ahorro global neto de materiales podría sumar más de 100 millones de toneladas de mineral de hierro en 2025 si se aplicara a una parte considerable de los flujos de materiales (es decir, en los sectores de la automoción, el mecanizado y otros transportes que hacen un uso intensivo del acero, que representan alrededor del 40% de la demanda). Además, tal cambio nos alejaría del lado derecho empinado de la curva de costos, lo que probablemente reduciría la volatilidad impulsada por la demanda”.

En base a lo indicado en todas estas recomendaciones, directivas y políticas, nacionales, europeas y mundiales, se puede afirmar que el empleo de la económica circular es uno de los caminos a seguir para avanzar en la transición ecológica y conseguir la protección y conservación del medio ambiente. Dentro de la economía circular se indica que siempre es preferible la reparación o reutilización que el reciclaje, siendo el reciclaje la última opción si no son posibles las dos anteriores. Dentro de los ámbitos de aplicación de la política de la economía circular, priorizando la reutilización o reparación frente al reciclaje, se pretende resaltar el de las estructuras de acero, especialmente aquellas que su vida funcional es inferior a 50 años. Dentro de este ámbito, la presente tesis se centra en las estructuras de acero realizadas con uniones desmontables y reutilizables.

1.2.2 La economía circular aplicada a las estructuras de acero.

Como se indicaba en el apartado anterior dentro de los ámbitos de aplicación de la economía circular se debe priorizar el reutilizar antes que el reciclar las estructuras, especialmente las de acero con una vida funcional inferior a 50 años. Estas estructuras cuando dejan de ser útiles es necesario achatarrarlas, generando gran cantidad de residuos. Como indica [Kibert et al. \(2003\)](#) los desechos de la demolición de edificios (demolición parcial para renovación o demolición total) representan del 30 al 50% del total de desechos en la mayoría de los países industrializados. Los residuos de construcción y demolición son el flujo más grande por volumen en la Unión Europea y totalizan un tercio de todos los residuos producidos anualmente. ([Eurostat, "Waste statistics", 2018](#)). Uno de los integrantes principales de las construcciones son las estructuras.

Como se indica en múltiples recomendaciones, informes y políticas nacionales, europeas y mundiales siempre es más ventajoso para la economía y el medio ambiente el rehusar que el reciclar, porque, aunque las estructuras de acero pueden ser recicladas, su reciclaje supone un gran gasto de energía, así como de emisión de CO₂. Por ejemplo, según los estudios de [Jan Brütting et al. \(2020\)](#) para múltiples combinaciones de estructuras reticuladas, las realizadas a partir de elementos reutilizados tienen un impacto medioambiental hasta un 56% menor en comparación con las soluciones de peso mínimo fabricadas con elementos de acero nuevos (reciclados). Por otro lado, [Eckelman et al. \(2018\)](#) muestra como la reutilización de tres o más veces los elementos de los edificios según su diseño reduce los impactos en un valor medio de entre un 60% y un 70%, según la configuración del edificio y la categoría de impacto. Es precisamente en la reutilización de las estructuras de acero donde más trabajo queda por hacer y el camino correcto para una transición ecológica óptima. Por ejemplo, como referencia al gran camino que queda por realizar en la reutilización se puede mencionar los resultados del trabajo de [Sansom et al. \(2014\)](#) en las estructuras de acero en UK donde de media, el 91% es reciclado y solo el 5% es reutilizado. Estos datos indican que en general queda un importante trabajo para conseguir que el porcentaje de estructuras de acero reutilizada aumente de forma considerable.

1.2.3 Diseño para deconstrucción (DfD)

Para poder realizar una reutilización real de las estructuras de acero es necesario realizar un diseño de origen, concebido para el desmontaje y reutilización de estos productos. El “Design for Deconstruction or Design for disassembly” (DfD) para las estructuras de acero en particular y la construcción en general es hoy en día uno de los tópicos donde se está incidiendo y trabajando fuertemente. En este ámbito está por ejemplo el trabajo de [Tingley et al \(2012\)](#) donde se establecieron metodologías para estudios de evaluación del ciclo de vida, que incorpora el diseño para la deconstrucción dentro de edificios facilitando la reutilización futura. [Akbarnezhad et al. \(2014\)](#) propuso una metodología para evaluar y comparar los efectos de varias estrategias alternativas de deconstrucción, sobre el costo, el uso de energía y la huella de carbono de los edificios, basándose en herramientas BIM (Building Information Model). [Basta et al. \(2020\)](#) muestra el diseño para la deconstrucción como uno de los escenarios de diseño de estructuras al final de su vida útil más eficaces, con el objetivo de diseñar edificios reversibles. [Charef et al. \(2021\)](#), realiza una revisión del estado del arte, en el que ofrece un mapa detallado de las barreras que facilitarían que el sector de la arquitectura, la ingeniería y la construcción pudieran desarrollar estrategias, para superar los obstáculos actuales en el camino hacia una economía circular, entre los que estaría con punto de partida el diseño para la deconstrucción. [Cottafava et al. \(2021\)](#) aborda la brecha entre los impactos medioambientales incorporados en la construcción y los aspectos relativos a el diseño para la deconstrucción. También hay trabajos más generales como el de [Timothy O’Grady et al. \(2021\)](#) centrados en proponer nuevos índices basados en la economía circular para el entorno construido, diseño para desmontaje, deconstrucción y resiliencia. En general todos estos trabajos aquí citados, los cuales son solo una parte de los existentes sobre esta temática, inciden en la gran importancia del diseño previo de los edificios y sus estructuras pensando en su futuro desmontaje y su reutilización, para así lograr el objetivo de una economía circular, donde la prioridad será reutilizar y no reciclar.

1.2.4 Las plantas industriales y sus estructuras de acero.

Uno de los sectores donde existe un uso masivo de las estructuras de acero es en el sector industrial. Las plantas industriales y sus procesos productivos son ambientes dinámicos que deben adaptarse a las exigencias de los procesos de fabricación, por ello los cambios de lay-out son frecuentes a lo largo de tiempo. Así, durante del ciclo de vida de una planta es muy común montar nuevas instalaciones y/o reconfigurar las ya existentes. En sectores como la automoción, la industria farmacéutica o la industria textil, los lay-out se reconfiguran y cambian de media en periodos inferiores a 10 años (Cabaleiro et al. 2016). Por ejemplo, en el sector del automóvil el cambio de un modelo de vehículo o “reestiling” del mismo implica un cambio de lay-out, algo que actualmente se realiza en periodos de 7 a 8 años, pero estos periodos cada vez son más frecuentes en un marco industrial de alta competitividad y orientados a la máxima productividad. Estos cambios, habitualmente llevan aparejado, una modificación de las estructuras industriales en general y especialmente las estructuras soporte de instalaciones y maquinaria en especial (Figura 1.2).

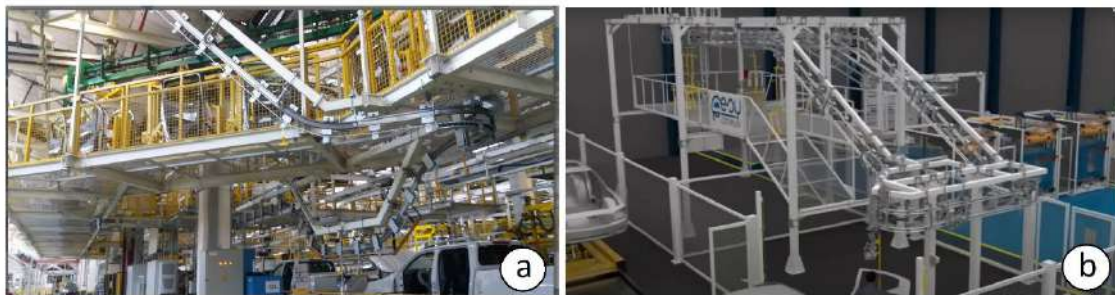


Figura 1.2 Ejemplo de estructuras soporte de transportadores aéreos (fuente: <https://esypro.com/soluciones/esyconveyor>). a) Lay-out de transportador aéreo en planta industrial de automóvil. b) Modelo 3D de estructura soporte para lay-out de transportador aéreo.

En los procesos productivos industriales se demandan nuevas soluciones para que las estructuras, en general, y las estructuras soporte, en particular, sean reutilizables prácticamente de forma indefinida, favoreciendo así los principios de una economía circular siendo más respetuosa con el medio ambiente (sostenible) y más eficiente (reduciendo la cifra necesaria en nuevas inversiones

y minimizando los tiempos no productivos que supone el paso de la fabricación de un tipo de componentes a otros). Ello permitiría avanzar también hacia una economía neutra en carbono, sostenible y libre de tóxicos. En particular en las instalaciones industriales y sus estructuras soporte existe la siguiente problemática.

a) Actualmente en los cambios de diseño de las plantas industriales las estructuras son achatarradas, especialmente las estructuras soporte de equipos e instalaciones.

Las instalaciones de maquinaria y logística industriales que se montan dentro de las naves industriales, como caminos de rodillos, transportadores, cintas, manipuladores, etc., están siempre soportados por estructuras propias adecuadas a tales equipos. Cuando estos equipos son de una envergadura considerables (cargas superiores a los 500 kg) estas estructuras son realizadas con perfilería estándar en acero con uniones soldadas o atornilladas clásicas. Lo habitual con dichas instalaciones industriales cuando es necesario reconfigurarlas o cambiarlas, debido a un cambio de lay-out, es desecharlas y achatarrarlas, pero existen elementos que no sufren ni desgaste ni deterioro, como es el caso de las estructuras. Su reutilización sería, sin duda, una estrategia lógica de desarrollo sostenible, extendiendo el ciclo de vida de las mismas.

b) Los cambios de lay-out para los nuevos productos en la industria cada vez son más frecuentes y se exige que estos requieran menos inversión.

Desde la fuerte crisis que ha sacudido el mundo a partir del 2008, en la industria en general y las plantas de automóvil y textil en particular, se están demandando soluciones para que estas estructuras sean reutilizables lo máximo posible para los nuevos lay-out, reduciendo la cifra necesaria en inversiones en nuevas instalaciones. Esto dotaría de mayor versatilidad a todas las empresas que empleasen este tipo de estructuras a la hora de modificar sus lay-out y afrontar la fabricación de nuevas referencias, y minimizaría los tiempos no productivos que supone el paso de la fabricación de un tipo de componentes a otros.

c) Las estructuras soporte de los equipos son uno de los cuellos de botella

en los plazos de ejecución de un lay-out

Otro de los principales problemas al que se enfrentan las plantas industriales a la hora de realizar nuevos lanzamientos son los plazos de ejecución, debidos a las modificaciones que hay que afrontar en lay-out en las plantas industriales. Actualmente, por parte del cliente final se exige que los plazos de entrega sean lo más cortos posibles, ya que el ciclo de vida de los productos que se producen también son más cortos. La ejecución de un nuevo lay-out implica varias fases, primero se define la metodología de proceso a emplear, máquinas y equipos a utilizar, cálculo de cadencias, adaptación a los espacios disponibles, etc. Pero hasta que no está todo totalmente definido y las máquinas e instalaciones diseñadas, no se puede comenzar la segunda fase, la de diseñar y fabricar los elementos estructurales necesarios para estas instalaciones, para finalmente, montar las estructuras en la fábrica. Hay que tener en cuenta, además, por otro lado, que dichas estructuras son precisamente las primeras a comenzar a montar en la planta, por lo que éstas son actualmente el cuello de botella, y reducir los tiempos en este proceso sería reducir tiempos en el lanzamiento de un nuevo lay-out. Por lo que con un sistema estructural totalmente modular, incluido los sistemas de unión, sería posible tener todos los elementos fabricados y almacenados (en stock) antes de que la estructura a emplear esté definida al 100% (ver [figura 1.3](#)).

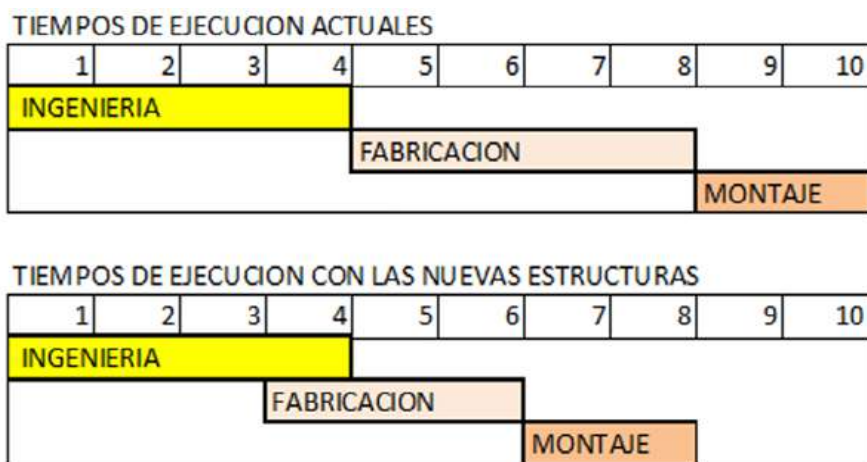


Figura 1.3 Acortamiento de plazos con empleo de sistemas estructurales reconfigurables.

d) Los tipos de estructuras empleadas hoy en día en los procesos productivos industriales no son reconfigurables ni reutilizables.

Actualmente, la mayoría de las uniones empleadas en estructuras metálicas de acero con perfilería estándar se realiza bien empleando soldadura o tornillos. Las uniones soldadas no se pueden desmontar. Las uniones atornilladas se pueden desmontar, pero siempre se deben realizar trabajos anteriores sobre los perfiles para su ejecución, por ejemplo: soldaduras de chapas, rigidización y taladrado de perfiles, etc. haciendo que sea solo válido para el propósito inicial, imposibilitando su uso en otra construcción nueva y diferente, ya que tienen una configuración válida para un fin muy específico. Por ello, en la práctica mayoritariamente resulta más caro rehacer la estructura que fabricar una nueva, optando por achatarrarlas cuando es necesario cambiarlas.

Por lo tanto, como se mencionó en apartados anteriores, para avanzar en la transición ecológica y conseguir una efectiva protección y conservación del medio ambiente es fundamental el empleo de la economía circular, siendo siempre mejor la reparación o reutilización que el reciclaje, algo que coincide perfectamente con lo que se está demandando para las plantas industriales en general y sus estructuras de acero en particular, que requieren el empleo de estructuras que sea totalmente desmontables y reconfigurables.

1.3 Los sistemas de unión empleados hasta la actualidad y que no son desmontables o reconfigurables.

1.3.1 Uniones roblonadas y las estructuras históricas de acero.

En los últimos dos siglos el acero fue uno de los materiales empleados en general en la fabricación de estructuras, pero hasta prácticamente mediados del siglo XX la forma de unión empleada habitualmente en estructuras de acero era el roblonado. Debido a este hecho, existe una gran cantidad de estructuras de acero roblonadas que aún se encuentran en servicio ([figura 1.5](#)).

Un roblón es un elemento de unión que tiene un vástago con una cabeza en un extremo, que se introduce entre los elementos a unir, los cuales han sido taladrados previamente. Una vez introducido el roblón en los taladros correspondiente de las piezas a unir, se procede a deformar el extremo del vástago que no tiene cabeza (mediante estampación en caliente) formando así la segunda cabeza que permite la unión rígida de las piezas. El proceso de estampación se realiza con el roblón a una temperatura cercana a los 1200°C, facilitando su deformación, y posteriormente al enfriarse se produce la contracción del roblón realizando así una compresión de los elementos a unir, aportándole rigidez a dicha unión.

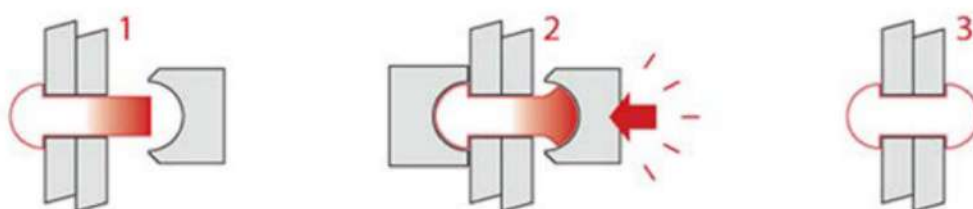


Figura 1.4 Esquema del proceso de roblonado (fuente: www.tecnologiatecnica.com.ar).

En una línea de preservación del medioambiente y economía circular, lo primero que se debe realizar con este tipo de estructuras históricas roblonadas es su reparación y mantenimiento (Brütting et al. 2019), bien sea para que sigan cumpliendo su función inicial o para una rehabilitación para nuevos usos. Entre estas estructuras hay puentes, pabellones, estaciones de metro o estaciones de tren. Con frecuencia, cuando se desea rehabilitar, modificar o reforzar una estructura de acero para nuevos usos o instalar estructuras suplementarias, es necesario reforzarla o reconfigurarla con nuevas vigas. En muchos casos, por constituir patrimonio histórico, no se pueden realizar trabajos invasivos sobre la estructura existente, como taladrar o soldar. Además, en este tipo de estructuras, especialmente aquellas expuestas a esfuerzos dinámicos, como los puentes, es muy importante tener en cuenta que los daños por corrosión y fatiga se encuentran entre los principales problemas que experimenta la misma.

Muchas de estas estructuras debido al paso del tiempo, y por lo tanto la degradación sufrida, o simplemente por el cambio de uso o nuevas cargas a soportar, es necesario reforzarlas. El cambio de perfiles en este tipo de

estructuras suele ser una tarea compleja y que puede acarrear daños adicionales no previstos inicialmente. Además, las mismas deben ser sometidas a inspecciones periódicas para controlar su salud estructural, así como las posteriores labores de mantenimiento, especialmente para solucionar los problemas de corrosión (figura 1.6). Debido a la ubicación de este tipo de estructuras (habitualmente a grandes alturas, ya que su función es salvar grandes desniveles), normalmente para las labores de mantenimiento es necesario montar andamios suplementarios o estructuras auxiliares. Por otro lado, por representar parte del patrimonio histórico y cultural no se suele permitir operaciones invasivas en la estructura existente, como sería el taladrado o soldado.

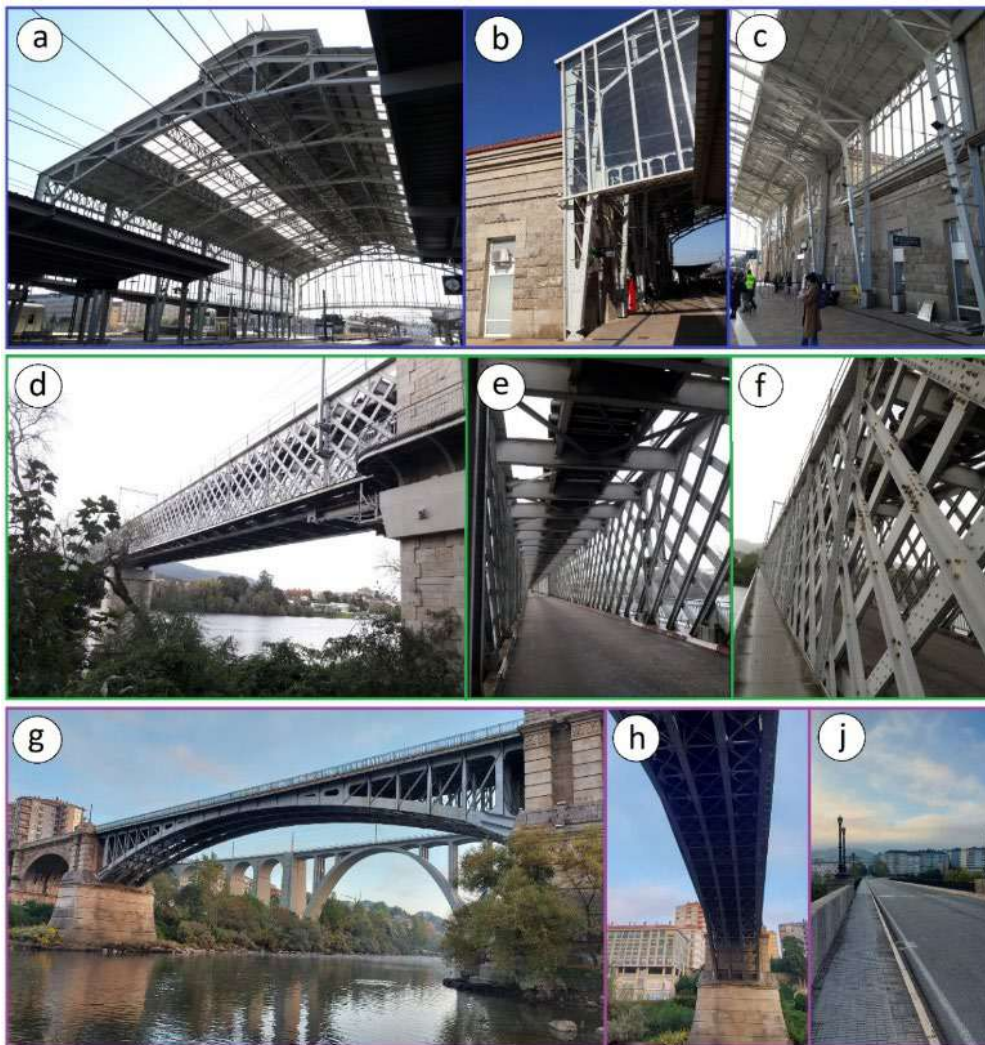


Figura 1.5 a) Estación de tren de Santiago de Compostela (España). b) Detalle del pilar roblonado de la estación de tren de Santiago. c) Detalle del interior de la estación de tren de Santiago. d) Puente ferroviario internacional de Tui-Valença. e) Vista interior del

puente internacional de Tui-Valença. f) Detalle del lateral exterior del puente internacional de Tui-Valença. g) Puente nuevo de Ourense para paso de vehículos. h) Vista inferior del puente nuevo de Ourense. j) Vista superior del puente nuevo de Ourense.

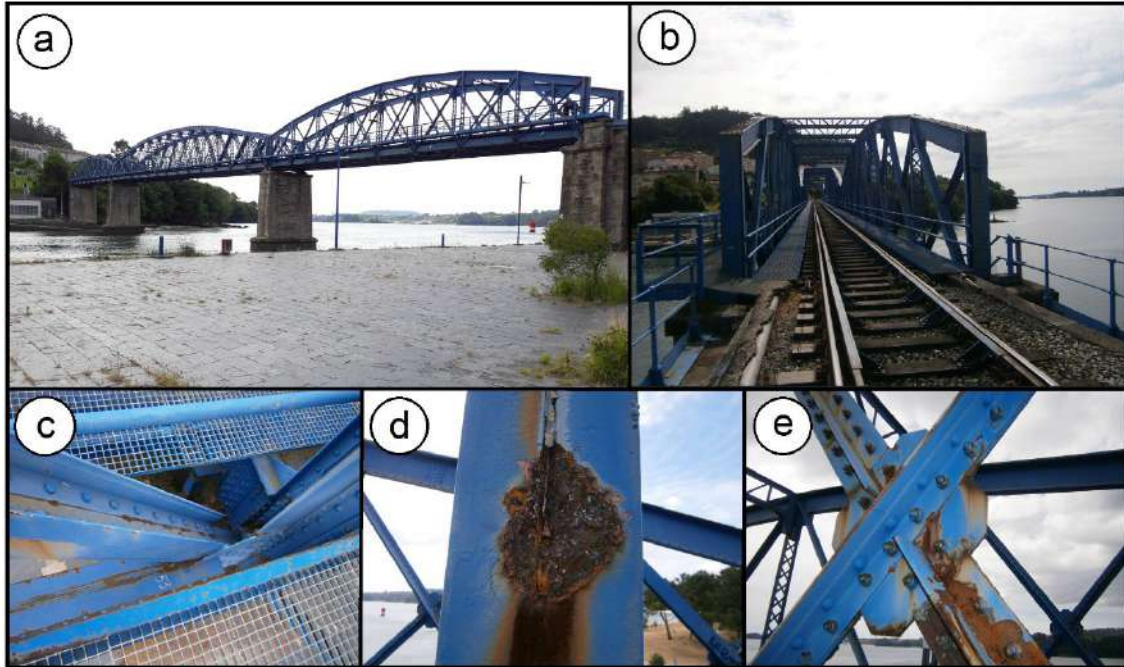


Figura 1.6 a) Puente de acero de Pontedeume con alto grado de corrosión. b) Vista interior del puente. c) Corrosión en las uniones de cordones inferiores y diagonales. d) Corrosión en pilar. e) Corrosión en el cruzamiento de dos diagonales.

Para solucionar este problema, se debería estudiar el empleo de uniones desmontables no invasivas, las cuales permitan la instalación de estructuras suplementarias o pasarelas para mantenimiento e inspección, pero sin necesidad de realizar ningún tipo de operación invasiva en la estructura existente.

1.3.2 Uniones soldadas

Una de las uniones mas empleadas en la actualidad para la construcción de estructuras e infraestructuras de acero, especialmente a partir de perfiles estándar, es la unión soldada (Groover, 2010; Kalpakjian, 2006). Sobre este tipo de unión se puede encontrar una gran variedad de regulaciones (Eurocode 3 Part 1-, Eurocode 3 Part 1–8; EN 14399-3:2005; Research Council on Structural Connections-RCSC; ANSI/AISC 360-16) y bibliografía (Tamboli, 2016; Arguelles

et al. 2012; Salmon CG, 2009). Las uniones soldadas no se pueden desmontar, por lo que cuando hay que hacerlo la única solución es su corte mediante soplete y su posterior achatarramiento.

1.3.3 Uniones atornilladas

Otra de las uniones mas empleadas en la actualidad para la construcción de estructuras e infraestructuras de acero, especialmente a partir de perfiles estándar, son las uniones atornilladas (Groover, 2010; Kalpakjian, 2006). Sobre este tipo de unión se puede encontrar también una gran variedad de regulaciones (Eurocode 3 Part 1-, Eurocode 3 Part 1-8; EN 14399-3:2005; Research Council on Structural Connections-RCSC; ANSI/AISC 360-16) y bibliografía (Arguelles et al. 2012; Salmon CG, 2009; Tamboli, 2016). Las uniones atornilladas se pueden desmontar, pero para su fabricación se deben realizar operaciones previas en los perfiles para su posterior ensamblaje, por ejemplo: soldaduras de chapas de cabeza o anclaje, rigidizado de los perfiles, taladrado de los perfiles, etc. (figura. 1.6). Debido a este trabajo preliminar en cada viga, cada componente estructural solo es válido para su propósito inicial, y su reutilización está muy limitado, ya que normalmente cada elemento es fabricado a medida y con configuración propia válido para un fin muy específico.

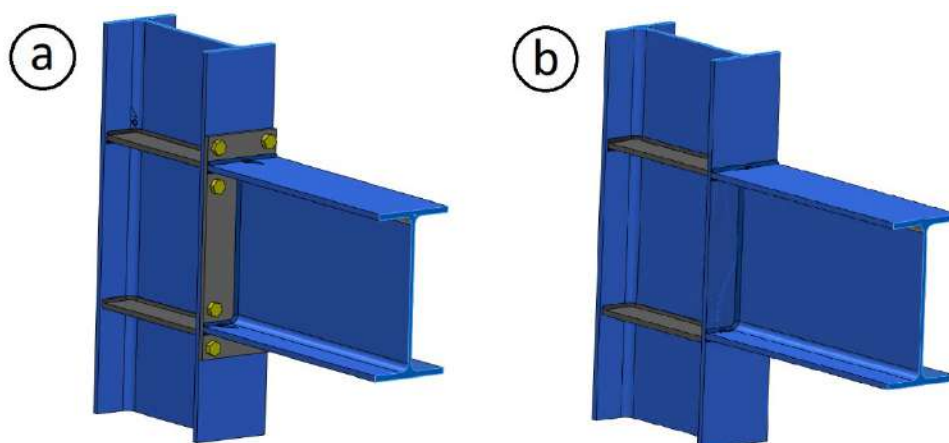


Figura 1.7 a) Unión atornillada. b) Unión soldada.

Estos tipos de estructuras cuando se quieren modificar, no se pueden, porque las distintas partes extraídas, difícilmente coinciden para nuevas configuraciones, por lo que resulta más caro rehacer la estructura que fabricar una nueva, optando en la mayoría de los casos por achatarrarlas cuando se modifican.

1.3.4 Uniones mediante perno ciego para estructuras de tubo cuadrado.

Actualmente existen conexiones desmontables para perfiles tubulares cuadrados como son los sistemas mediante perno ciego, entre los cuales están por ejemplo los "Hollo-bolt" (Lindaper,2022) o los de "Boxbolt" (LNAsolutions, 2022). Estos sistemas permiten el montaje de estructuras a partir de tubos cuadrados o rectangulares sin necesidad de soldarlos o emplear placas soldadas o taladros roscados en los pilares (figura 1.8). El principal problema es que este tipo de unión requiere de un taladrado del pilar y el empleo de una placa de cabeza en las vigas, por lo que, al igual que sucede con las estructuras atornilladas clásicas son de difícil reconfiguración. Sobre este tipo de uniones Cabrera et al. (2021a) realizó un estudio del estado del arte, donde describe los procedimientos utilizados para los ensayos y los modos de falla producidos, tratando también los modelos analíticos desarrollados para su análisis.

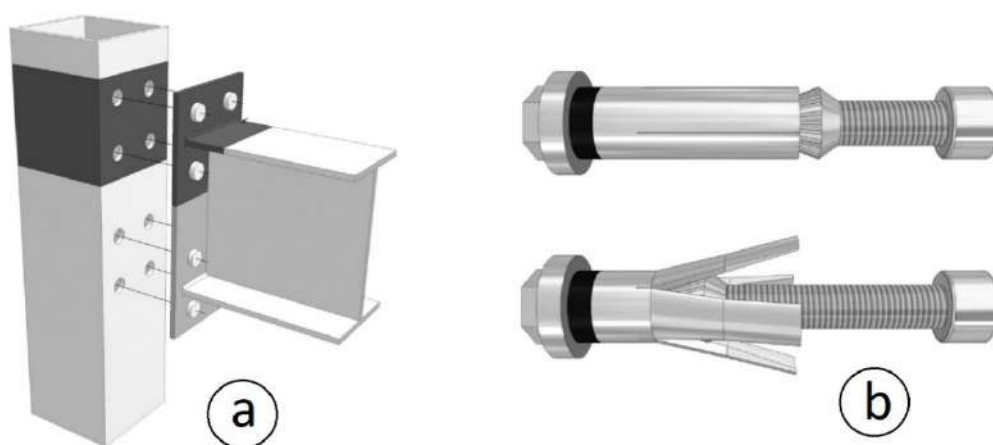


Figura 1.8 a) Ejemplo preparación para unión con perno ciego (fuente: Fig. 1 de Cabrera et al. 2021a. b) Ejemplo de perno ciego y su funcionamiento (fuente: Fig. 8 de Cabrera et al. 2021a).

También Cabrera et al. (2021b) realizó un análisis experimental y numérico de la precarga en este tipo de tornillos ciegos. Wang et al. (2010) investigó el comportamiento del perno cuando se usa en conexiones resistentes a momento flector. Otro trabajo sobre este tipo de unión es el de Lee et al. (2010) donde presentó los resultados de los ensayos realizados con conexiones de casquillos

en T con pernos ciegos a columnas de sección hueca en las regiones de tracción y compresión bajo carga estática.

1.3.5 Uniones mediante perfilera perforada en continuo

Otra solución de unión en estructuras metálicas es el uso de pilares perforados de forma continua, a los cuales se unen las vigas mediante enganches rápidos realizados con pestañas que sobresalen en los extremos de las mismas. Este tipo de unión es la empleada habitualmente en las de estanterías de acero, las cuales pueden llegar a ser la propia estructura del edificio (ver figura 1.9). Este tipo de unión permite el fácil desmontaje de la estructura y la reconfiguración de la altura de las vigas, pero está condicionado a la longitud que tienen las vigas originales, y esta no puede ser variada sin sustituir estas por otras con la longitud deseada. Sobre este tipo de uniones y estructuras también se tienen realizado varios trabajos de investigación como son los de [Abdel-Jaber et al. \(2006\)](#) donde llevó a cabo una investigación teórica y experimental de las estructuras de estanterías bajo balanceo, [Galeotti et al. \(2021\)](#) estudió la respuesta sísmica de este tipo de estructuras de estanterías o el trabajo de [Elias et al. \(2018\)](#) que reportó una investigación experimental sobre el comportamiento de montantes de estanterías bajo compresión axial.

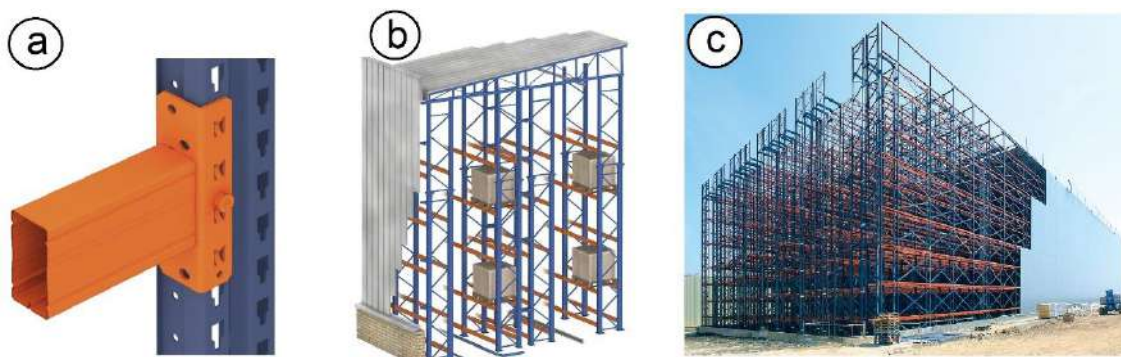
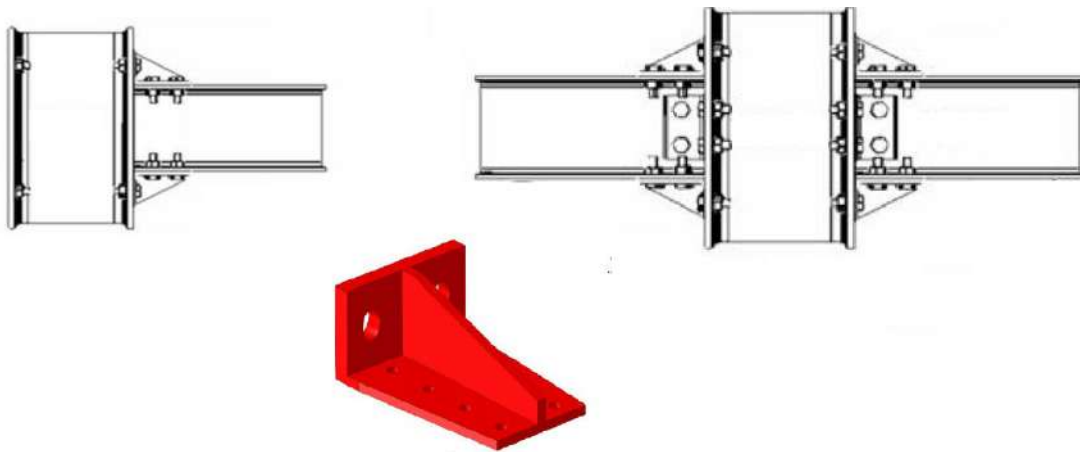


Figura 1.9 a) Unión de viga a pilar perforado en continuo. b) Modelo 3D de estructura completa realizada con este sistema estructural. c) Foto de edificio construido con este sistema estructural. (fuente: <https://www.mecalux.es/>)

1.3.6 Uniones atornilladas con escuadras desmontables

Las uniones atornilladas clásicas son desmontables, pero difícilmente reconfigurables, especialmente porque las vigas tienen siempre soldadas unas

placas de cabeza, normalmente acarteladas y con una placa de testa taladrada que hacen que estas sean imposibles de reconfigurar. Actualmente existen soluciones con cartelas desmontables que permiten una mayor facilidad para la reconfiguración, aunque siempre es necesario taladrar las vigas y pilares ([figura 1.10](#)). Sobre este tipo de uniones también se realizaron diversas investigaciones como son las de [Abar et al. \(2022\)](#), [Abar et al. \(2020\)](#) o la de [Reinosa et al. \(2020\)](#).



[Figura 1.10](#) Ejemplo de uniones con escuadras desmontables (fuente: [Fig. 1 y 3 de Reinosa et al. 2020](#))

1.4 Sistemas de unión desmontables y reconfigurables.

1.4.1 Unión rápida para tubos redondos

Entre los sistemas de unión que permiten realizar estructuras desmontables y reconfigurables están los que se emplean para el montaje de andamios de grandes dimensiones y de formas diversas, ensamblados a partir de perfiles de tubo redondo ([figura 1.11a](#)). Dentro de estos sistemas se puede distinguir principalmente dos:

- Los andamios realizados mediante bloqueo de disco (“Disk-lock”), los cuales permiten cierto grado de libertad en el montaje de las estructuras, aunque están siempre limitados a las alturas donde están situados los anillos de bloqueo (“Ring-lock”) en los pilares y a la longitud de los tubos de las vigas horizontales y diagonales, con sus extremos preparados para el anclaje en los anillos de bloqueo (ver [figura 1.11c](#)).

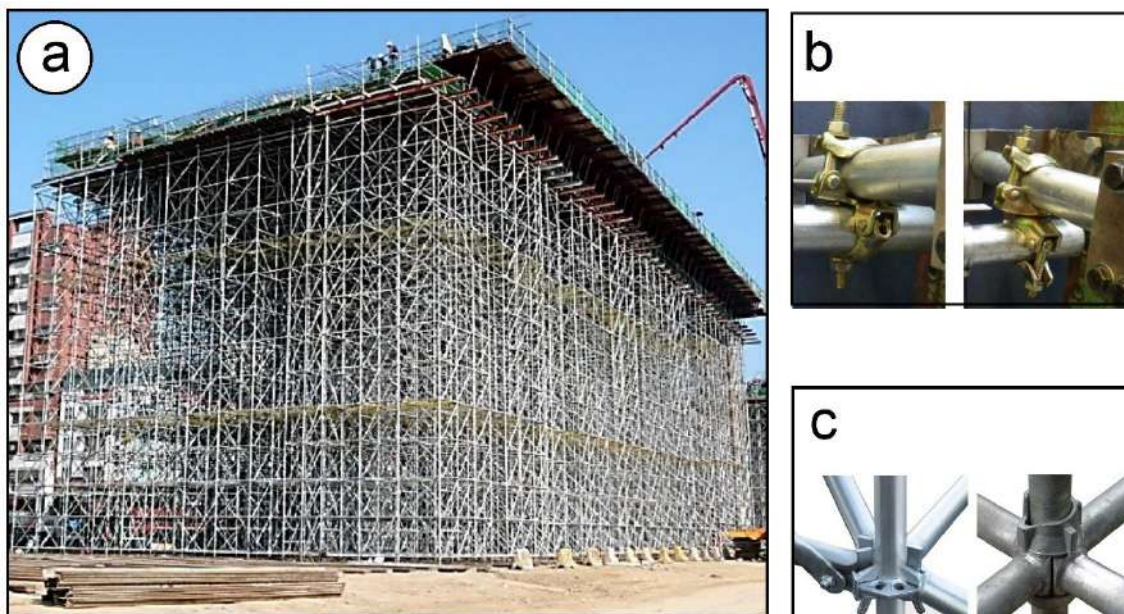


Figura 1.11 a) Montaje de una estructura de andamios (fuente: [Fig. 1 de Peng et al 2013](#)). b) Scaffolding couplers (fuente: [Fig. 3 de Abdel-Jaber et al. 2020](#)). c) Disk-lock y cuplok (fuente: [Fig. 2 de Zheng et al. 2021](#))

Sobre este tipo de sistemas estructurales se han realizado diversos estudios. [Pien et al. \(2020\)](#) realizó estudios experimentales en uniones de andamios tipo ring-lock. [Zheng et al. \(2021\)](#) investigó el comportamiento momento-rotación de uniones de andamios tubulares de acero disk-lock y cuplok con diferentes configuraciones. [Peng et al 2013](#) investigó las capacidades de carga y los modos de falla en varias configuraciones basándose en pruebas experimentales complementadas con análisis estructurales. También posteriormente [Peng et al. \(2017\)](#) investigó la estabilidad de las estructuras realizadas mediante sistemas de andamiaje a carga estáticas según se empleen o no diagonales. [Błazik-Borowa et al. \(2020\)](#) mostró la influencia de las

cimentaciones incorrectas de los andamios sobre los esfuerzos en sus elementos.

- Los andamios realizados con acopladores rápidos “scaffolding couplers” permiten una mayor versatilidad en la composición de las estructuras, no siendo necesario ninguna operación previa sobre los tubos y siendo, por lo tanto, totalmente reconfigurables (ver [figura 1.11b](#)). Sobre este tipo de estructuras se han realizado revisiones del estado del arte como la realizada por [Beale \(2014\)](#) o trabajos como el de [Abdel-Jaber et al. \(2020\)](#) que estudió las propiedades de las conexiones de andamios y accesorios bajo cargas cíclicas.

El mayor inconveniente de este tipo de estructuras es que debido a su configuración y el tipo de perfil empleado (tubo redondo) solo son válidas para estructuras de andamiaje o similares.

1.4.2 Unión de perfiles en I a tubos cuadrados mediante conexión de collar.

La conexión mediante collar es un sistema que permite la unión desmontable y sin necesidad de realizar operaciones previas en los pilares de la estructura, aunque si requiere operaciones previas en los extremos de las vigas. Este tipo de unión es desmontable y reconfigurable en altura, aunque sería necesario realizar siempre operaciones previas en las vigas si se requieren longitudes diferentes a las que tienen las vigas a reutilizar.

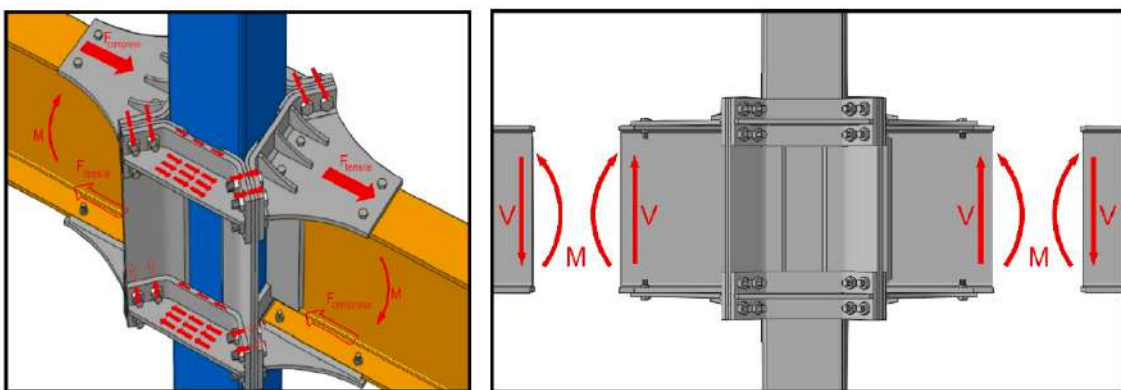


Figura 1.12. Ejemplo de unión de dos vigas a un pilar mediante collar de conexión (fuente: [Fig. 3 de Hosseini et al 2020](#)).

Entre los estudios realizados sobre este tipo de unión están los de [Hosseini et al. \(2020\)](#) que llevó a cabo un estudio numérico de la conexión de collar rígido de acero sometido a cargas cíclicas. El trabajo de [Rezaeian et al. \(2014\)](#) donde analizó el comportamiento sísmico de conexión rígida mediante collar tipo “connection ConXL” en pilares cajón no rellenos de hormigón y también [Yang et al. \(2016\)](#) que realizó el estudio numérico del comportamiento sísmico de la conexión biaxial de momento mediante collar del tipo “connection ConXL”

1.4.3 Uniones desmontables y reconfigurables mediante perfilera de aluminio ranurada.

Una de las soluciones empleadas para cargas pequeñas en la industria son las vigas de aluminio con secciones ranuradas, las cuales permiten realizar uniones atornilladas desmontables y reconfigurables. Aunque este tipo de estructura no es de acero, es importante realizar un análisis del sistema de unión empleado debido a ser una opción muy interesante para estructuras desmontables y reconfigurables. Estas uniones se basan en que las vigas tienen ranuras en forma de T en toda su longitud y en las que se utilizan tornillos en T o tuercas en T para hacer las uniones de la estructura ([Boschrexroth, 2022](#); [Motedis, 2022](#); [Maytec, 2022](#)). Esta metodología de fabricación es muy utilizada con vigas de aluminio para la fabricación de muebles, pequeñas estructuras, etc. para plantas de fabricación. En este tipo de procesos, la única operación que hay que realizar sobre la viga es cortarla a medida, y por tanto, estas estructuras son totalmente desmontables y reconfigurables cuando se quieren reutilizar. Esta solución es muy adecuada para estructuras y equipos de pequeñas dimensiones y que tienen que soportar cargas bajas o medias, pero no son adecuadas para grandes estructuras o cargas (por ejemplo, superiores a 5KN/m² y luces superiores a 3 m). Para grandes cargas o estructuras, como las estructuras que se utilizan en la planta de montaje de automóviles, se necesitarían vigas de gran sección, lo que supondría que el precio de la estructura se elevaría considerablemente al ser de aluminio. Entre los trabajos de investigación realizados sobre este tipo de estructuras están el de [Walbrun et al. \(2019\)](#) o el de [Rudy et al. \(2013\)](#).

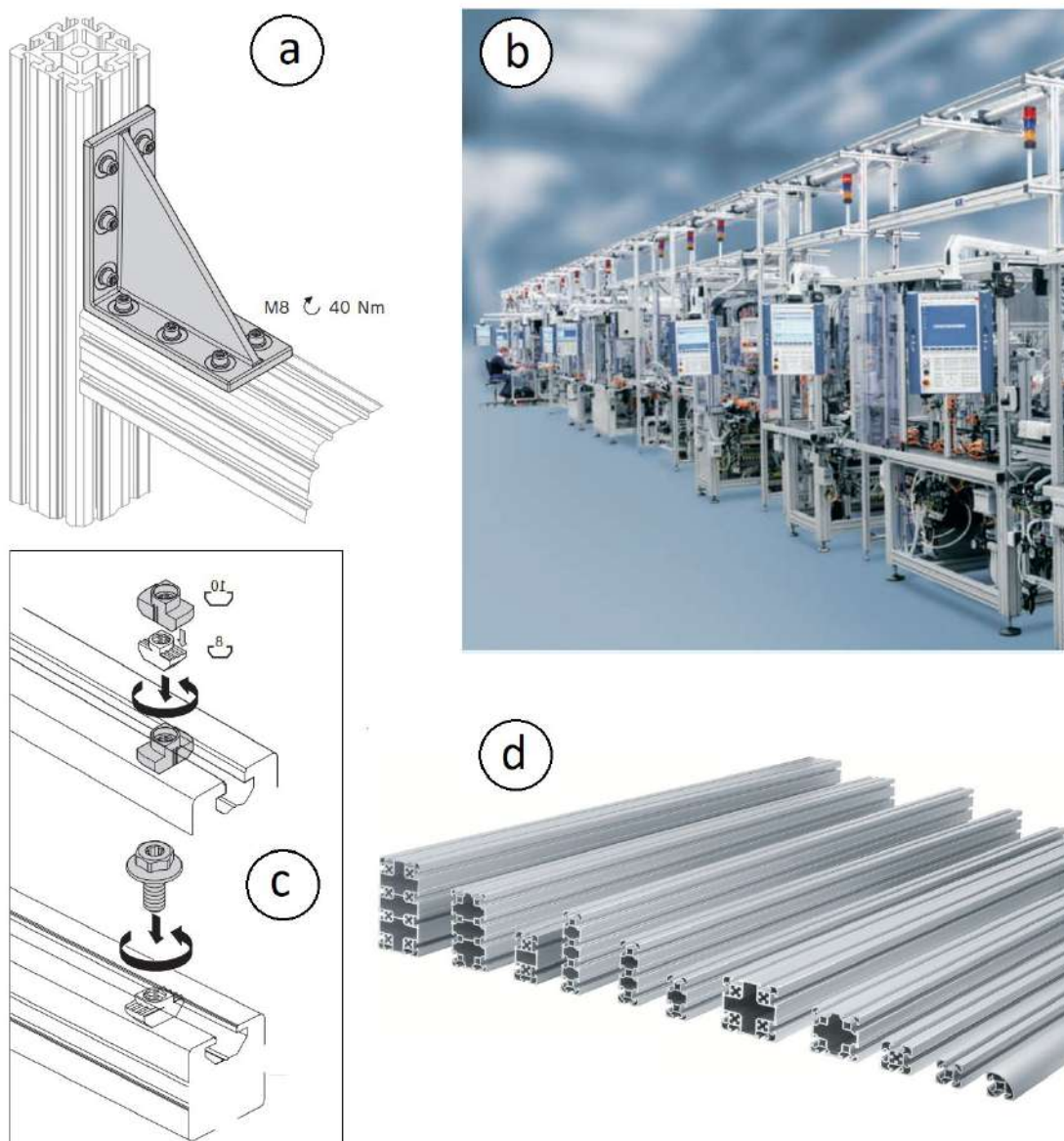


Figura 1.13 Sistema de unión para perfilería de aluminio (fuente: [Boschrexroth, 2022](#)). a) Ejemplo de unión a 90°. b) Ejemplo de estructura portante en instalación industrial. c) Funcionamiento de la unión mediante tuercas en T. d) Ejemplo de perfiles de aluminio ranurados.

1.5 Sistemas de unión para estructuras de acero mediante grapas.

Para el diseño y fabricación de estructuras desmontables empleando perfilería estándar como son los perfiles laminados en I o L, o los perfiles tubulares cuadrados y rectangulares, una de las metodologías más

prometedoras es el empleo de uniones grapadas. Estas uniones no requieren ningún tipo de preparación previa del perfil salvo su corte, y cuando es necesario su desmontaje, todos los elementos son totalmente reaprovechables y reconfigurables para otra nueva estructura.

En las uniones grapadas, la única operación a realizar sobre los perfiles es el corte a medida, a diferencia de las uniones clásicas atornilladas donde es necesario realizar operaciones previas como son el taladrado o rigidizado. Este hecho hace que los perfiles empleados en las estructuras grapadas junto con las grapas y bridas correspondientes sean totalmente reaprovechables (figura 1.14).

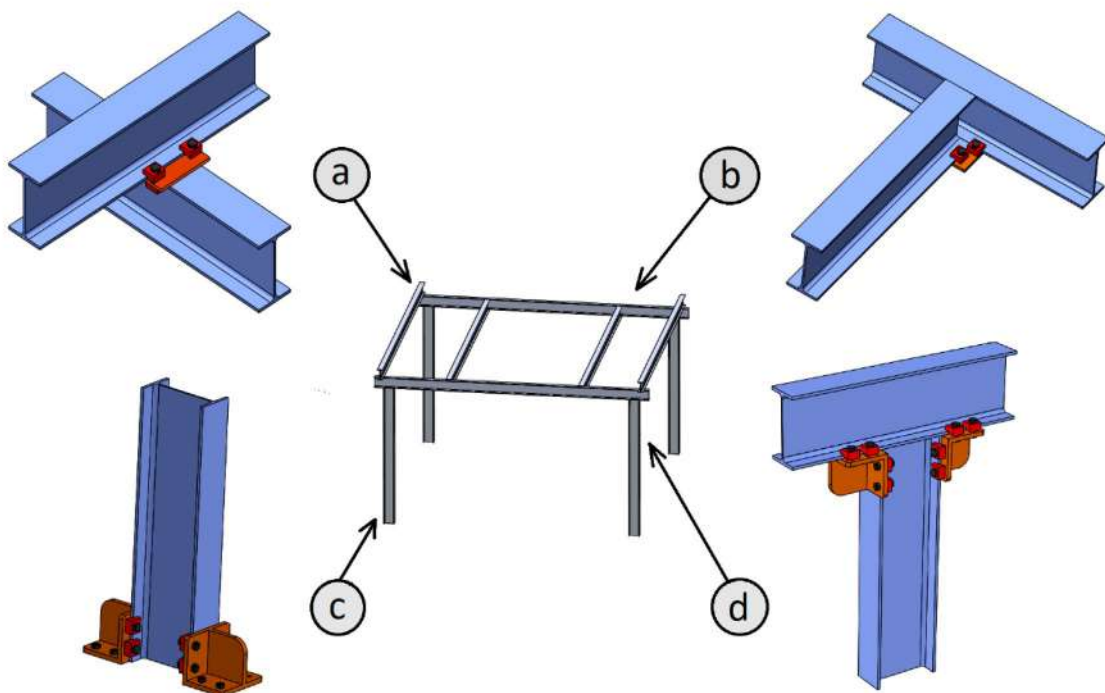


Figura 1.14 Ejemplos de sistemas de unión realizados con grapas. a) Unión transversal de vigas pasantes. b) Unión para vigas metálicas de perfil I enrasadas por la parte superior. c) Sistema de base desmontable para pilares de perfil I. d) Unión a 90° de extremo de pilar a viga.

Las estructuras realizadas con uniones grapadas no son de uso habitual principalmente por las siguientes causas: a) existe una falta importante de estudios e investigaciones en profundidad sobre el comportamiento de las uniones grapadas, b) este tipo de unión no está recogida en ninguna normativa

que facilite su empleo por parte de los técnicos que diseñan estructuras con perfilera en I, c) algunas de las soluciones de unión requeridas están aún pendientes de un mayor desarrollo técnico para cubrir todas las posibles necesidades.

1.5.1 Tipos de grapas para uniones grapadas

Actualmente en el mercado existen gran cantidad de modelos de abrazaderas, algunos equivalentes entre ellos y otros más específicos o incluso exclusivos de algún fabricante ([Lindapte](#); [LNA Solutions](#); [NucleoNova](#)). De una forma genérica se pueden clasificar las grapas en dos tipos ([figura 1.15](#)): las grapas pivotantes y las grapas de ajuste plano ([Cabaleiro et al. 2016](#)). Las grapas del tipo pivotante se apoyan en la parte trasera de la grapa sobre una línea de contacto en una de las piezas a unir, y en la parte delantera de la grapa, en otra línea de contacto en la otra pieza a unir. Dependiendo del espesor de las piezas a unir, las distancias de estas líneas de contacto al tornillo varían. Por el contrario, en las grapas de ajuste plano la parte trasera de la grapa se apoya en toda su superficie en una de las piezas a unir, y la parte delantera en toda su superficie en la otra pieza a unir. Debido a que el apoyo es plano, para cada espesor de pieza a unir se necesita una altura de talón de grapa diferente (medida k en la [figura. 1.15a](#)), esta altura también se puede conseguir empleando suplementos. Las grapas de ajuste plano pueden ser con taladro o pueden tener unido a ellas solidariamente el tornillo.

Las grapas planas tienen la ventaja de que el propio talón de la grapa, que se ajusta contra el borde del ala del perfil, evita que en el apriete del tornillo la grapa gire. Además, al realizarse el apriete en toda la superficie delantera y trasera de la grapa el reparto de presión es uniforme. El principal inconveniente de este tipo de grapa es que para cada espesor de ala de perfil es necesario emplear una grapa de altura diferente o los correspondientes suplementos. Las grapas del tipo pivotante, tiene la ventaja de que se puede adaptar la misma grapa para diferentes espesores de ala de perfil, pero por el contrario tiene el inconveniente de que la grapa puede llegar a girar durante el apriete y además, el reparto de tensiones sobre los perfiles a unir se realiza sobre una línea de contacto, lo que genera una importante concentración de tensiones en esas zonas.

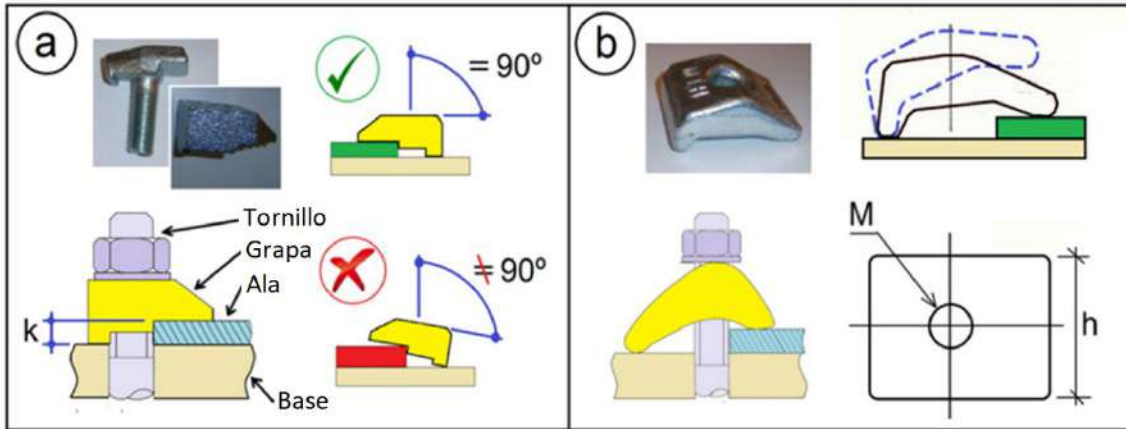


Figura 1.15. a) Croquis de las grapas planas. b) Croquis de la grapa pivotante. (fuente: Fig.2 de Cabaleiro et al. 2016)

El sistema de apriete de las grapas se basa en el mecanismo de palanca (Cabaleiro et al. 2016). Cuando se aplica carga a la unión (F) esta es transmitida al punto A (F_A) (figura 1.16). La fuerza (F_A) producida en el punto A es soportada por el tornillo (F_b) y por la reacción producida (F_B) en el borde trasero de la grapa B.

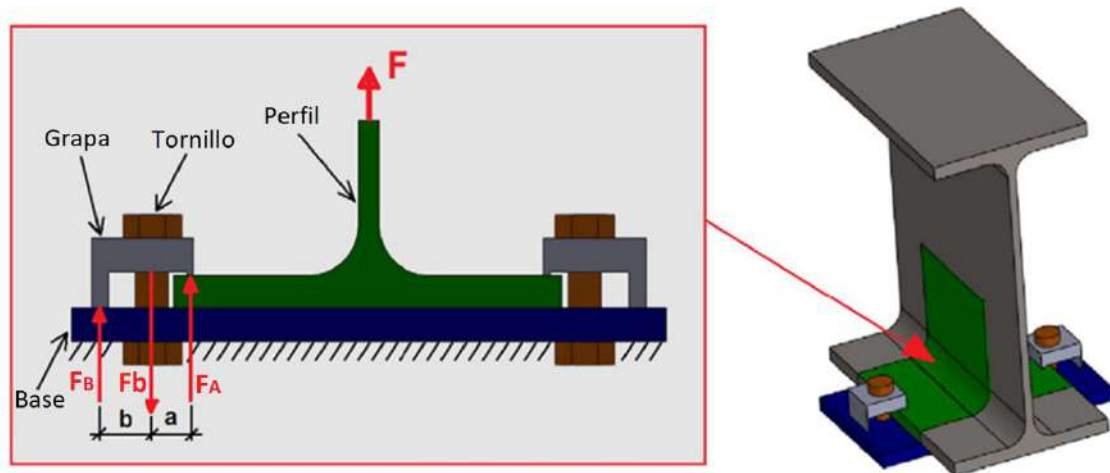


Figura. 1.16 Esquema del mecanismo de palanca de la abrazadera (fuente: Fig.3 de Cabaleiro et al. 2016).

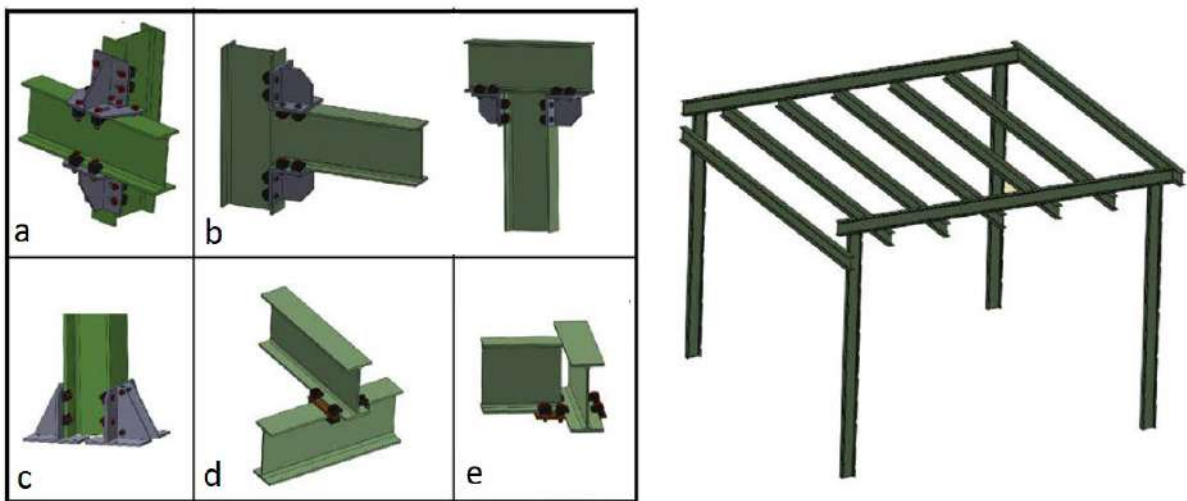
La fuerza en el punto A que es capaz de soportar la grapa (suponiendo que la grapa es lo suficientemente resistente para transmitir los esfuerzos entre los puntos A, B y el tornillo) es proporcional al valor de las distancias a y b (palanca delantera y trasera de la grapa) así como del esfuerzo máximo que

pueda soportar el tornillo. La ecuación que relación estos esfuerzos es:

$$Fb = \frac{F_A (a+b)}{b} \quad (1.1)$$

1.5.2 Tipo de uniones con grapas.

Para la fabricación de estructuras de acero desmontables y reconfigurables empleando grapas y a partir de perfiles con sección transversal en I existen diversas soluciones. Entre estas soluciones estarían las siguientes ([figura 1.17](#)) a) Unión a 90° de extremo de viga a pilar. b) Unión lateral a 90° grados de viga transversal a alas del pilar. c) Unión para vigas metálicas de perfil I enrasadas por la parte superior. d) Unión desmontable y regulable en ángulo entre perfil tubular cuadrado y perfil H. e) Sistema de base desmontable para pilares de perfil H. f) Unión transversal de vigas pasantes. De las soluciones de unión mencionadas anteriormente, algunas ya se están empleando de forma habitual en las instalaciones industriales, entre estas uniones están por ejemplo la unión transversal de vigas pasantes que se emplean habitualmente para anclaje y fijación de vigas carril, como para vigas secundarias de forjados o correas de cubiertas.

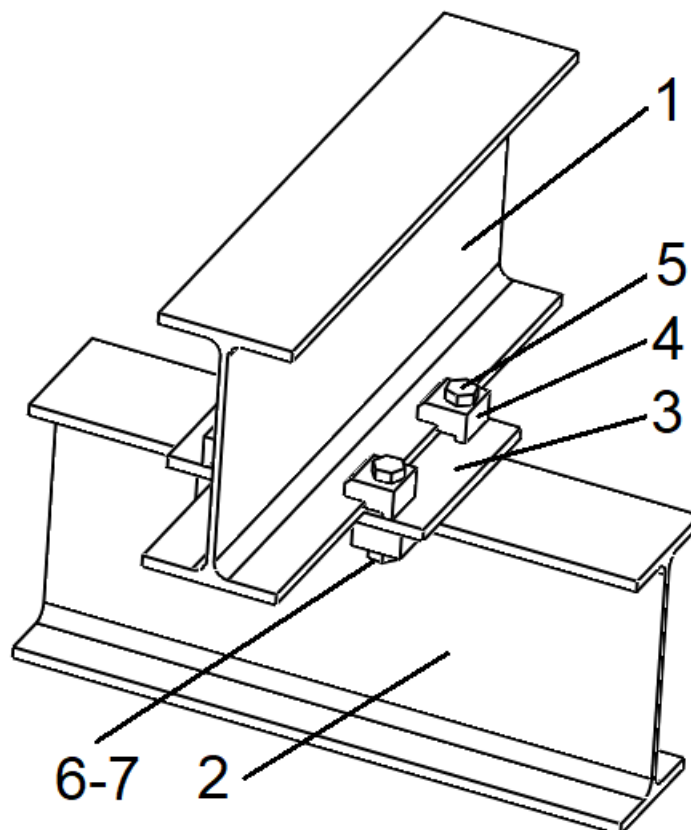


[Figura 1.17](#) Ejemplos de sistemas de unión realizados con grapas. a) Unión lateral de pilar y viga b) Unión del extremo de vigas a 90° c) Base para perfil tipo I. d) Unión transversal entre dos perfiles, e) Unión entre viga y viga-alma (fuente: [Fig. 2 de Cabaleiro et al. 2020](#)).

A continuación, se detallan las diferentes soluciones actuales para las uniones de vigas estándar en I mediante el empleo de grapas. Algunas de estas uniones fueron diseñadas y patentadas por el autor de esta tesis M. Cabaleiro

a) Unión transversal de vigas pasantes

Este sistema ([figura 1.18](#)) permite la unión a 90 grados de las alas de un perfil en I (1) con alas de otro perfil en I (2) pasante por la parte superior o inferior del anterior. Para la realización de la unión se emplea una placa metálica (3), provista de varios rasgados donde se montan las correspondientes grapas (4) con su tornillo (5), arandela (6) y su tuerca (7).



[Figura 1.18](#) Unión transversal de vigas pasantes mediante el uso de grapas y una placa intermedia.

b) Unión a 90° de extremo de viga a pilar

Este sistema ([figura 1.20](#)) permite la unión a 90 grados de la cabeza de un perfil en I (1) con las alas de otro perfil en I (2). Para la realización de la unión se emplean dos escuadras metálicas (3), provistas de varios rasgados donde se montan las correspondientes grapas (4) con su tornillo (5), arandela (6) y su tuerca (7). Los rasgados de las escuadras permiten el ajuste de las grapas y su tornillería a las alas de los diferentes tamaños del perfil a unir. Por otro lado, las escuadras están previstas de un acartelamiento que permite mediante el empleo de la tornillería correspondiente (8,9,10) que la unión se pueda realizar como articulada, semirrígida o rígida según el momento flector que se necesite transmitir ([figura 1.19](#)).

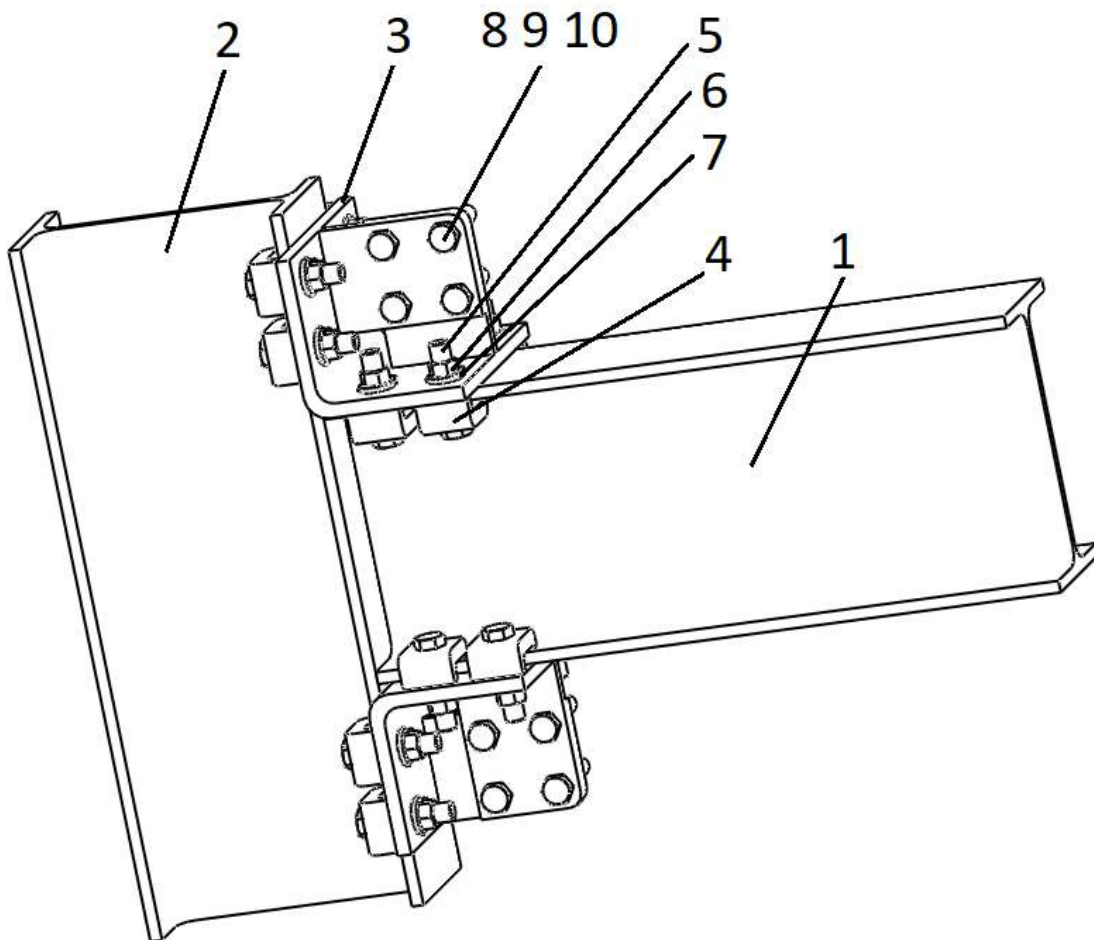
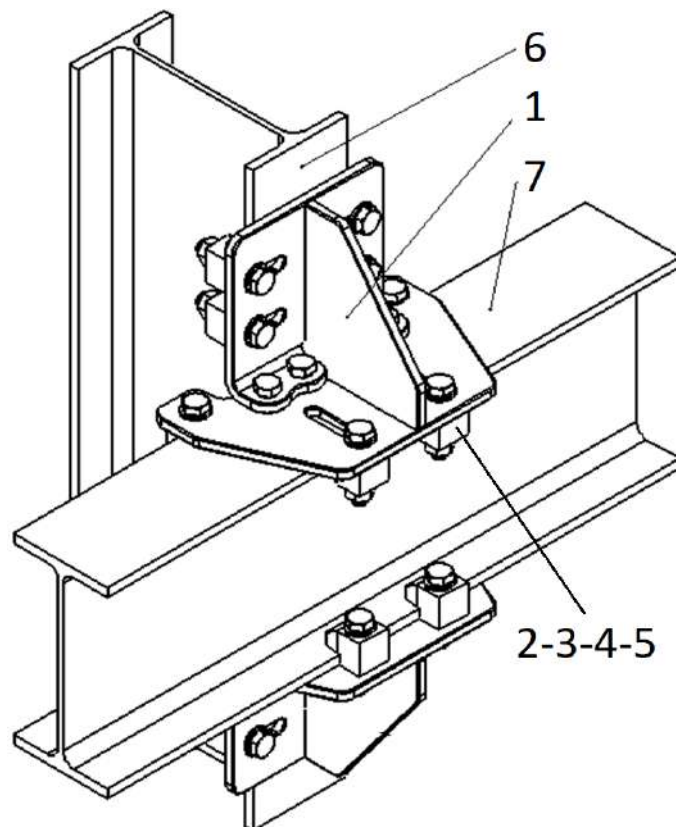


Figura 1.19 Unión a 90 ° de extremo de viga a pilar (fuente: [Fig. 7 Patente ES 2 432 915](#)).

c) Unión lateral a 90° grados de viga transversal a alas del pilar ([Patente ES2527338](#))

Este sistema permite la unión lateral a 90 grados del tipo “viga transversal a ala del pilar” de perfiles metálicos de sección en I. Para la realización de la unión se emplean dos escuadras metálicas (1), provistas de varios rasgados donde se montan las correspondientes grapas (2) con su tornillo (3), arandela (4) y su tuerca (5). Estas escuadras permiten la unión de la viga horizontal (7) con el pilar (8). Los rasgados de las escuadras permiten el ajuste de las grapas y su tornillería a las alas de los diferentes tamaños del perfil a unir. Por otro lado, las escuadras están provistas de unas pestañas con taladros roscados que permite mediante el empleo de la tornillería correspondiente que la unión se pueda realizar como articulada o como semirrígida, si el pilar puede absorber momentos laterales ([figura 1.20](#)).



[Figura 1.20](#) Unión lateral a 90° grados de viga transversal a alas del pilar (fuente: [Fig.1 Patente ES2 527 338](#)).

d) Unión para vigas metálicas de perfil I enrasadas por la parte superior (Patente ES2605021)

Este sistema (figura 1.21) permite realizar la unión enrasada por la parte superior de una viga principal (1) en I con una secundaria (2). Para la realización de la unión se emplean dos soportes, uno principal (3) y uno secundario (4). Estos soportes tienen unos rasgados donde se montan las correspondientes grapas (5) con su tornillo (6), arandela (7) y su tuerca (8) y que al igual que las uniones mostradas en los apartados anteriores permiten adaptarse a diferentes tamaños de perfiles en I. La placa soporte principal (3) está diseñada con unas pestañas laterales (10) las cuales contienen unos rasgados (11) que permiten regular la altura de fijación del extremo de las vigas transversal para distintos tamaños de vigas longitudinales, de forma que queden enrasadas por la parte superior. Para esta regulación es necesario la colocación y apriete de los tornillos y tuercas correspondientes.

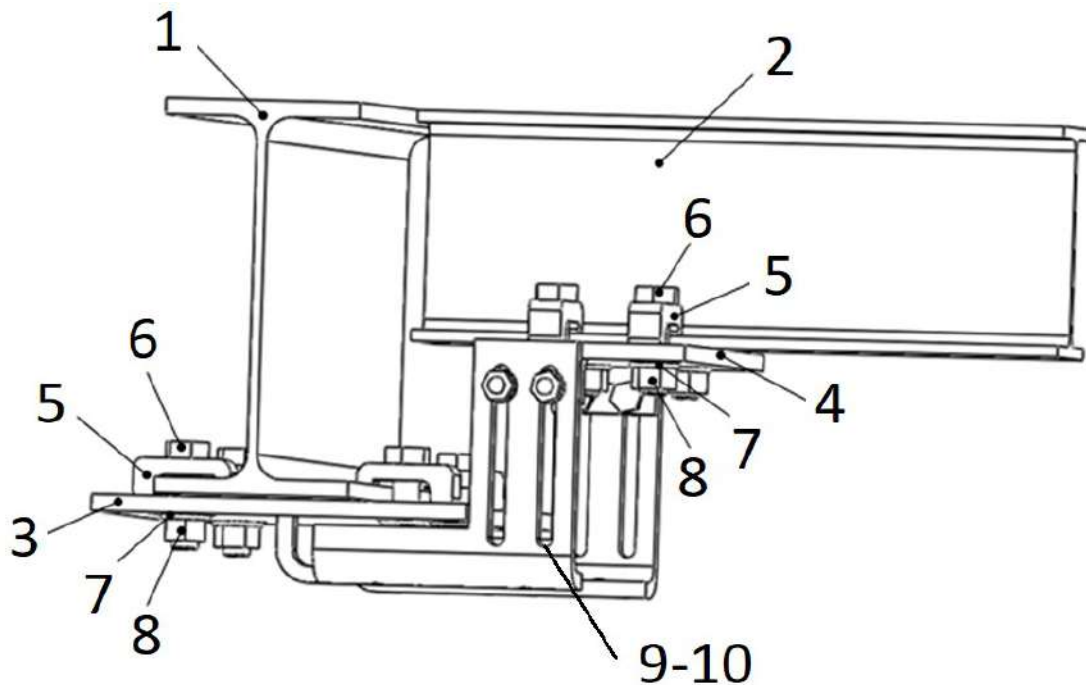
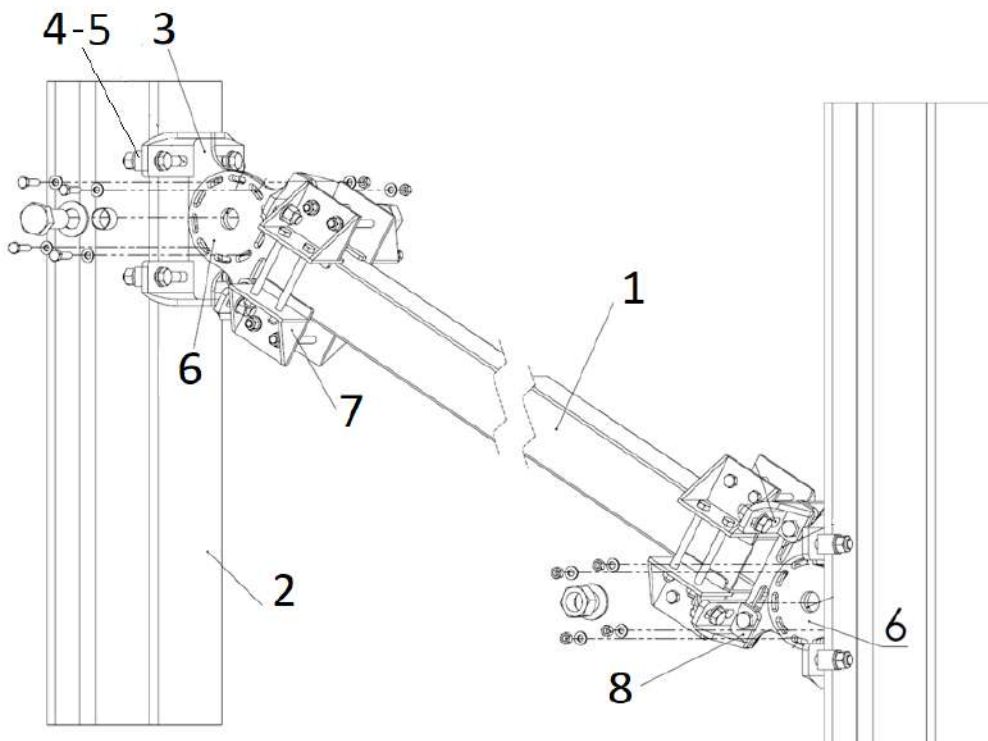


Figura 1.21 Unión para vigas metálicas de perfil I enrasadas por la parte superior (fuente: Fig.1 Patente ES2605021).

- e) Unión desmontable y regulable en ángulo entre perfil tubular cuadrado y perfil H. ([Patente ES2640959](#))

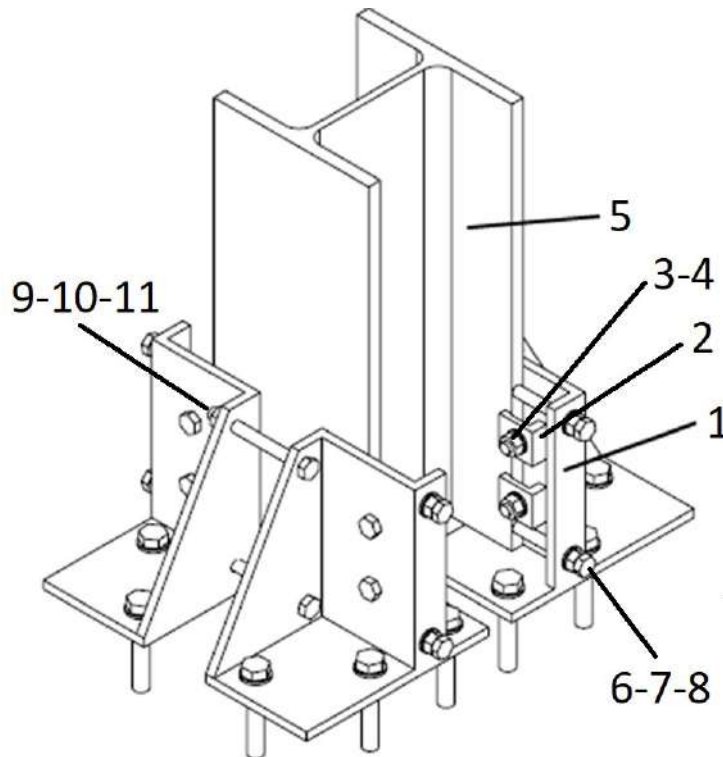
Este sistema ([figura 1.22](#)) permite la unión regulable en ángulo entre el extremo de un perfil de sección cuadrada (1) y la cara lateral de una viga en H (2). Para la realización de la unión se emplea un soporte base (3) con rasgados en la base, que mediante el empleo de las grapas (4) y sus tornillos (5) correspondientes permite el ajuste a las alas de los diferentes tamaños del perfil H a unir. De igual forma se emplea un soporte placa (6) con sus rasgados correspondientes en la base para adaptarse al tubo cuadrado a unir. Por otro lado, el soporte base (3) y el soporte placa (6) están provistos de una placa con un taladro central y unos taladros rasgados periféricos que permite la unión entre ambas placas (3) y (6) en el ángulo deseado empleando los tornillos y tuercas correspondientes. Para el anclaje del tubo cuadrado se emplean cuatro bridas en escuadra (7) con dos soportes en L (8) que con sus correspondientes tornillos que realizan el amarre del tubo de sección cuadrada.



[Figura 1.22](#) Unión desmontable y regulable en ángulo entre perfil tubular cuadrado y perfil H (fuente: [Fig.1 Patente ES2640959](#)).

- f) Sistema de base desmontable para pilares de perfil H ([Patente ES2664388](#))

Este sistema ([figura 1.23](#)) permite el montaje de una base desmontable en pilares con sección en H. Para la realización de la unión se emplean cuatro soportes base (1), provistos de unos taladros donde se ubicarán las grapas (2) y los tornillos y tuercas correspondientes (3,4) que permiten el amarre de estos soportes a las alas del perfil en H (5). Para asegurar la posición del soporte base en el pilar, y permitir la transmisión de los momentos laterales entre el pilar y el suelo, sin necesidad de sobrecargar por cortante las grapas, se emplean los tornillos de apriete (6, 7, 8), que irán desde la pestaña hasta el borde del ala del perfil. Los tornillos de amarre (9,10,11) de cada pareja de placas permiten la regulación de la unión para adaptarse a diferentes tamaños de perfil en H. Mediante los taladros de la placa base de las bridas de sujeción y empleando los correspondientes tornillos de anclaje y arandelas se realizará el anclaje del pilar al suelo.



[Figura 1.23](#) Sistema de base desmontable para pilares de perfil H (fuente: [Fig. 1 patente ES2664388](#)).

También se han realizado diseños de uniones desmontables que no necesitan el corte del perfil y usando la técnica de las uniones grapadas, pero con una mayor complejidad y número de elementos empleados, con el objetivo de absorber importantes esfuerzos sísmicos (Pongiglione et al. 2021). Este sistema permite la unión a 90 grados de la cabeza de un perfil en I con las alas de otro perfil en I. En este caso la unión está concebida para resistir a momentos ordinarios e intermedios en áreas sísmicas bajas y moderadas. Para ello se incorporan dos elementos adicionales, además de las bridas de unión con sus correspondientes tornillos para el amarre a las alas de los perfiles. El primer elemento son unas diagonales (4) unidas a las placas abrazadera mediante una bisagra realizada con un tornillo y tuerca, estas diagonales permiten transmitir un mayor momento flector entre la viga y el pilar. Por otro lado, la unión también está prevista con “tensores” (8) los cuales aumentan la rigidez de los perfiles frente a posibles esfuerzos adicionales sísmicos, sin necesidad de realizar una rigidización fija de los perfiles entre alas y alma.

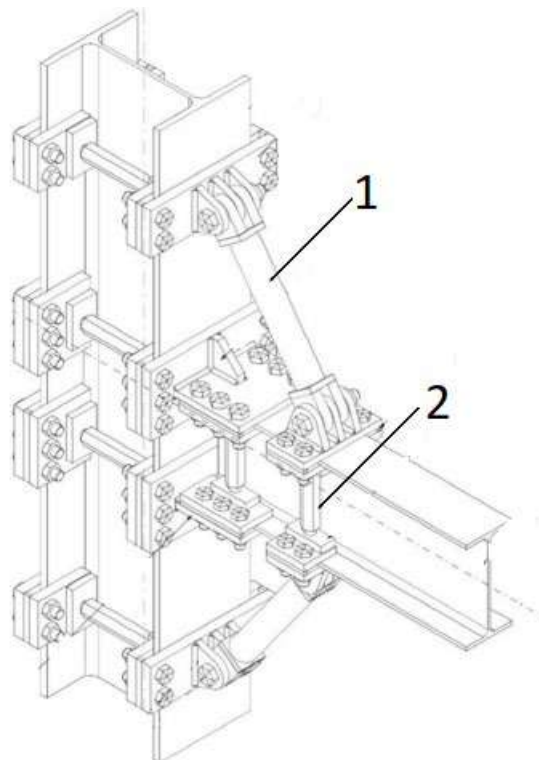


Figura 1.24 Unión a 90° de extremo de viga a pilar para absorción de efectos sísmicos (fuente: Fig. 1 de Pongiglione et al. 2021).

1.5.3 Comportamiento de las grapas a cargas axiales.

Para las uniones con grapas, se han realizado varias investigaciones. Entre estas están el trabajo de Cabaleiro et al. (2017) donde se propuso un modelo analítico basado en la metodología T-stub para el análisis de las uniones grapadas en función de las palancas trasera y delantera de la grapa y de las características geométricas de las alas del perfil.

La metodología T-stub está recogida por el Eurocódigo 3 (EN 1993-1-1:2005; EN 1993-1-8:2003) e indica que en las uniones atornilladas se pueden calcular los esfuerzos a los que están sometidas las alas del perfil a flexión empleando un modelo equivalente en forma de T (figura 1.18). Para el análisis según la metodología T-Stub el modelo en forma de T está anclado con dos tornillos en las alas de la T y se somete a tracción el alma de la T.

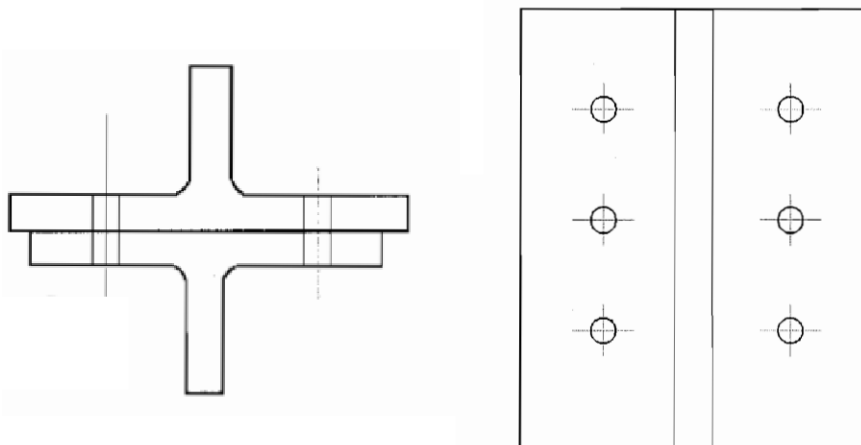


Figura 1.25 Modelo T-Stub del Eurocódigo (fuente: Fig. 6.2 pág. 67 EN 1993-1-8:2003).

En este trabajo se propuso de forma similar, emplear un modelo en forma de T el cual está anclado con dos grapas en las alas y se somete a tracción el alma de la T. Basado en este modelo T-Stub se propuso un modelo analítico que permite el cálculo y análisis de las uniones grapadas en función de las medidas de las palancas de la grapa, las características geométricas del perfil y el límite elástico del material. De la misma forma que en el caso de las uniones atornilladas, en las uniones grapadas se pueden producir tres modos de fallo diferentes (figura 1.26):

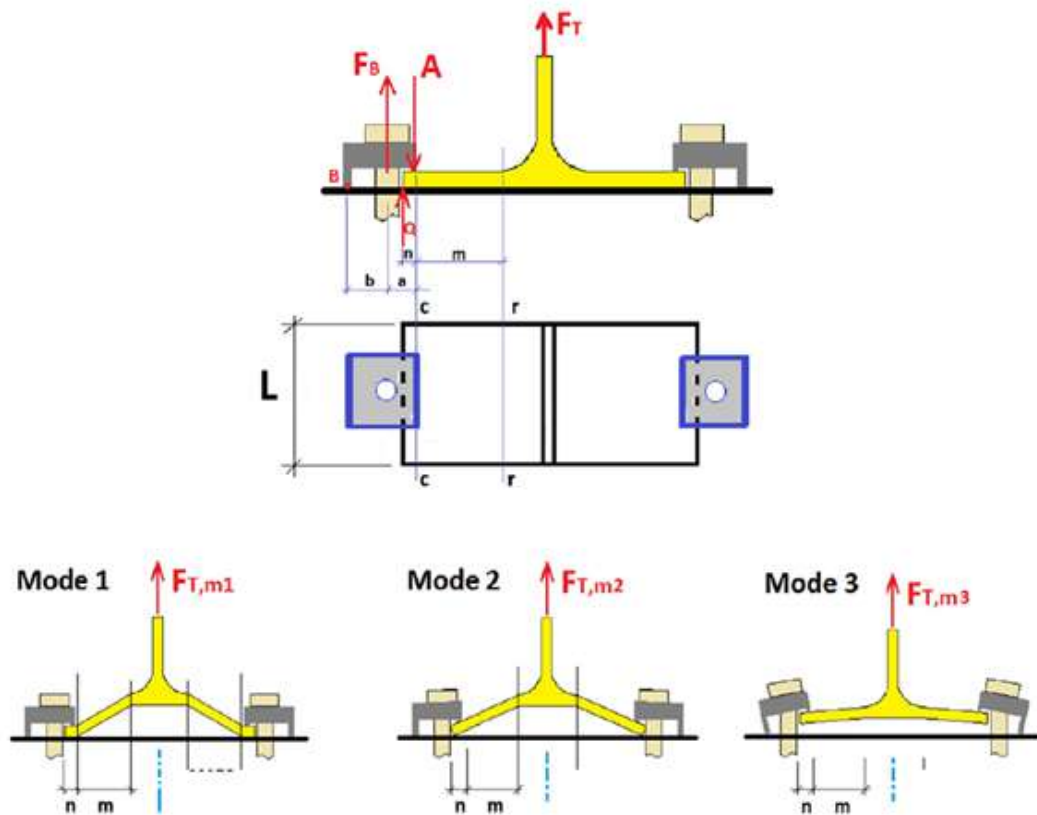


Figura 1.26 Modos de Flexión de la unión grapada (fuente: Fig.4 de Cabaleiro et al. 2017)

-Modo 1 (Flexible). El colapso de la unión se alcanza cuando se produce la plastificación simultánea en la línea c-c y la línea r-r del ala del perfil (figura 1.26). Esta situación se produce debido a que las alas del perfil se deforman con un valor mucho más elevado que lo que se deforma el tornillo de amarre. El valor de carga de rotura ($F_{T,m1}$) sería según la ecuación:

$$F_{T,m1} = \frac{l \cdot t^2 \cdot f_y}{m \cdot \gamma_{M0}} \quad (1.2)$$

donde l es la longitud del ala del casquillo en T, t es el espesor del ala del casquillo en T, f_y es el límite elástico del acero, m es la distancia desde la línea r-r hasta la línea c-c, y γ_{M0} es el valor de seguridad parcial.

-Modo 2 (Semirrígido). El colapso de la unión se alcanza cuando se produce simultáneamente la plastificación en la línea r-r del ala del perfil y el colapso del tornillo (figura 1.26). Esta situación se produce debido a que las alas del perfil se

deforman con un valor igual a lo que se deforma el tornillo de amarre. El valor de carga de rotura ($F_{T,m2}$) sería según la ecuación:

$$F_{T,m2} = \frac{n \cdot \left(\frac{F_{t,Rd} \cdot a}{(a+b)} \right) + l \cdot t^2 \cdot \frac{(f_y / \gamma_{M0})}{4}}{(m+n)/2} \quad (1.3)$$

donde n es la distancia desde la línea c-c hasta el borde de la brida, $F_{t,Rd}$ es el valor de diseño de la resistencia a la fuerza normal del perno, a la palanca delantera de la abrazadera y b la palanca trasera de la abrazadera.

-Modo 3 (Rígido). En este modo de rotura, la deformación que se produce en el ala del perfil es pequeña y sin llegar a alcanzar el límite elástico del material. Por otro lado, el tornillo se deforma sobrepasando el límite elástico y produciéndose su rotura. El valor de carga de rotura ($F_{T,m3}$) sería según la ecuación:

$$F_{T,m3} = \frac{2 F_{t,Rd} \cdot b}{(a+b)} \quad (1.4)$$

Para el diseño de la unión se emplearía el menor de los valores calculados para cada uno de los modos de fallo.

La validación fue realizada comparando los resultados obtenidos a partir del modelo analítico con los obtenidos de forma experimental en el laboratorio y con los de las simulaciones FEM. En este trabajo, basándose en el modelo analítico propuesto y en función del valor de las palancas de las grapas de amarre, se concluyó que:

- Para una mayor longitud de la palanca delantera de la grapa se produce un aumento de la resistencia del perfil, pero por el contrario disminuye la resistencia del tornillo.

- Para una mayor longitud de la palanca trasera, manteniendo el valor de la palanca delantera, aumenta la resistencia del tornillo.

- Las tensiones generadas en el ala del perfil dependen prácticamente del valor de la palanca delantera, ya que esta afecta directamente en el punto del ala (entre el borde del ala y el alma) donde se produce el apoyo de la grapa, mientras que el valor de la longitud de la palanca trasera no afecta en este aspecto.

- Para cada diseño de unión con grapas se tiene que buscar, en función de las dimensiones del perfil a emplear, unas dimensiones de palancas de grapa adecuadas que proporcionen un equilibrio entre las tensiones soportadas por los tornillos y las soportadas por el perfil.

En un trabajo posterior (Cabaleiro et al 2019-1), propuso un modelo analítico basado en la metodología T-Stub del Eurocódigo que permitió el análisis de la deformación de las uniones realizadas mediante grapas. Este modelo permitió analizar la deformación en base a la precarga aplicada a los tornillos y las características geométricas de la grapa (principalmente en función de las dimensiones de sus palancas).

El modelo desarrollado está basado en el comportamiento elástico de los materiales y en la teoría de los pequeños desplazamientos, el cual es aplicable a este caso de estudio. En el estudio del comportamiento de la unión basada en el modelo T-Stub se distinguieron dos modos de trabajo:

- Modo A: La deformación del casquillo en T se produce sin llegar a separarse del soporte base. En este modo de trabajo las fuerzas de palanca se desarrollan en los extremos del ala del perfil de forma similar a las uniones atornilladas clásicas, (ver figura 1.27).

- Modo B: La deformación del casquillo en T se produce llegando a separarse del soporte base. En este modo de trabajo las fuerzas de palanca ya no se producen porque no hay contacto entre el ala del perfil y la base del soporte (ver figura 1.27).

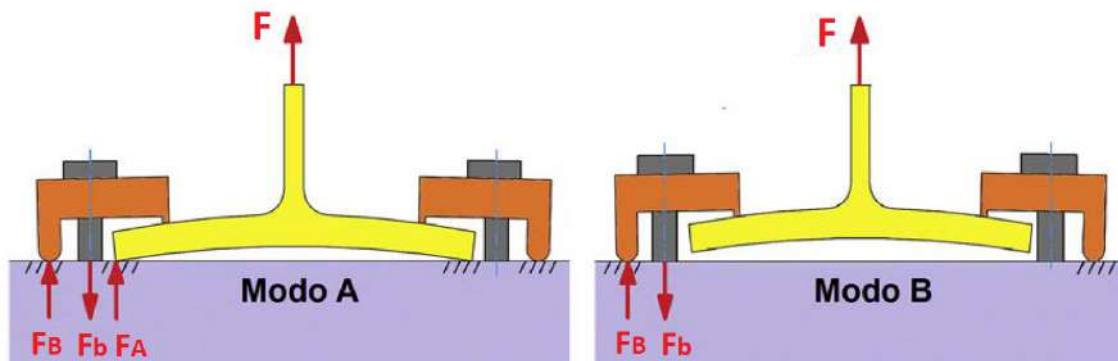


Figura 1.27 Esquema de los dos modos de trabajo de la unión grapada propuesto y estudiado en el modelo analítico basado en el modelo T-Stub del Eurocódigo (fuente: Fig. 5. de Cabaleiro et al. 2020).

Para la validación de este modelo se realizaron ensayos de laboratorio y también un modelo FEM para realizar diversas simulaciones. Los resultados obtenidos con el modelo analítico respecto a los obtenidos con los ensayos de laboratorio tuvieron una diferencia inferior al 12%.

Según los resultados obtenidos se pudo concluir que:

- Un aumento en la precarga de los tornillos implica una disminución significativa en la deformación de la unión.
- Un aumento de la palanca delantera implica una disminución en la deformación de la unión.
- Una disminución de la palanca delantera implica una pérdida de importancia del alargamiento del tornillo y la flexión de la grapa, a favor del aumento de la flexión del ala del perfil.
- Un aumento de la palanca delantera implica una disminución de la flexión del ala del perfil y un aumento del alargamiento del tornillo y la flexión de la grapa.

1.6 Sistemas de unión para tubos cuadrados mediante bridas.

Existen estructuras industriales que debido al tipo de equipos, maquinaria o instalaciones que tiene que soportar y el tipo de carga al que están sometidos, el tipo de perfil más adecuado a emplear es el de tubo cuadrado o rectangular. Generalmente con este tipo de perfil el tipo de unión mas empleado es la unión soldada o la atornillada clásica, pero al igual que sucede con los perfiles laminados, este tipo de unión no permite el crear estructuras que sean realmente desmontables y reconfigurables. Existen algunas soluciones, además de la atornillada clásica, como son las soluciones con sistemas mediante perno ciego ([Lee et al. 2010](#); [wang et al. 2010](#); [Cabrera et al. 2021a](#); [Cabrera et al. 2021b](#)), pero necesitan taladrado del tubo, lo cual también conlleva que las estructuras no sean desmontables y reconfigurables.

1.6.1 Tipo de uniones con bridas para tubos cuadrados

El empleo de uniones realizadas mediante abrazaderas y pernos con perfiles cuadrados o rectangulares pueden permitir la obtención de una amplia variedad de conexiones entre vigas y pilares de acero de sección rectangular o cuadrada, los cuales serían totalmente desmontables y reconfigurables. Por lo

tanto, posiblemente esta solución, sea la más adecuada para una total reutilización de las estructuras de tubos cuadrados. En la figura 1.28 se muestran algunas de las posibles uniones: a) Cruce entre vigas, b) Unión de cabeza a 90° , c) Unión lateral de vigas en diferentes ángulos, d) Base desmontable para pilares de sección cuadrada o rectangular.

Algunas de las uniones mencionadas anteriormente ya se están empleando para vigas secundarias en estructuras industriales como es el caso de la unión transversal entre viga y viga. Pero debemos indicar, que actualmente se carece de estudios del comportamiento de este tipo de uniones especialmente la unión a 90° .

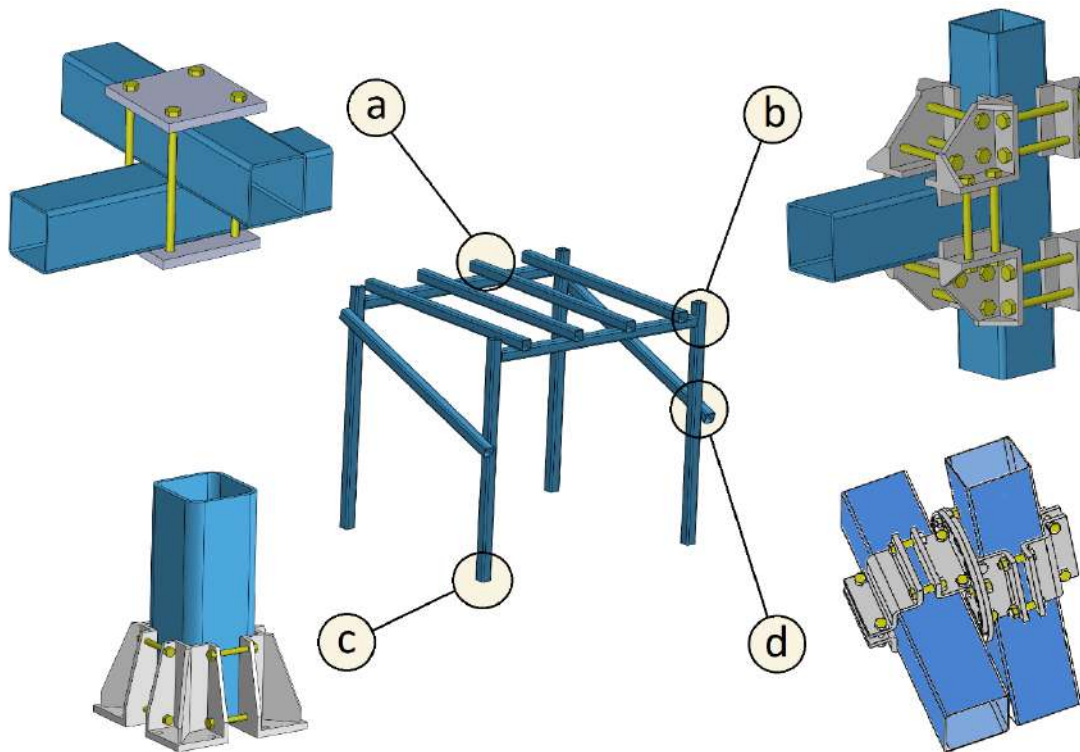


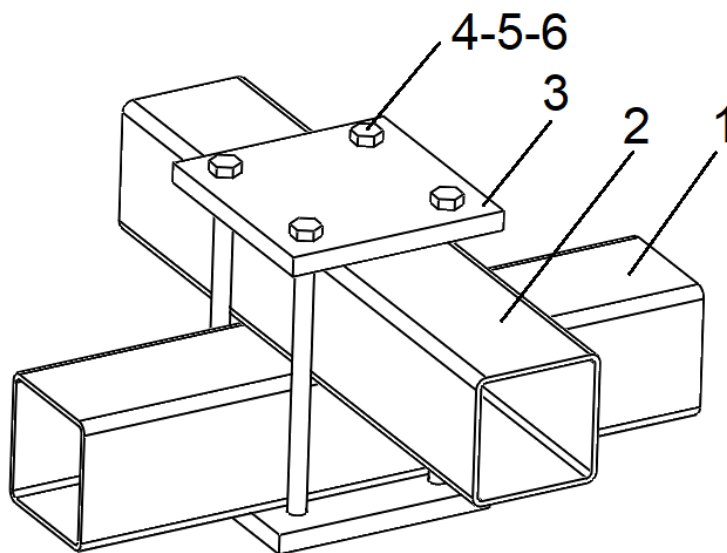
Figura 1.28 Distintas soluciones para uniones entre perfiles de sección cuadrada o rectangular. a) Unión transversal entre vigas. b) Juntas de cabeza a 90° . c) Sistema de base desmontable para pilares. d) Unión lateral de vigas de sección cuadrada en cualquier ángulo.

Los sistemas embridados para perfiles de sección cuadrada no se utilizan habitualmente para fabricar estructuras con perfiles de acero, debido entre otras razones a que: a) existe una falta importante de estudios, ensayos, publicaciones e investigaciones en profundidad sobre el comportamiento de las uniones embridadas en tubos cuadrados, b) este tipo de unión no está recogida en ninguna normativa que facilite su empleo por parte de los técnicos que diseñan estructuras, c) algunas de las soluciones de unión requeridas están aún pendientes de un mayor desarrollo técnico para cubrir todas las posibles necesidades de uniones.

Entre los tipos de uniones posibles podemos mencionar:

- a) Unión transversal de 90° a 45° de tubos cuadrados pasantes.

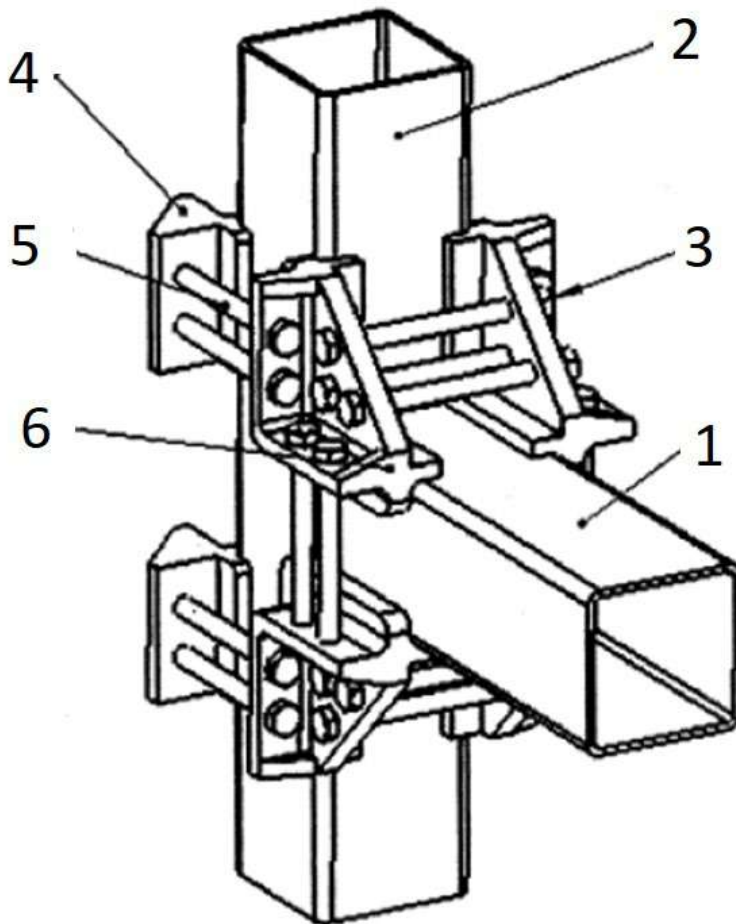
Este sistema ([figura 1.29](#)) permite la unión entre 90° y 45° grados de un tubo cuadrado o rectangular (6) con otro tubo cuadrado o rectangular (7) pasante por la parte superior o inferior del anterior. Para la realización de la unión se emplean dos placas metálicas (1), provistas de varios rasgados donde se montan los correspondientes tornillos (3), arandelas (2) y sus tuercas (5).



[Figura 1.29](#) Unión transversal de 90° a 45° de tubos cuadrados pasantes.

b) Unión a 90° de extremo de viga a pilar para perfiles cuadrados o rectangulares ([Patente ES2540164](#))

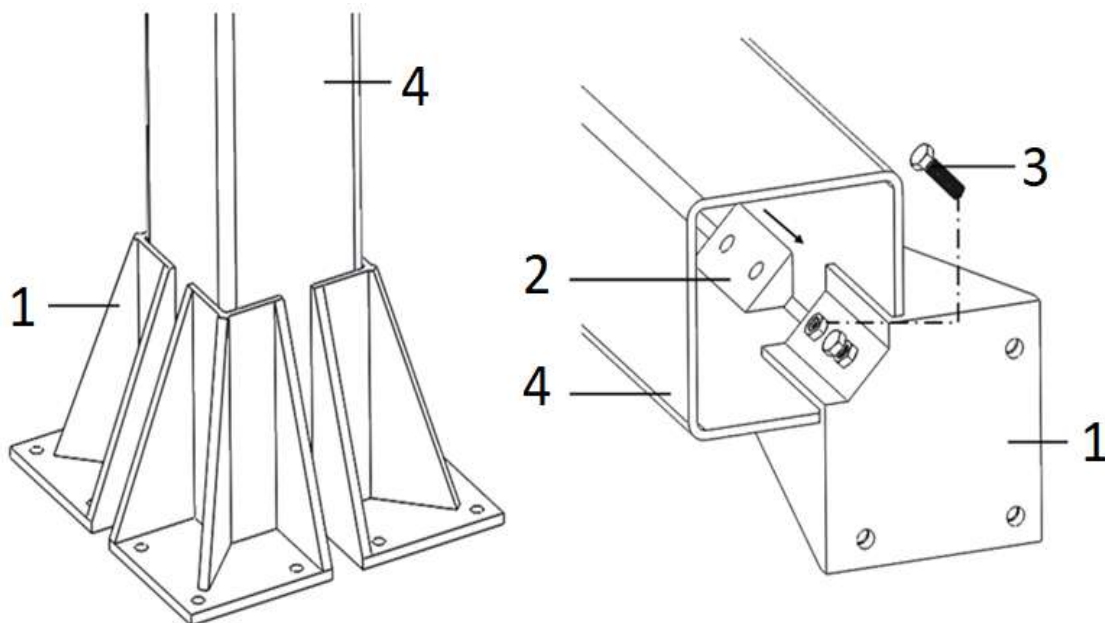
Este sistema ([figura 1.30](#)) permite la unión a 90 grados de la cabeza de un perfil cuadrado o rectangular (1) con otro perfil cuadrado o rectangular (2). Para la realización de la unión se emplean cuatro bridas con cartelas (3) y cuatro bridas sin cartelas (4), provistas de varios taladros donde se montan los correspondientes tornillos (5), y su tuerca (6). Mediante la regulación de los tornillos se puede adaptar las bridas a los diferentes tamaños de perfiles cuadrados o rectangulares a unir.



[Figura 1.30](#) Unión a 90° de extremo de viga a pilar para perfiles cuadrados o rectangulares (fuente: [Fig.1 de Patente ES2 540 164](#)).

- c) Sistema de base desmontable para pilares de tubos de sección cuadrada o rectangular ([Patente ES2555312](#))

Este sistema ([figura 1.31](#)) permite el montaje de una base desmontable en pilares de tubos de sección cuadrada o rectangular. Para la realización de la unión se emplean cuatro bridas base en escuadra (1), provistas de una pestaña interior en la cual se monta una cuña en forma trapezoidal (2), la cual mediante los tornillos de apriete, (3) permite el ajuste de la brida base en escuadra a la esquina del tubo del pilar (4), independientemente del espesor del tubo. El momento flector será transmitido del pilar al cimiento a través de las bridas base en escuadra (amarradas al perfil por las cuñas trapezoidales) mediante el efecto palanca.



[Figura 1.31](#) Sistema de base desmontable para pilares de tubos de sección cuadrada o rectangular (fuente: [Fig.1 de Patente ES2555312](#)).

d) Unión desmontable y regulable en ángulo entre perfil tubular cuadrado y perfil H (patente ES2640959).

Este sistema (figura 1.32) permite la unión regulable en ángulo entre la cara de un perfil de sección cuadrada (1) y la cara lateral de otro perfil de sección cuadrada (2). Para la realización de la unión se emplean dos bridas simples (3) en forma de escuadra y dos bridas regulables que tienen forma de escuadra por un lado y un plato circular con rasgados por el otro (4). Mediante la unión de las bridas simples con las regulables con sus correspondientes tornillos (5,6) se realiza el amarre de la unión a cada uno de los tubos. Posteriormente mediante los tornillos (7,8,9) a través de los rasgados de los platos de las bridas regulables se realiza la unión de un tubo con el otro en el ángulo deseado.

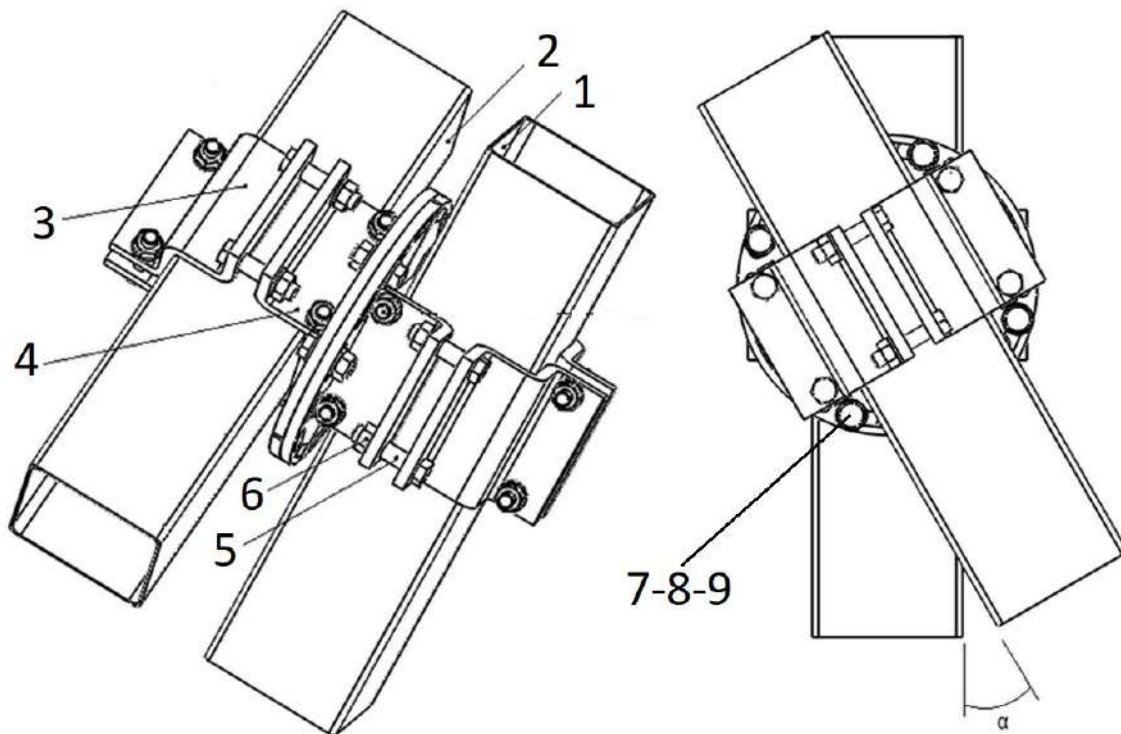


Figura 1.32 Unión desmontable y regulable en ángulo entre perfil tubular cuadrado y perfil H (fuente: Fig.1 de la patente ES2640959).

1.6 Nuevas líneas de investigación necesarias sobre uniones grapadas o embridadas.

En base al estado actual del arte se pone de relieve la necesidad de seguir profundizando en el comportamiento de este tipo de uniones. Por un lado, se debería profundizar más en el análisis y estudio del comportamiento a esfuerzos estáticos y dinámicos de las uniones grapadas en perfiles en I, así como las uniones embridadas en perfiles en tubo cuadrado. También se debería estudiar en detalle los métodos para el dimensionamiento de este tipo de uniones desmontables, tanto mediante métodos analíticos como con métodos de simulación numérica. Otra línea de investigación muy importante a abordar es la aplicación de estos nuevos sistemas de amarre desmontables no invasivos en el mantenimiento y refuerzo de estructuras históricas de acero.

En concreto, los objetivos de investigación a alcanzar que se enmarcan dentro de esta tesis y que se corresponden con cada uno de los siguientes capítulos son:

- 1) Analizar el comportamiento a fatiga de uniones grapadas.
- 2) Analizar la diferencia de rigidez de las uniones atornilladas clásicas frente a las grapadas.
- 3) Analizar la longitud efectiva en vigas en sección en I en uniones grapadas,
- 4) Analizar el comportamiento a flexión de las uniones embridadas a 90° para tubos cuadrados o rectangulares.
- 5) Desarrollar y analizar sistemas de unión con grapas con el objetivo de implementar nuevas estructuras desmontables para labores de mantenimiento en estructuras históricas.

CAPÍTULO 2

ANÁLISIS A FATIGA DE UNIONES GRAPADAS

Resumen

Hasta la fecha no se han realizado estudios sobre el comportamiento a fatiga de las uniones de acero mediante grapas, especialmente teniendo en cuenta sus principales características geométricas como el tamaño de las palancas de las grapas. En el trabajo de este capítulo se realizarán ensayos de fatiga en laboratorio con diferentes tamaños de grapa para estudiar el comportamiento de las uniones grapadas y se propondrá un modelo analítico que permita calcular y analizar el número de ciclos y el límite de fatiga de las uniones grapadas en función del tamaño de las palancas de sujeción. Los resultados experimentales fueron comparados con los obtenidos con el modelo analítico propuesto. Finalmente, se han determinado las relaciones entre la longitud de la palanca y el comportamiento a fatiga de las uniones con grapas. Se concluye que un aumento en el tamaño de la palanca delantera está asociado a una disminución en el límite de fatiga. Por el contrario, si se aumenta el tamaño de la palanca trasera, aumenta el límite de fatiga de la unión. En general, según los resultados obtenidos, la resistencia de la unión grapada se puede reducir a aproximadamente un tercio cuando se somete a cargas de fatiga.

2.1 Antecedentes de la fatiga en uniones grapadas

Como fue indicado en la introducción de esta tesis, existen pocos estudios de investigación sobre las uniones con grapas. Entre estos estudios está el trabajo de [Cabaleiro et al. \(2017\)](#), donde se realizó un primer estudio del comportamiento a cargas estáticas de las uniones atornilladas en función de las dimensiones de las grapas o posteriormente el trabajo de [Cabaleiro et al. \(2021\)](#) donde se propuso un modelo analítico para el cálculo de uniones de grapas basado en la precarga aplicada a los tornillos.

Este tipo de unión con grapas se suelen utilizar en estructuras para instalaciones industriales (por ejemplo, en las instalaciones de plantas de automoción) y las estructuras que deben soportar frecuentemente cargas dinámicas debido a maquinaria y equipos, o en el caso de la modificación de estructuras sujetas a cargas dinámicas, como son por ejemplo los puentes ferroviarios históricos ([Cabaleiro et al.2021](#)). Por tanto, es necesario evaluar el comportamiento a fatiga de este tipo de uniones, especialmente en función de las características que condicionan su funcionamiento (las longitudes de palanca) y prestando especial atención al comportamiento a fatiga de los tornillos, ya que a priori es el elemento con más probabilidades de rotura por fatiga (ver [figura 2.1](#))

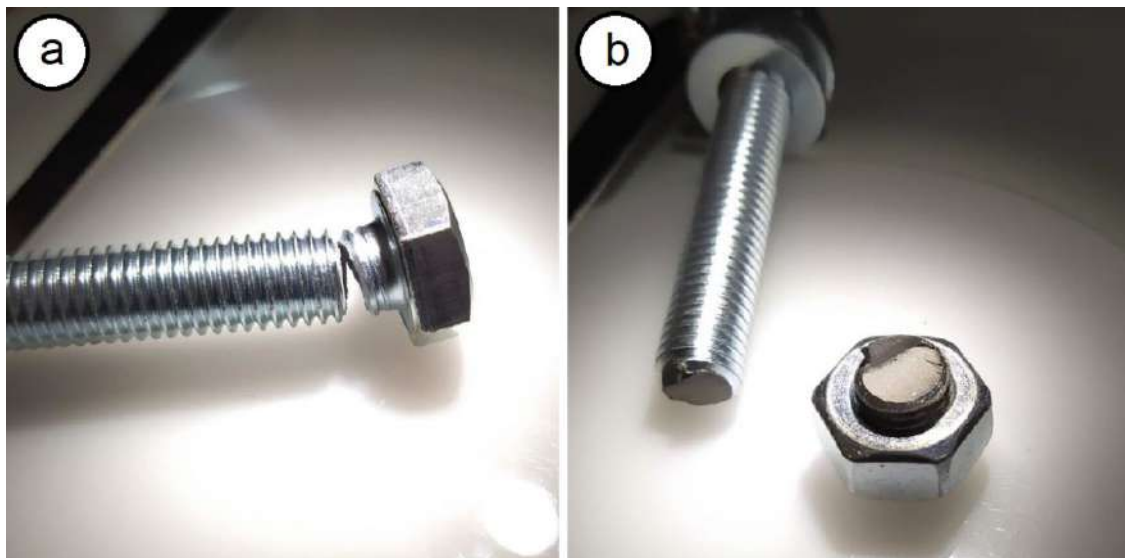


Figura 2.1 Ejemplo de rotura por fatiga de tornillos. a) Rotura en la cabeza del tornillo. b) Rotura en la zona próxima a la tuerca.

Existen numerosos trabajos de investigación sobre el comportamiento de las uniones atornilladas clásicas (Lachowicz et al. 2021; Bai et al. 2021; Luo et al. 2020; Ai-lin et al. 2018; Reinoso et al. 2020; Tartaglia et al. 2020; Zabojszcza et al. 2021), muchos de los cuales están centrados en la fatiga. Por ejemplo, en Zampieri et al. (2019) se lleva a cabo una revisión de la resistencia a la fatiga de las conexiones atornilladas a cortante, en Bartsch et al. (2020) se realiza un análisis de la resistencia a la fatiga de las conexiones de placas frontales con tornillos pretensados, y en el trabajo de Liu et al. (2020) se muestra una estrategia de modelado simplificada basada en la mecánica de daño continuo para la evaluación del daño por fatiga acumulada en uniones atornilladas de metal. Asimismo, en el trabajo de Yan et al. (2021) se muestra una prueba y análisis de elementos finitos de un nuevo tipo de junta de conexión de placa doble de doble ramal, en torres de base estrecha. Sin embargo, en la actualidad aún no se han realizado estudios sobre el comportamiento a fatiga de las uniones con grapas, especialmente teniendo en cuenta sus principales características geométricas, como el tamaño de las palancas. Por otro lado, también es necesario desarrollar métodos de cálculo de fatiga para este tipo de uniones, que sean fácilmente aplicables por los ingenieros en el cálculo y selección del tamaño de las palancas de sujeción de las grapas a utilizar en la unión de la estructura a diseñar.

En base a lo expuesto en los apartados anteriores, el objetivo del trabajo mostrado en este capítulo es por un lado, analizar en laboratorio el comportamiento a fatiga de las uniones grapadas en función del tamaño de la palanca de la grapa y por otro lado, proponer un modelo analítico que permita analizar rápidamente el número de ciclos y el límite de fatiga de las uniones grapadas (en concreto de los tornillos de amarre de la grapa) en función del tamaño de la palanca delantera y trasera de sujeción de la grapa. Este modelo analítico permitirá analizar mas en detalle y profundidad el comportamiento a fatiga de este tipo de uniones. Para la validación del modelo analítico propuesto se utilizarán los resultados de los ensayos experimentales realizados en la prensa de fatiga con grapas de diferentes tamaños.

2.2. Método analítico propuesto para cálculo a fatiga de uniones grapadas

2.2.1 Introducción a la fatiga

La fatiga es un fenómeno de rotura que se produce con esfuerzos muy inferiores a los valores teóricos de rotura del material cuando se someten a esfuerzos variables en el tiempo. Estos esfuerzos variables en el tiempo (figura 2.2) pueden ser principalmente de tres tipos (Norton, 2019) a) Totalmente alternante, en este tipo de esfuerzo variable el valor medio es de cero, pasando de forma alternante de tracción a compresión. b) Esfuerzo repetido, en este tipo de esfuerzo variable el esfuerzo va desde cero hasta un valor máximo. c) Esfuerzo fluctuante, en este tipo de esfuerzo variable el esfuerzo es siempre distinto de cero y siendo siempre un esfuerzo de tracción o de compresión.

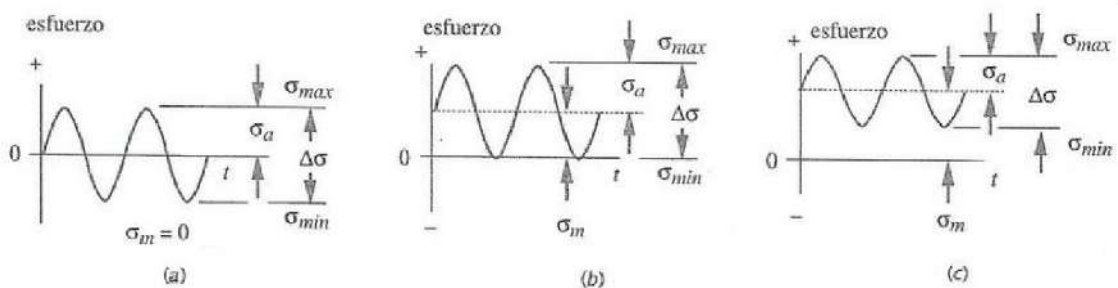


Figura 2.2 Gráfica de diferentes tipos de esfuerzos alternos. a) Esfuerzo totalmente alternante. b) Esfuerzo repetido. c) Esfuerzo fluctuante (fuente: Fig.6.6 de pág. 356 de Norton, 2019).

La ecuación 2.1 define el rango de esfuerzo

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (2.1)$$

siendo el valor de la tensión alternante igual a

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} \quad (2.2)$$

y el valor de la tensión media igual a:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (2.3)$$

Para el caso de tornillos precargados, que es el caso de los tornillos de las uniones grapadas, dichos tornillos están sometidos a un esfuerzo del tipo fluctuante, ya que los tornillos precargados se encuentran siempre sometidos a esfuerzo de tracción, variando este valor según se varía la carga a la que está sometida la unión. Cuando una unión precargada se somete a una carga externa, esta se reparte entre la carga que soportan las piezas de la unión y la que soporta el tornillo. La aplicación de la carga externa (P) sobre la unión precargada produce una reducción de la compresión en las piezas a unir y un aumento de la tracción en el tornillo (figura 2.3). Es decir, la carga externa (P) se reparte entre la carga (P_b) soportada por el tornillo y la carga (P_m) soportada por las piezas unidas por el tornillo.

$$P = P_b + P_m \quad (2.4)$$

por lo que la carga total soportada por el tornillo (F_b) es igual a la suma de la carga (P_b) debido a la carga externa más el valor de la precarga del tornillo (F_i)

$$F_b = P_b + F_i \quad (2.5)$$

mientras que la carga soportada (F_m) por las piezas unidas por el tornillo será igual a la diferencia de la carga (P_m) debido a la carga externa y el valor de la precarga del tornillo (F_i)

$$F_m = P_m - F_i \quad (2.6)$$

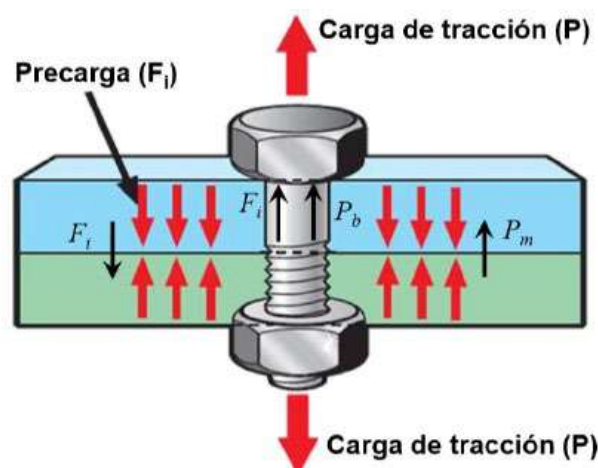


Figura 2.3 Esquema de fuerzas que intervienen en una unión mediante tornillo precargado (fuente: Figura 1.4.1 del Tema 8 de Mc Graw Hill, 2012).

Cuando la carga externa supera el valor de la precarga del tornillo, la ecuación 2.4 no se cumple, en consecuencia las piezas de la unión se separan y toda la carga externa es soportada por el tornillo. Por seguridad y la propia integridad de la unión, esta situación nunca se debe producir, por lo que las cargas externas nunca deben sobrepasar la precarga de los tornillos. El valor de la carga P_b que soporta el tornillo es proporcional al coeficiente de rigidez de la unión (C). El coeficiente de rigidez de la unión será igual a (Norton 2019):

$$C = \frac{K_m}{K_m + K_b} \quad (2.7)$$

siendo K_m la rigidez de la pieza a unir y K_b la rigidez del tornillo. Para el cálculo de estas rigideces se parte de que cuando se aplica una carga externa a la unión esta produce una deformación ($\Delta\delta$) en dicha unión en la cual se cumplen las siguientes ecuaciones:

$$\Delta\delta = \frac{P_m}{K_m} = \frac{P_b}{K_b} \quad (2.8)$$

por lo tanto, el valor de la carga externa soportada por el tornillo (P_b) será igual a:

$$P_b = C \cdot P \quad (2.9)$$

por lo que la carga total soportada por el tornillo (F_b) será:

$$F_b = C \cdot P + F_i \quad (2.10)$$

siendo C el coeficiente de rigidez de la unión, P la carga externa y F_i el valor de la precarga del tornillo.

También debemos considerar que para el caso de uniones atornilladas con precarga F_i en el tornillo y sometidas a cargas fluctuantes, el tornillo estará sometido a una fuerza alternante (F_{alt}) y una fuerza media (F_{med}) cuyos valores son (Norton 2019):

$$F_{alt} = \frac{F_b - F_i}{2} \quad (2.11)$$

$$F_{med} = \frac{F_b + F_i}{2} \quad (2.12)$$

por lo que las tensiones alternas y medias soportadas por el tornillo serán igual a:

$$\sigma_{alt} = K_f \frac{F_{alt}}{A_t} \tag{2.13}$$

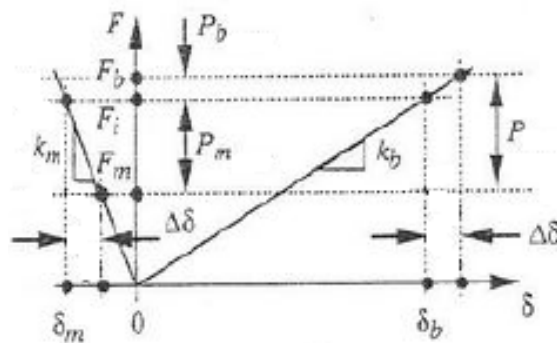
$$\sigma_{med} = K_{fm} \frac{F_{med}}{A_t} \tag{2.14}$$

donde A_t es el área eficaz del tornillo, K_f es el factor de concentración de esfuerzos para el tornillo según tabla de la [figura 2.4](#) y K_{fm} es la concentración de esfuerzos medio, que para tornillos precargados valdría 1.0 ([Nortom, 2019](#))

Factores de concentración de esfuerzos a la fatiga para pernos					
Dureza Brinell	Grado SAE (UNS)	Clase SAE (ISO)	Roscas K_f roladas	Roscas cortadas K_f	Filete K_f
< 200 (recocido)	≤ 2	≤ 5.8	2.2	2.8	2.1
> 200 (endurecimiento)	≥ 4	≥ 6.6	3.0	3.8	2.3

[Figura 2.4](#) Imagen de la Tabla de factores de concentración de esfuerzos a la fatiga de tornillos (fuente: [Tabla 14.8 en pagina 924 de Norton, 2019](#)).

Cuando la unión está sometida solo a la precarga del tornillo (F_i) y sin carga externa (P), las deformaciones que se producen en las piezas unidas (δ_m) son proporcionales a la rigidez (K_m) de las piezas a unir y las deformaciones que se producen en el tornillo (δ_b) son proporcionales a la rigidez del tornillo (K_b) como se muestra en la gráfica de la [figura 2.5](#).



[Figura 2.5](#) Esquema de las deformaciones y reparto de cargas entre las piezas a unir y el tornillo precargado (fuente: [Fig. 14.26 de la pag.923 de Norton, 2019](#)).

Cuando se aplica una carga externa P , esta se reparte entre una descarga de la fuerza que une las piezas (P_m) y un aumento de la carga a la que está sometida el tornillo (P_b). Este reparto será proporcional a la deformación y en función de las correspondientes rigideces como así se ha mostrado en la ecuación de los párrafos anteriores

$$\Delta\delta = \frac{P_m}{K_m} = \frac{P_b}{K_b} \quad (2.15)$$

El modelo analítico desarrollado en este trabajo será aplicado a la fatiga de alto ciclo, es decir de más de 1000 ciclos (ver figura 2.6; Shigley & Mischke 1990) y tiene en cuenta el diámetro y el grado del tornillo y las propiedades geométricas de la palanca de sujeción ya que estos son los parámetros que varían de forma más común en las grapas de unión.

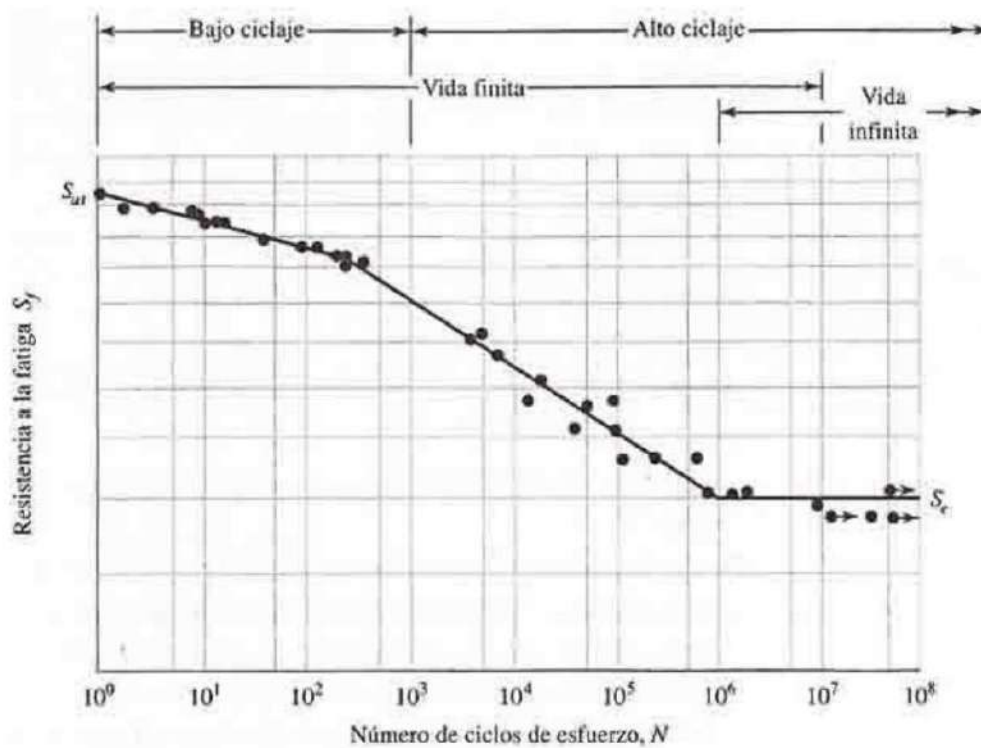
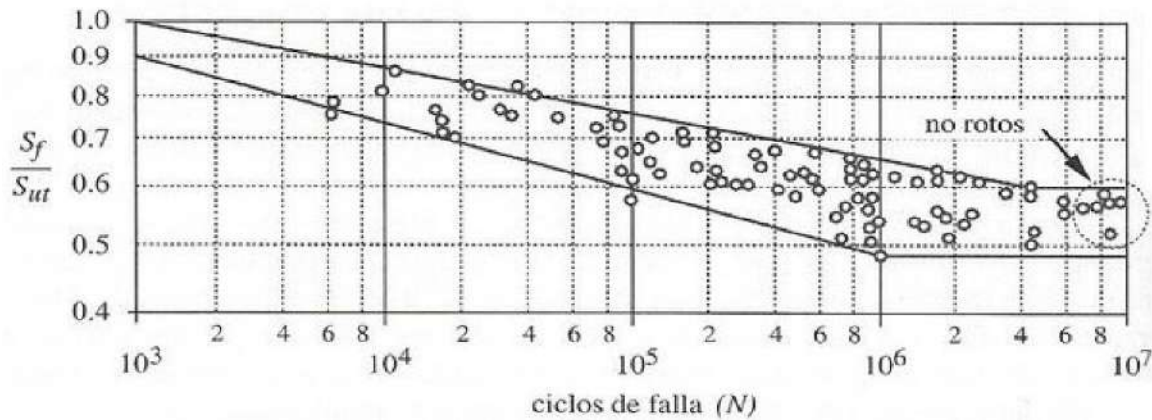


Figura 2.6 Diagrama S-N trazado a partir de los resultados de pruebas de fatiga axial con inversión completa. Material acero UNS G4 1300, normalizado; $S_{ut} = 116$ ksi; S_{ut} máximo = 125 ksi (fuente: Fig. 7.6 pág. 309 de Shigley & Mischke 1990).

En todos los casos, se considera que la unión presenta una vida ilimitada cuando se alcanzan los 10^6 ciclos sin fallar, valor habitual de referencia en una amplia tipología de aceros estándar (ver por ejemplo [figura 2.7](#); [Norton 2019](#)).



[Figura 2.7](#) Gráfica log-log de curvas compuestas S-N para aceros forjados de $S_{ut} < 200$ ksi (fuente: [Fig. 6.8](#) pág. 360 de [Norton 1999](#)).

Para el cálculo de límite de carga a fatiga se emplean las diferentes líneas de falla por fatiga (ecuación de falla). Entre las líneas más empleadas ([Norton 2019](#)) (ver [figura 2.8](#)) están la línea de Goodman modificada, la parábola de Gerber y la línea de Soderber. De estas tres, la parábola de Gerber es la que mejor se ajustaría a los datos experimentales, pero emplear esta línea para el cálculo no garantizaría estar dentro de la seguridad a fatiga. Por otro lado, la línea de Goodman sí que estaría en general por debajo de los datos experimentales de fatiga, pero teniendo en cuenta que para ciertos valores sobrepasa el valor del límite de fluencia del material, o dicho de otra forma la línea de fluencia del material. Para solucionar este aspecto está la ecuación de Soderber, pero tiene el inconveniente de ser en general demasiado conservadora para los valores que están por debajo del límite de fatiga del material.

Para la definición de las ecuaciones de estas líneas tendremos en cuenta los valores de σ_a y σ_m ([ecuación 2.2 y 2.3](#)) ya explicadas anteriormente. También se considerará (S_{ut}) la resistencia última a tracción del material y (S_e) el límite de fatiga teórico del tornillo. Según esto ([Norton 2019](#)):

La parábola de Gerber queda definida por:

$$\sigma_a = S_e \left(1 - \frac{\sigma_m^2}{S_{ut}^2} \right) \quad (2.16)$$

La línea de Goodman modificada queda definida por:

$$\sigma_a = S_e \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_{ut}} \right) \quad (2.17)$$

La línea de Soderber queda definida por:

$$\sigma_a = S_e \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_y} \right) \quad (2.18)$$

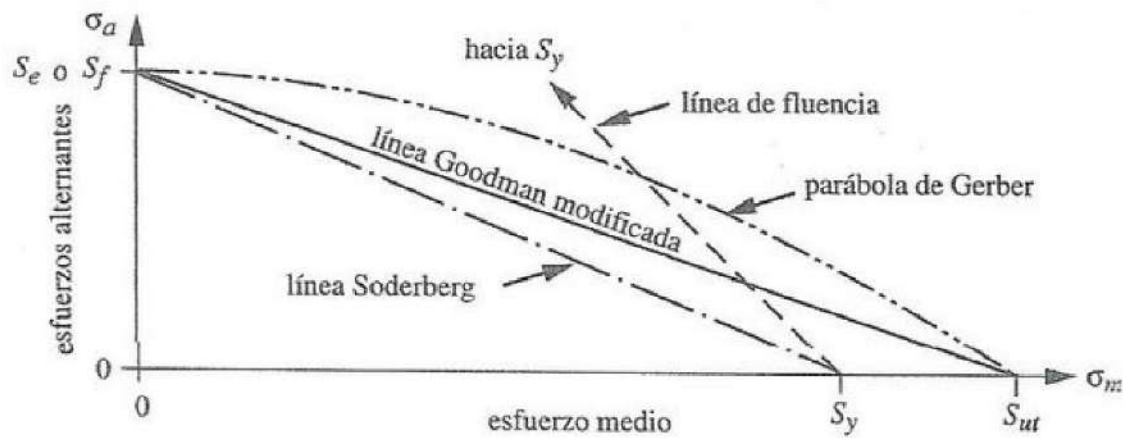


Figura 2.8 Líneas de falla para fatiga en función de los esfuerzos alternos (fuente: Fig. 6.42 pág. 410 de Nortom 1999).

A continuación, y en base a los conceptos de fatiga previamente explicados, se presentan los pasos seguidos para el desarrollo del modelo analítico para el cálculo de fatiga de los tornillos de una unión grapada:

2.2.2 Cálculo del valor teórico del límite de fatiga del tornillo

El cálculo del valor teórico del límite de fatiga del tornillo sin considerar el factor de entalla de fatiga se realizará según la siguiente ecuación:

$$S_e = C_a \cdot C_b \cdot C_c \cdot C_d \cdot C_e \cdot S'_e \quad (2.19)$$

donde

S_e = límite teórico de fatiga del perno (sin considerar el factor de muesca).

S'_e = límite de fatiga teórico del acero utilizado (para los aceros habituales de tornillos en este tipo de unión es $0,5 S_{ut}$ (Richard, 2014), donde S_{ut} es la resistencia última a tracción del material).

C_a = coeficiente de acabado superficial (para los pernos laminados en frío de uso común, es 0,750 (Richard, 2014).

C_b = coeficiente por tamaño, que dependiendo del diámetro d (mm) del perno, es según la ecuación (Norton, 2019).

$$C_b = 0.869d^{-0.097} \quad (2.20)$$

C_c = coeficiente de confianza (que, para una fiabilidad del 99 %, es 0,814 (Norton 2019)).

C_d = coeficiente de temperatura, que para temperaturas de trabajo inferiores a 450°C es 1,00 (Norton, 2019).

C_e = coeficiente de carga, que en uniones con grapas, debido a que los pernos tienen un componente de tensión de flexión, es 1.0 (Norton 2019).

Se supone que la grapa es rígida y no se considera en el cálculo de fatiga porque el modelo analítico desarrollado y el análisis se centra en el límite de fatiga del tornillo

2.2.3 Cálculo de la carga experimentada por el tornillo en la grapa.

La fuerza experimentada por el tornillo está directamente relacionada con el efecto palanca (figura 2.9). El valor soportado por la grapa T , depende de la carga F_A (3) aplicada en el borde de la grapa y de los parámetros geométricos de las palancas de la grapa (parámetros a y b). Para el caso de uniones grapadas, el valor de T se puede definir de acuerdo con la ecuación 2.21:

$$T = F_A \frac{a+b}{b} \quad (2.21)$$

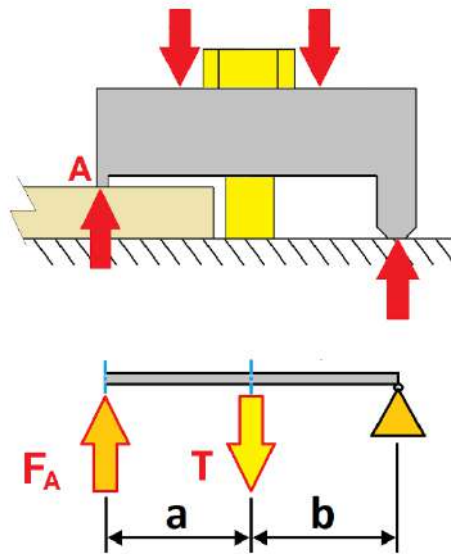


Figure 2.9 Diagrama de funcionamiento de la grapa (efecto palanca).

De manera similar al comportamiento de las uniones atornilladas clásicas, y como fue explicado anteriormente, el tornillo precargado soporta solo una pequeña parte de la carga T aplicada a una unión precargada, y esta porción de carga es función de la constante de rigidez de la unión C (Norton 2019).

Teniendo en cuenta el efecto palanca (ecuación 2.21) y la carga externa soporta por el tornillo precargado (ecuación 2.9), la expresión que determina la carga P_b experimentada por el tornillo en una unión grapada, en función de la carga total T aplicada a la grapa, es:

$$P_b = C \cdot T = C \left(F_A \frac{a+b}{b} \right) \quad (2.22)$$

2.2.4 Cálculo de la tensión alterna máxima admisible en el tornillo.

Para el cálculo de la tensión alterna máxima admisible en uniones grapadas se aplicará la expresión de Goodman modificada (ecuación 2.10). Esta expresión permite el cálculo de la tensión alterna máxima mientras permanece en el lado

seguro. Además, esta ecuación 2.20 se combina con la línea del límite elástico (S_y) del material del tornillo (ver [figura 2.10](#)).

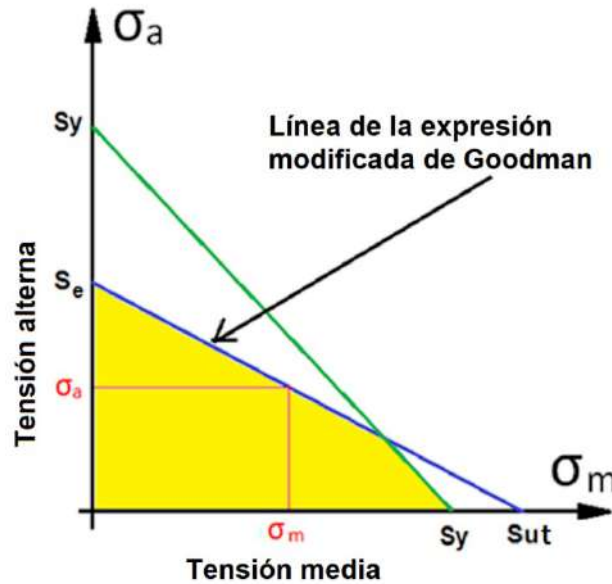


Figura 2.10 Gráfico de la relación entre la tensión media σ_m soportada por el tornillo y la tensión alterna máxima admisible σ_a . En este gráfico, S_{ut} es la resistencia última a la tracción y S_e es la tensión para la vida ilimitada del material (10^6 ciclos en este caso) y S_y el límite elástico del material.

Para este tipo de unión y según el efecto palanca de la abrazadera, para un esfuerzo de precarga del tornillo σ_{prec} , un área resistente (área de tensión) del tornillo A_t , un factor K_f (factor de concentración de fatiga para la rosca o factor de entalla de fatiga ([Richard, 2014](#))) y un coeficiente C de rigidez de la unión, las ecuaciones para calcular la tensión alterna (σ_a) y la tensión media (σ_m) experimentada por el tornillo son:

$$\sigma_a = \frac{Pb}{2A_t} = \frac{C K_f}{2A_t} \left(P \frac{a+b}{b} \right) \quad (2.23)$$

$$\sigma_m = \sigma_{prec} + \sigma_a \quad (2.24)$$

De acuerdo con la [ecuación 2.10](#), la tensión alterna máxima permisible (σ_{ac}) para cada tensión media (σ_m) del tornillo se puede calcular para cada carga de sujeción P . Usando también las [ecuaciones 2.12](#), [2.16](#) y [2.17](#), la tensión alterna

calculada (σ_{ac}) es una función de la tensión de precarga (σ_{prec}), la resistencia última a la tracción del tornillo (S_{ut}), el área resistente del tornillo (A_t) y los parámetros de la palanca de sujeción (a y b) de acuerdo con la [ecuación 2.25](#) para una carga de sujeción P :

$$\sigma_{acal} = S_e \cdot K_f \left(1 - \frac{\sigma_m}{S_{ut}}\right) = 0.2976 S_{ut} \cdot K_f \left(1 - \frac{\sigma_{prec} + \frac{\sigma_a}{2}}{S_{ut}}\right) = 0.2976 S_{ut} \cdot K_f \left(1 - \frac{\sigma_{prec} + \frac{C}{2A_t} \left(\frac{P^{a+b}}{b}\right)}{S_{ut}}\right) \quad (2.25)$$

Teniendo en cuenta que la carga P aplicada no debe exceder la tensión de precarga del tornillo (F_i), si se toma la carga P como la carga máxima admisible que produce un valor F_i en el tornillo, la tensión alterna máxima admisible (σ_{ac_max}) para una vida útil ilimitada del tornillo está de acuerdo con la ecuación:

$$\cdot \left(1 - \frac{\sigma_{prec} + K_f \frac{C F_i (a+b)}{2 A_t}}{S_{ut}}\right) = 0.2976 S_{ut} \cdot \left(1 - \frac{(\sigma_{prec} [1 + K_f \frac{C}{2} (\frac{a+b}{b})])}{S_{ut}}\right) \quad (2.26)$$

2.2.5 Cálculo de la vida útil del tornillo.

Para calcular la vida útil de acuerdo con la carga alterna máxima experimentada por el tornillo, se utiliza la expresión de Wöhler ([ecuación 2.27](#)):

$$\frac{S_{ut3} - S_e}{\log 10^6 - \log 10^3} = \frac{S_{ut3} - S_x}{\log(N_x) - \log 10^3} \quad (2.27)$$

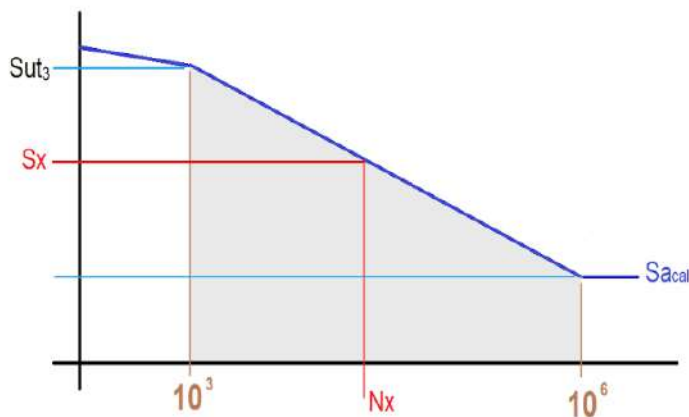


Figure 2.11 Diagrama S-N, donde S_{ut3} (valor de tensión límite de fatiga del material para 10^3 ciclos) y S_e son las tensiones alternas máximas calculadas.

Para esta aplicación, S_{ut3} está de acuerdo con la ecuación 2.28:

$$S_{ut3} = \frac{0.9S_{ut} - \sigma_{prec}}{2} \quad (2.28)$$

donde S_{ut} es la resistencia última a la tracción del material durante 10^3 ciclos y σ_{pre} es la tensión de precarga aplicada al tornillo.

Por lo tanto, de acuerdo a la ecuación 2.29 el valor de la carga adicional S_x (figura 2.11) que soporta el tornillo para un número de ciclos de vida N_x es:

$$S_x = S_{ut3} - \left[(\log(N_x) - 3) \left(\frac{S_{ut3} - \sigma_{ac_max}}{3} \right) \right] \quad (2.29)$$

donde σ_{ac_max} es el valor de alternancia máximo permisible para una vida ilimitada (ecuación 2.9).

Con base en la ecuación 2.27, la expresión que da el número de ciclos que alcanza la unión en función de la carga adicional S_x que soporta el tornillo es:

$$N_x = 10^{\left(\frac{\sigma_{ac_max} - S_x}{\sigma_{ac_max} - S_{ut3}} \right)^{3+3}} \quad (2.30)$$

donde, además, la carga P aplicada a la unión se puede obtener de la ecuación 2.30:

$$P = \frac{S_x \cdot At}{C K_f} \left(\frac{b}{a+b} \right) \quad (2.31)$$

tal que, para el caso de 10^6 ciclos (es decir, vida ilimitada), la ecuación que da la carga máxima (P_{max}) a aplicar es:

$$P_{max} = \frac{\sigma_{ac_max} At}{C} \left(\frac{b}{a+b} \right) \quad (2.32)$$

2.3 Ensayos a fatiga en laboratorio

Para validar el modelo analítico propuesto se han realizado varias pruebas experimentales. Para estos ensayos se ha utilizado una máquina universal hidráulica de fatiga axial de la marca "walter+bai ag" de la serie LFV, con una capacidad de carga de 25 kN y una frecuencia de carga de 10 Hz (figura 2.12).



Figura 2.12 a) Imagen de la máquina universal hidráulica de fatiga axial “walter+bai ag” serie LFV. b) Software de control del equipo.

Para llevar a cabo los ensayos se ha realizado un diseño previo de un ensamblaje de una probeta en forma de T (la cual parte de una viga IPE) y que es amarrada con dos grapas a una base fija (figura 2.13).

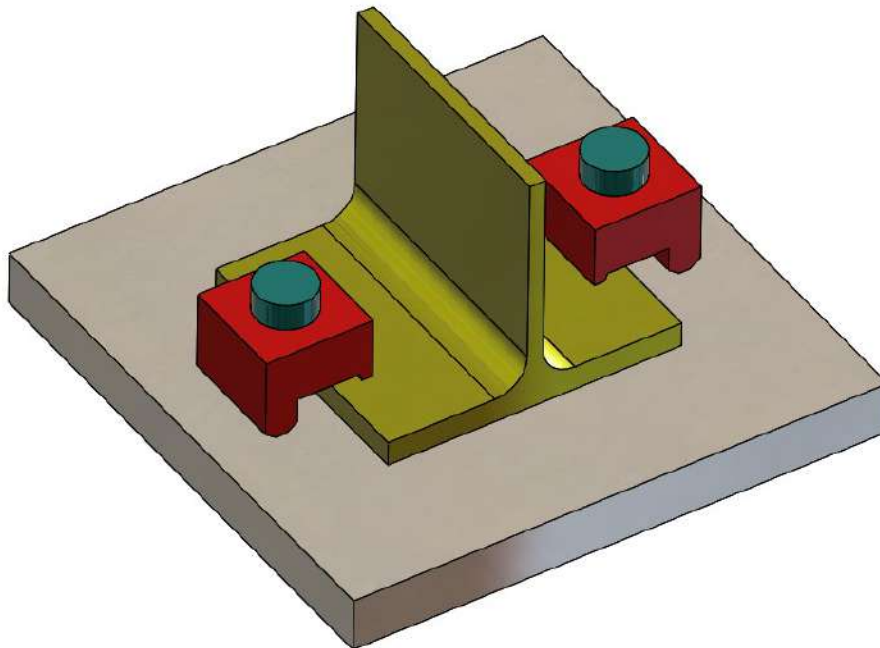


Figura 2.13 Modelo del ensayo a realizar en laboratorio compuesto una probeta en forma de T amarrada con dos grapas.

Para llevar a cabo los ensayos se fabricaron varias probetas en forma de T a partir de un perfil laminado IPE220 cortado a lo largo del alma (figura 2.14). Las probetas fueron fabricadas en acero S235, con una longitud de 100 mm.



Figura 2.14 Probetas en forma de T a partir de un perfil laminado IPE220.

Para evaluar la variación del límite de fatiga y el número de ciclos logrados en función del tamaño de la grapa, se han utilizado cuatro tamaños diferentes de grapas. La palanca trasera (*b*) tenía un valor fijo de 17 mm para todas las grapas, y para la palanca delantera (*a*) se usaron cuatro valores diferentes: 19, 29, 39 y 44 mm (figuras 2.15 y 2.16).



Figura 2.15 Imagen de los cuatro valores diferentes de palanca delantera de grapa empleados en los ensayos: 19, 29, 39 y 44 mm.

Las probetas en forma de T se fijaron mediante dos grapas a una placa fija anclada rígidamente al banco de la mesa de la prensa.



Figura 2.16 Diferentes tamaños de grapas montados en el ensayo. a) Palanca delantera de 44 mm. b) Palanca delantera de 29 mm. c) Palanca delantera de 19 mm.

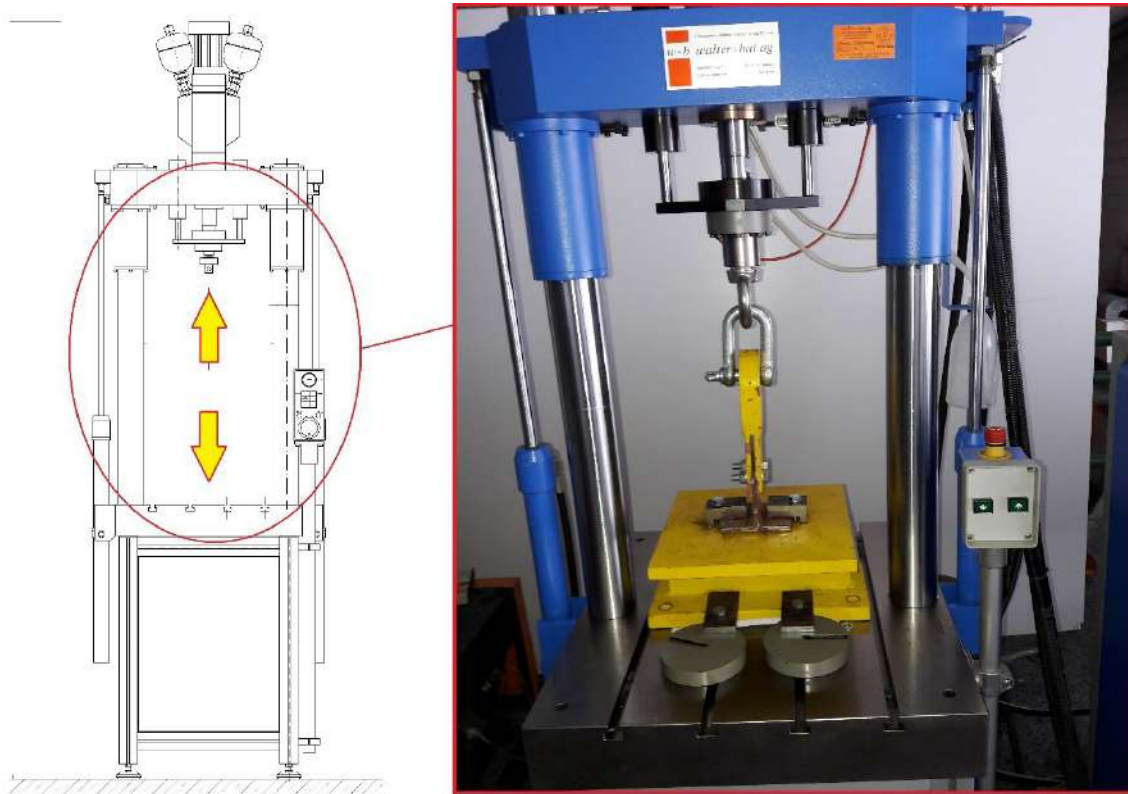


Figura 2.17 Detalle del montaje de la probeta en forma de T mediante dos grapas a una placa fija anclada rígidamente al banco de la mesa de la prensa.

Los tornillos utilizados fueron ISO 4014 M10 y grado 8.8 (límite elástico de $6.40e + 008$ MPa; resistencia última de $8.00e + 008$ MPa). La carga se aplicó en el centro de la probeta en forma de T, la cual se fijó por medio de las dos grapas (figura 2.17 y 2.18). Las grapas eran de 20 mm de espesor y 40 mm de ancho (acero S375) para garantizar que no fallaran por fatiga (esta resistencia fue calculada previamente por simulación FEM). Tomando como punto de partida los valores de la carga límite de fatiga previamente calculados por el método analítico propuesto, se aplicaron diferentes cargas a la unión, y se obtuvo experimentalmente el número de ciclos alcanzado antes de su falla por fatiga.

Los resultados experimentales se emplearon para validar los resultados calculados por el modelo analítico propuesto. El par de apriete aplicado a los tornillos M10 8.8 se controló mediante una llave dinamométrica con una precisión de medida del 4%, aplicando la precarga correspondiente según Eurocódigo 3 (Eurocode 3). Además, para verificar la precarga se utilizaron galgas extensiométricas de 1,60 mm de longitud, factor de galga de 2,16 y resistencia

de 120,00 Ω . Para la adquisición de datos, se empleó un sistema de adquisición de datos de deformación Vishay D4 con una configuración de calibre de un cuarto de puente.

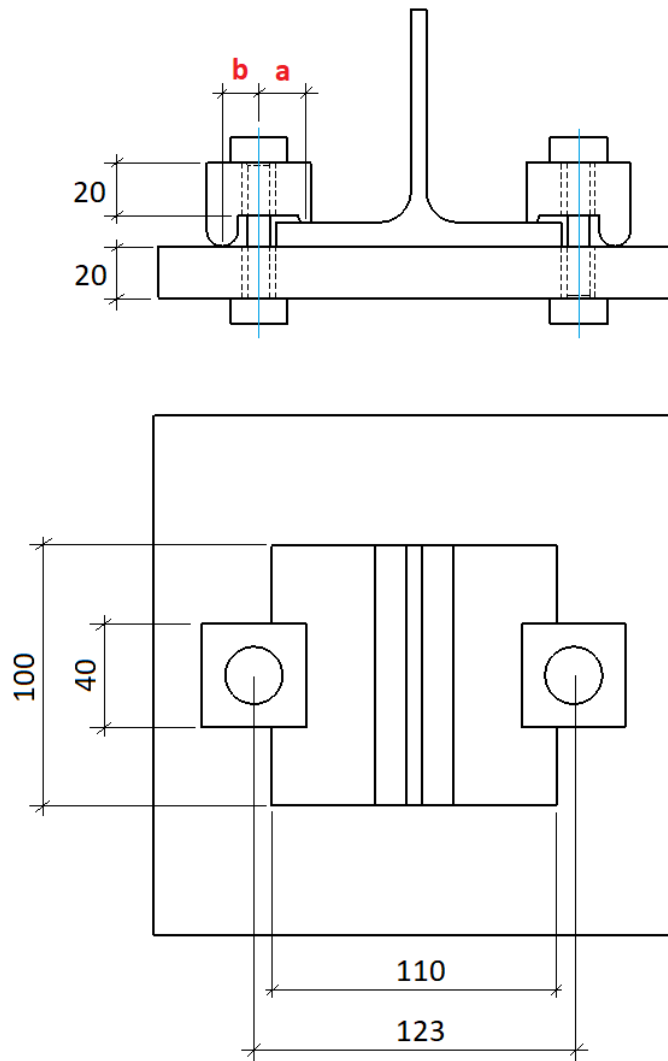


Figura 2.18 Planos de la unión ensayada con dimensiones generales (mm).

El análisis de la superficie de fractura en los tornillos que fallaron debido a las pruebas de fatiga se realizó mediante microscopía óptica (SMZ1000, Nikon Metrology, Brighton, MI, EE. UU.). El análisis de la topografía de la superficie se realizó mediante perfilómetro interferométrica (Filmetrics Profilm3D-200, KLA, San Diego, CA, EE. UU.). Aunque la resolución lateral es limitada, esta técnica permite observar la superficie de fractura con alta resolución vertical.

2.4 Análisis a fatiga con el modelo analítico

De acuerdo con el modelo analítico propuesto en este trabajo, se realizó el análisis de los ciclos de carga y el límite de fatiga de una unión con grapas para diferentes valores geométricos de la palanca de la grapa y con tamaño de tornillo M10 (grado 8.8). Los valores analizados de la palanca delantera fueron $a = 19, 29, 39, 44, 49$ mm, mientras que los valores considerados para las palancas traseras (b) fueron 17, 27, 37 y 47 mm.

Como la constante de rigidez de la unión C es un valor difícil de encontrar para este tipo de unión con grapas, se efectuó un modelado previo de una unión con abrazadera y tornillo, y la rigidez (y el valor C correspondiente) se calculó mediante simulación FEM.

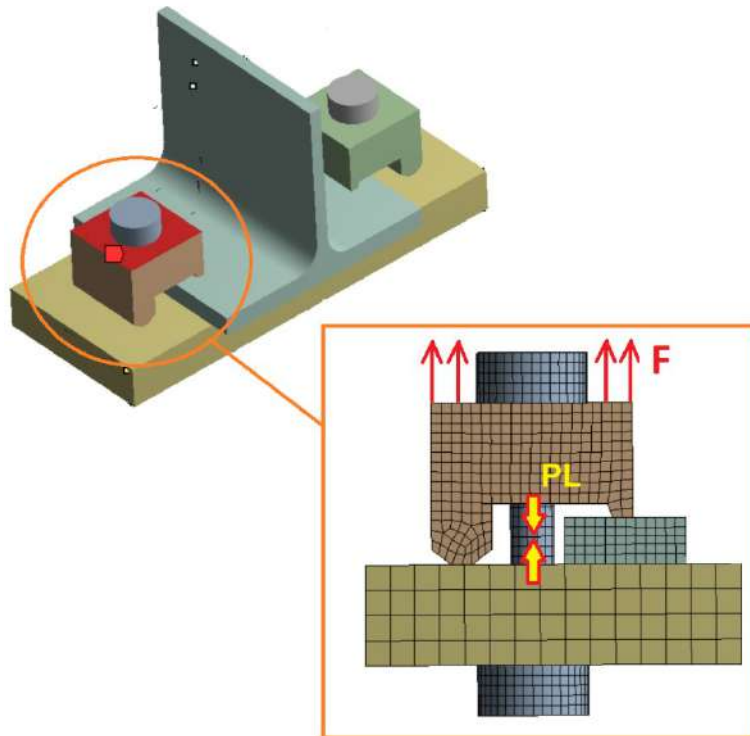


Figura 2.19. Modelo, fuerzas aplicadas y mallado empleado para el cálculo por simulación del coeficiente C de rigidez de la unión.

Para ello se empleó un modelo de tornillo de unión con idéntica longitud y área A_t al tornillo real. Además, se utilizaron grapas con las mismas dimensiones de palanca a y b para evitar posibles asimetrías de cálculo (ver figura 2.19).

Asimismo, se modeló el espesor de la placa de anclaje, abrazadera y el ala de la T con el espesor real utilizado en este trabajo. Para el proceso de modelado numérico se utilizó el software ANSYS®. Se emplearon elementos hexaédricos de primer orden en todas las partes del modelo. Los tamaños de los elementos utilizados fueron: 5,0 mm para la base y 2,0 mm para la forma de T, la abrazadera y el tornillo. Se aplicó una precarga de 30 kN al tornillo.

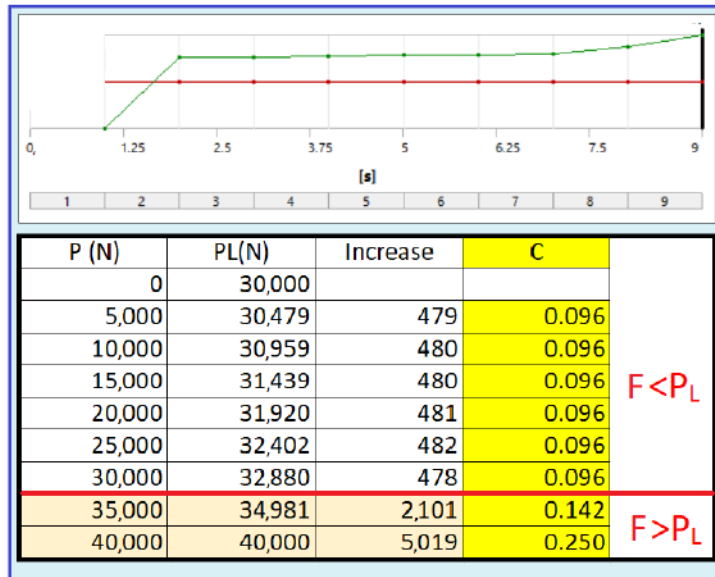


Figura 2.19 Cálculo por simulación del coeficiente C de rigidez de la unión: resultados obtenidos con la simulación y obtención del (C) coeficiente de rigidez.

2.5 Resultados y discusión del comportamiento a fatiga

2.5.1 Resultados de los ensayos a fatiga en laboratorio

Los resultados obtenidos durante las pruebas experimentales se muestran en la figura 2.20 y tabla 2.1. Este gráfico muestra como el número de ciclos logrados antes de la falla por fatiga para una carga fija disminuye a medida que aumenta la palanca de sujeción delantera. Asimismo, como era de esperar a medida que aumenta la carga aplicada a la mordaza, disminuye el número de ciclos soportados por la unión, siendo similar para los cuatro tamaños de palanca ensayados.

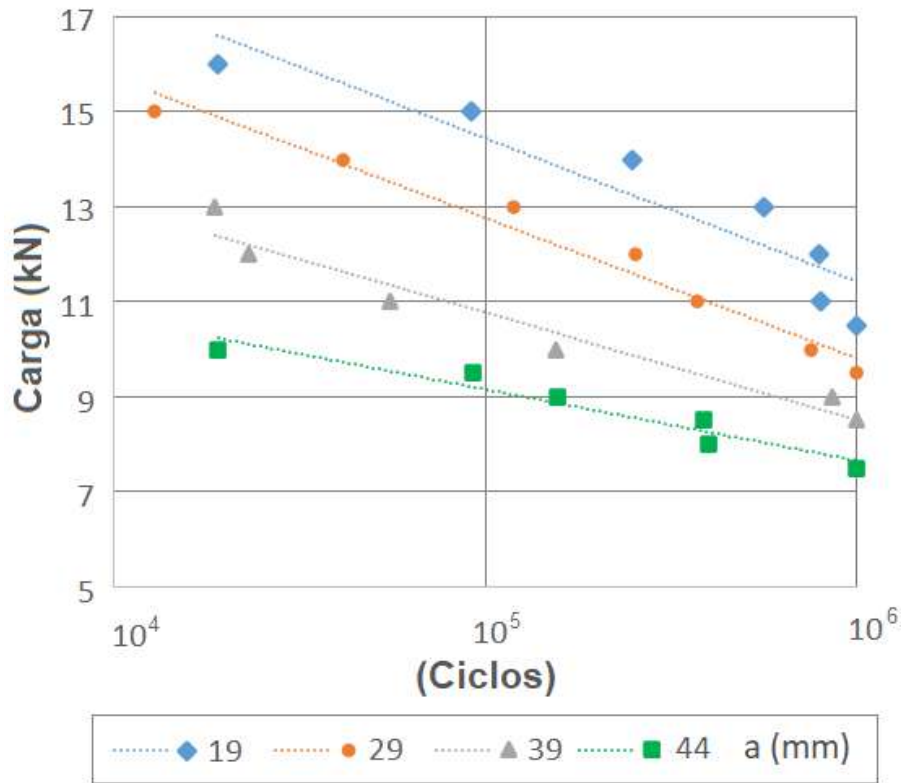


Figura 2.20 Resultado del número de ciclos de vida alcanzados en laboratorio en función de la palanca de sujeción delantera (a) y en función de la carga aplicada a la unión. El ensayo de fatiga se detiene siempre que el número de ciclos de carga alcance un valor de 10^6 sin que se rompa la probeta.

Tabla 2.1 Resultados del número de ciclos de vida alcanzados en laboratorio en función de la palanca de sujeción delantera (19, 29, 39, 44 mm) y en función de la carga aplicada a la probeta.

Grapa 19/17		Grapa 29/17		Grapa 39/17		Grapa 44/17	
Carga (N)	Ciclos	Carga (N)	Ciclos	Carga (N)	Ciclos	Carga (N)	Ciclos
16000	19054	15000	12931	13000	18774	10000	19121
15000	91543	14000	41393	12000	23152	9500	93109
14000	249683	13000	119096	11000	55642	9000	156707
13000	565053	12000	255012	10000	155330	8500	387465
12000	794765	11000	372710	9000	857969	8000	398674
11000	800253	10000	753055	8500	1000000	7500	1000000
10500	1000000	9500	1000000				

Los ensayos experimentales realizados en laboratorio revelaron que el 96% de las superficies de fractura se encontraban en la parte inferior del tornillo, en la zona de unión tornillo-tuerca (ver [figura 2.21](#)). La falla de un tornillo en la ubicación de la cabeza se observa en el 4% restante de las pruebas experimentales.



Figura 2.21 Falla de los tornillos. (a) Falla de un tornillo en la ubicación de la tuerca. (b) Falla de ambos tornillos en la ubicación de la tuerca. (c) Falla de un tornillo en la ubicación de la cabeza. (d) Apariencia de la superficie de fractura.

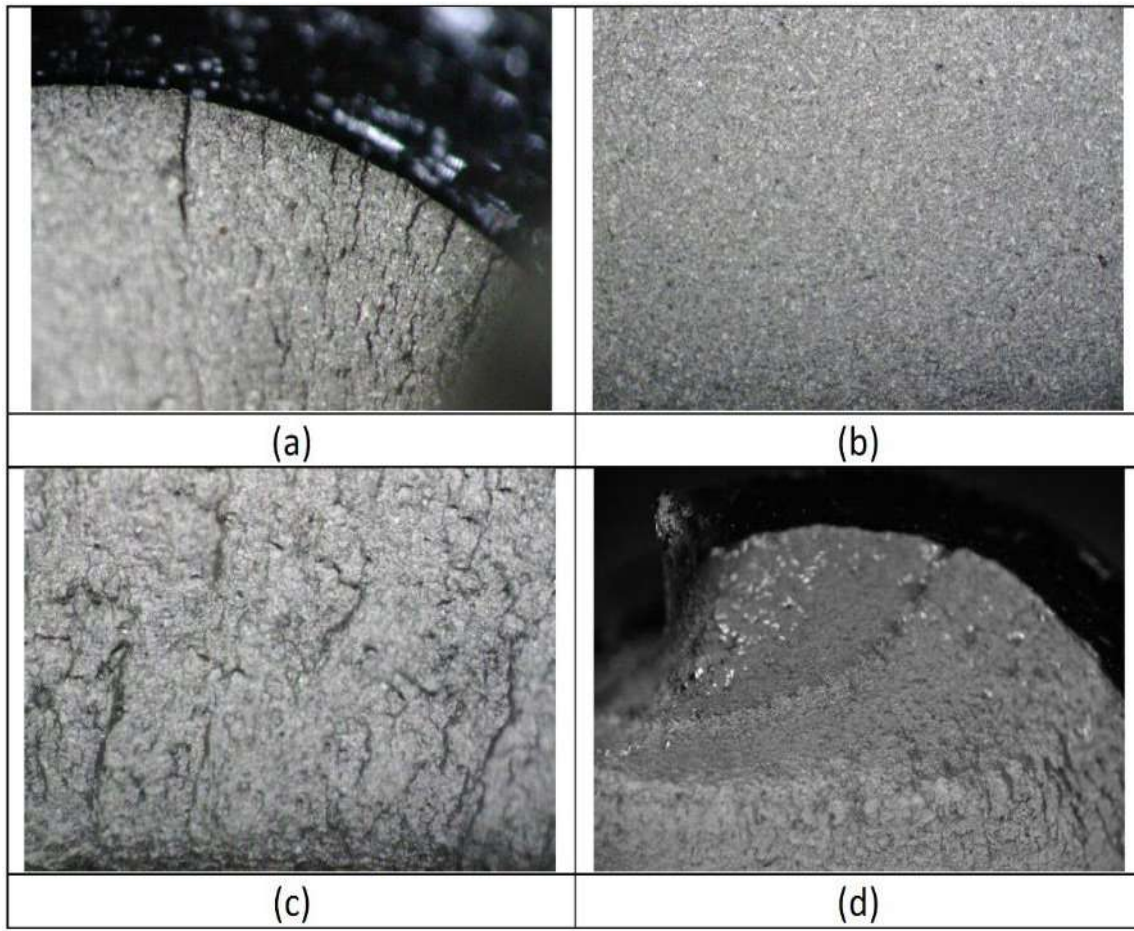


Figura 2.22 Superficie de fractura de los tornillos. (a) Múltiples sitios de iniciación y marcas de trinquete debido a la convergencia de la superficie de la grieta. (b) Superficie relativamente lisa de crecimiento estable de grietas. (c) Superficie de fractura rugosa. (d) Labio de corte.

La [figura 2.21](#) muestra la apariencia de la fractura a simple vista, y la [figura 2.22](#) muestra las micrografías ópticas de la superficie de fractura típica. Las grietas por fatiga se producen en la raíz de la rosca, por el lado de la placa sujeta. La superficie de fractura muestra varias marcas de trinquete, lo que sugiere múltiples sitios de iniciación de grietas en diferentes planos en la raíz de la rosca. Las grietas múltiples convergen en una superficie relativamente suave, que corresponde a la región de crecimiento estable de grietas y se extiende sobre la mayor parte de la superficie de fractura. La superficie de la fractura continúa con un área más áspera, que podría atribuirse a una fractura intergranular rápida o a una mayor tasa de crecimiento de grietas y es seguida por un labio de corte notable a aproximadamente 45 grados de la sección transversal. El

comportamiento dúctil característico del material del tornillo y la aparente deformación plástica del material a mayor aumento sugieren que la superficie rugosa corresponde a una mayor tasa de crecimiento de grietas.

La [figura 2.23](#) muestra la topografía de la superficie de fractura obtenida por un microscopio interferométrico. Aunque la resolución lateral de esta técnica es limitada, los perfiles tridimensionales permiten observar la topografía característica producida por la deformación plástica durante el crecimiento estable de la fisura. La rugosidad de la superficie aumenta desde $S_A = 5,46 \mu\text{m}$ cerca del límite de iniciación de la fisura hasta $S_A = 53,87 \mu\text{m}$ en la superficie adyacente al labio de corte, donde se observa una topografía más abrupta.

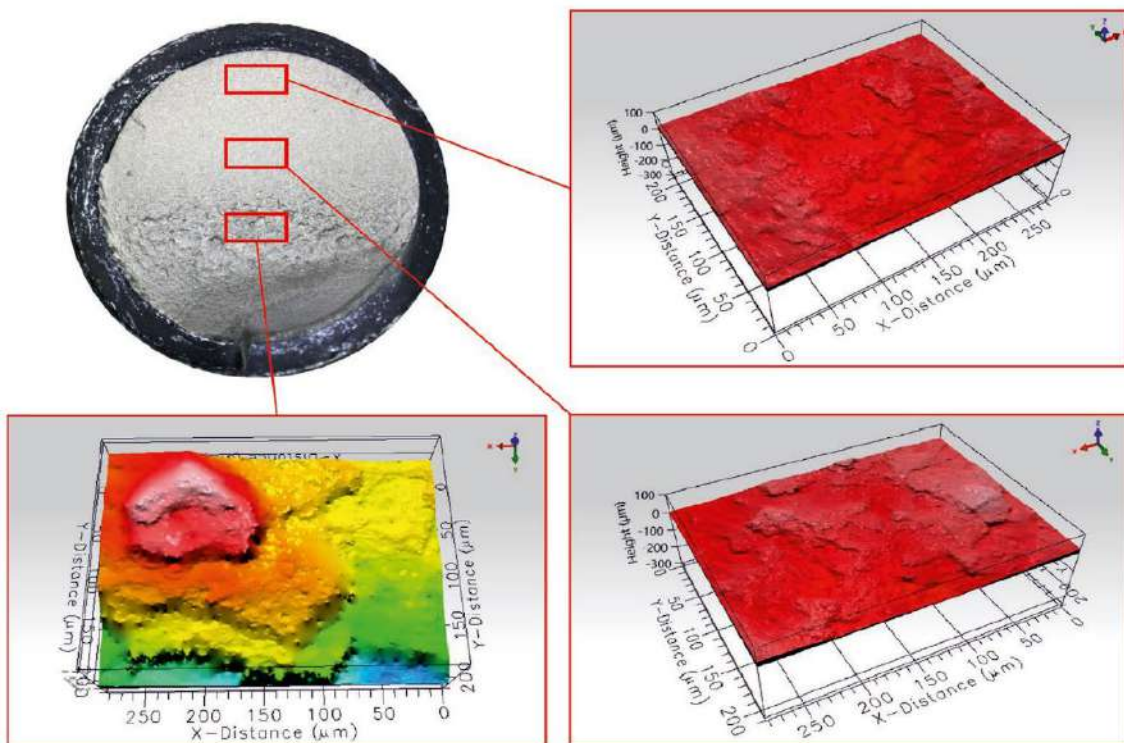


Figura 2.23 Topografía de la superficie de fractura obtenida por un microscopio interferométrico.

La [figura 2.24](#) muestra superficies de fractura representativas obtenidas con las diferentes longitudes de sujeción, para cargas altas, cargas medias y cargas bajas (mayor número de ciclos hasta la falla). Se puede observar cómo la región estable de crecimiento de grietas aumenta a medida que se disminuye la carga. Además, la extensión de la superficie rugosa se reduce consistentemente con la reducción de la carga.

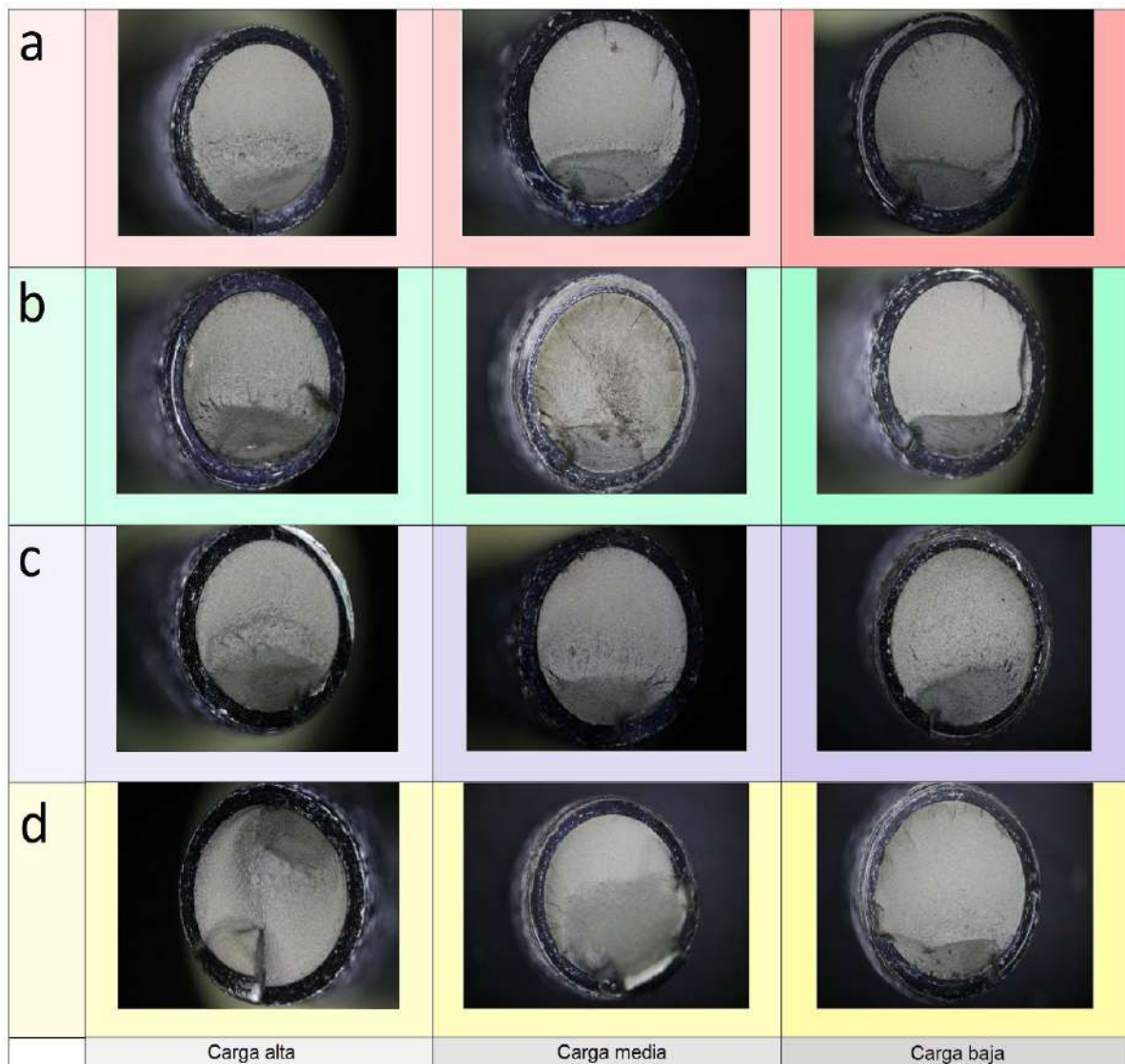


Figura 2.24 Superficie de fractura producida por diferentes longitudes con grapas a cargas altas, medias y bajas. a) Palancas de (a/b) 19/17 mm. b) Palancas de (a/b) 29/17 mm. c) Palancas de (a/b) 39/17 mm. d) Palancas de (a/b) 44/17 mm.

La observación de la superficie lateral de la rosca muestra que, por regla general, la fisura por fatiga se localiza en una sola raíz de la rosca. Sin embargo, se observan grietas adicionales crecidas, desde las raíces adyacentes, en fallas producidas usando las grapas más largas (ver [figura 2.25](#)). Este efecto se puede atribuir a una transferencia de carga menos homogénea en la cabeza del tornillo, cuando se usa la unión con grapa más largas, y conduce a superficies de fractura particulares con números de ciclos bajos o cargas altas. En estos tornillos, a

medida que las grietas crecen desde varias raíces, algunas superficies de fractura crecen desde el lado de la placa sujeta hasta el centro del tornillo, pero otras superficies de fractura casi paralelas se producen por grietas que crecen desde los lados delantero y trasero hasta el centro del tornillo. La superficie de fractura rápida resultante se encuentra en el lado de la placa sujeta (consulte la [figura 2.24](#), grapas 44/17, carga alta)



[Figura 2.25](#) Grietas generadas en raíces de roscas consecutivas en configuraciones con grapas más largas y condiciones de baja carga.

2.5.2. Resultados de los análisis a fatiga con el modelo analítico

El valor S_e para el cálculo del valor de vida ilimitada del material para el tornillo grado 8.8 con $S_{ut} = 800$ MPa fue $S_e = 237.4$ MPa. La expresión indicada por el [Eurocódigo 3](#) para la precarga del tornillo dio como resultado una tensión de precarga de 509 MPa. La rigidez C de la junta fue de 0,096 según los

resultados obtenidos con la simulación FEM (ver [figura 8](#)). Usando la ecuación 2.12 para los valores de la palanca delantera (a) de 19, 29, 39, 49 mm y una palanca trasera (b) valor de 17 mm, la carga máxima admisible conjunta para una duración de entre 10^3 y 10^6 ciclos se muestra en la [figura 2.26a](#) y la [tabla 2.1](#). De acuerdo con el gráfico de la [figura 2.26a](#) y la [tabla 2.2](#), a medida que aumenta el tamaño de la palanca delantera (a) usando una palanca trasera fija (b), la resistencia a la fatiga (es decir, el número de ciclos que la unión puede soportar) disminuye.

Como se puede observar en la [figura 2.26b](#), se obtiene una relación inversa entre el aumento de longitud de la palanca delantera (con respecto a la palanca delantera más corta $a = 19$ mm) y el aumento del límite de fatiga. En otras palabras, a medida que aumenta el valor de la palanca delantera (a), el límite de carga de fatiga disminuye. Cabe destacar que esta relación no es directamente proporcional, es decir, un aumento al doble de la longitud de la palanca delantera no implica una disminución a la mitad del límite de resistencia a la fatiga, como se muestra en la [figura 2.26b](#) y la [tabla 2.3](#).

[Tabla 2.2](#) Carga máxima a rotura por fatiga según el tamaño de la palanca de sujeción delantera (a) y el número de ciclos, para un tamaño fijo de palanca de sujeción trasera (b).

a/b (mm)	19/17	29/17	39/17
Ciclos	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)
1000	16367	14014	12255
10000	13730	11362	9590
100000	11094	8710	6925
1000000	8457	6057	4261

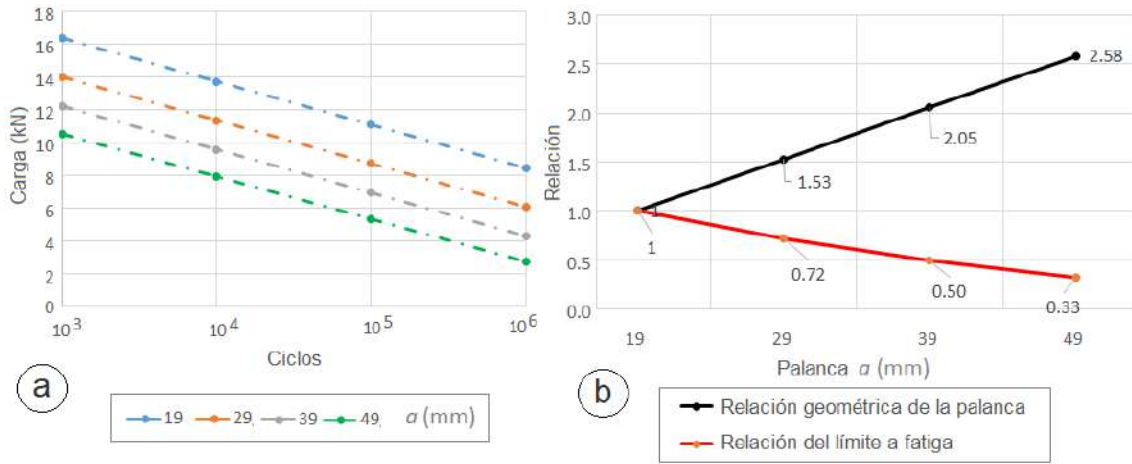


Figura 2.26 a) Carga límite a fatiga por la grapa ($b = 17$ mm) determinada por la expresión analítica propuesta en función de la palanca delantera (a) de la grapa y en función del número de ciclos de vida. b) Relación entre el aumento del valor de la palanca delantera (a) con respecto a la palanca delantera más corta ($a = 19$ mm).

a (mm)	Límite de fatiga teórico (N)	Relación geométrica de palanca	Relación de límite de fatiga
19	4229	1	1
29	3029	1,53	0,72
39	2130	2,05	0,50
49	1382	2,58	0,33

Tabla 2.3 Tabla de valores de la relación entre el aumento del valor de la palanca delantera (a) con respecto a la palanca delantera más corta ($a = 19$ mm)

En cuanto al impacto de la longitud de la palanca trasera (b), la figura 2.27a y la tabla 2.4 muestran el límite de fatiga determinado por el modelo analítico para valores de b de 17, 27, 37, 47 mm y una palanca delantera (a) de 19 mm (idénticas a las grapas empleadas en las pruebas experimentales, y las más cortas posibles para esta aplicación). En el gráfico se puede observar que el número de ciclos conseguidos por cada grapa aumenta a medida que aumenta el valor (b) de la palanca trasera, aunque este aumento no es proporcional al aumento del valor de la palanca. Como se puede observar en la figura 2.27b y tabla 2.5, el aumento del límite de fatiga obtenido al agrandar la palanca trasera (respecto a la palanca trasera más corta $b = 17$ mm) no es proporcional al

incremento relativo de la palanca trasera (b) con respecto a la palanca trasera más corta. A medida que aumenta el tamaño de la palanca trasera b , la mejora de la resistencia a la fatiga es menor.

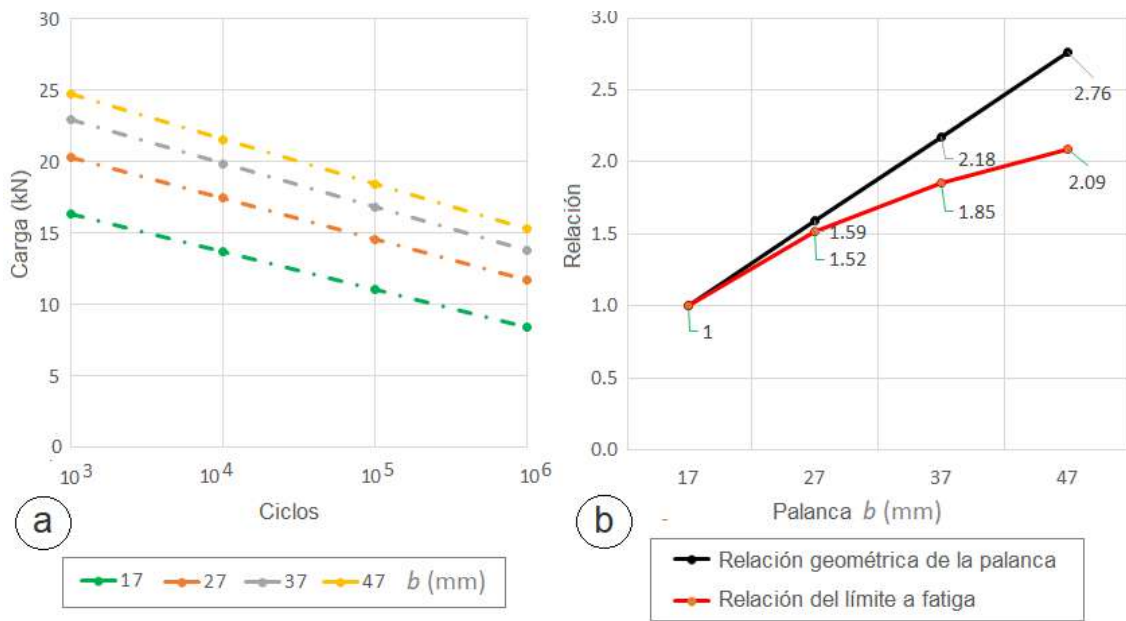


Figura. 2.27 a) Carga límite a fatiga por la grapa ($a = 19$ mm) determinada por la expresión analítica propuesta en función de la palanca trasera (b) de la grapa y en función del número de ciclos de vida. b) Relación entre el aumento del valor de la palanca trasera (b) con respecto a la palanca trasera más corta ($b = 17$).

Tabla 2.4 Carga máxima a rotura por fatiga según el tamaño de la palanca de sujeción trasera (b) y el número de ciclos, para un tamaño fijo de palanca de sujeción delantera (a).

a/b (mm)	19/17	19/27	19/37	19/47
Ciclos	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)
1000	16367	20344	22900	24682
10000	13729	17468	19872	21547
100000	11092	14593	16844	18413
1000000	8454	11718	13816	15278

Tabla 2.5 Tabla de valores de la relación entre el aumento del valor de la palanca delantera (b) con respecto a la palanca delantera más corta ($b = 17$ mm).

a (mm)	Límite de fatiga teórico (N)	Relación geométrica de palanca	Relación de límite de fatiga
17	5817	1	1
27	8843	1,59	1,52
37	10788	2,18	1,85
47	12144	2,76	2,09

Como revelan los resultados del modelo analítico, cuando aumenta el valor de la palanca delantera (a), el límite de fatiga disminuye, mientras que cuando aumenta el valor de la palanca trasera (b), el límite de fatiga aumenta. Además, los gráficos de la [figura 2.28](#) y [tabla 2.6](#) muestran el cambio de resultados para diferentes palancas delanteras (a), dependiendo del tamaño de la palanca trasera (b). La combinación que ofrece mayor resistencia a la fatiga es la palanca delantera de 19 mm y la palanca trasera de 47 mm; es decir, con la palanca delantera más corta y la palanca trasera más larga.

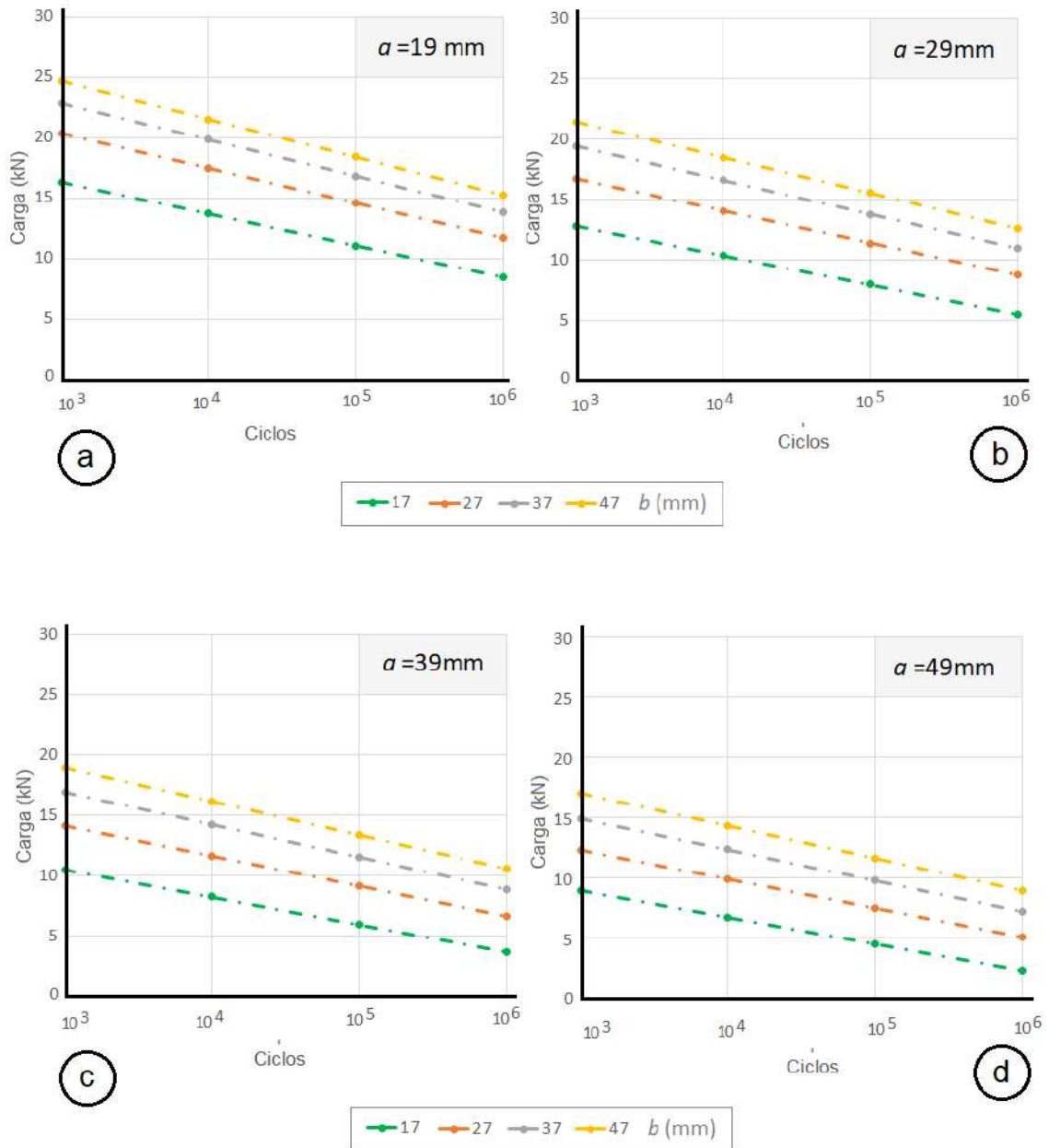


Figura 2.28 Variación del límite de fatiga de la unión con grapas para distintas palancas traseras según el tamaño de la palanca delantera y en función del número de ciclos de vida. a) Palanca delantera de 19 mm. b) Palanca delantera de 29 mm. c) Palanca delantera de 39 mm. d) Palanca delantera de 49 mm.

Tabla 2.6 Variación del límite de fatiga de la unión con grapas para distintas palancas traseras según el tamaño de la palanca delantera y en función del número de ciclos de vida

a/b (mm)	19/17	19/27	19/37	19/47
Ciclos	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)
1000	16367	20344	22900	24682
10000	13729	17468	19872	21547
100000	11092	14593	16844	18413
1000000	8454	11718	13816	15278

a/b (mm)	29/17	29/27	29/37	29/47
Ciclos	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)
1000	12809	16711	19430	21434
10000	10384	14053	16610	18494
100000	7959	11395	13789	15553
1000000	5534	8737	10968	12613

a/b (mm)	39/17	39/27	39/37	39/47
Ciclos	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)
1000	10522	14179	16874	18942
10000	8233	11672	14206	16150
100000	5945	9165	11538	13359
1000000	3657	6659	8870	10568

a/b (mm)	49/17	49/27	49/37	49/47
Ciclos	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)	Carga (N)
1000	8927	12313	14912	16969
10000	6735	9918	12361	14295
100000	4542	7523	9811	11622
1000000	2349	5128	7260	8948

2.5.3 Comparación de resultados obtenidos con modelos analíticos y con pruebas de laboratorio

La figura 2.29a muestra la comparación entre los resultados del modelo analítico y los resultados experimentales. Como se puede observar en los gráficos, la carga de fatiga máxima admisible obtenida con el modelo analítico es siempre inferior al valor de los ensayos experimentales, aumentando el margen de seguridad a medida que aumenta la palanca delantera.

En cuanto a las diferencias entre los valores teóricos según el modelo analítico y el ensayo de laboratorio, se obtiene un factor medio de 1,63, con valores mínimos de 1,23. Como se muestra en el diagrama de caja de la figura 2.29b, para la grapa de palanca delantera de 19 mm (19/17), el factor de seguridad medio fue de 1,32, con un valor mínimo de 1,23. En el caso de la grapa de palanca delantera de 29 mm (29/17), el factor de seguridad medio fue de 1,51, con un valor mínimo de 1,36. Para la grapa de palanca delantera de 39 mm (39/17), el factor de seguridad promedio fue de 1,77 con un valor mínimo de 1,49, y en el caso de la grapa con palanca frontal de 44 mm (44/17), el factor de seguridad promedio fue 1,90 con un valor mínimo de 1,38.

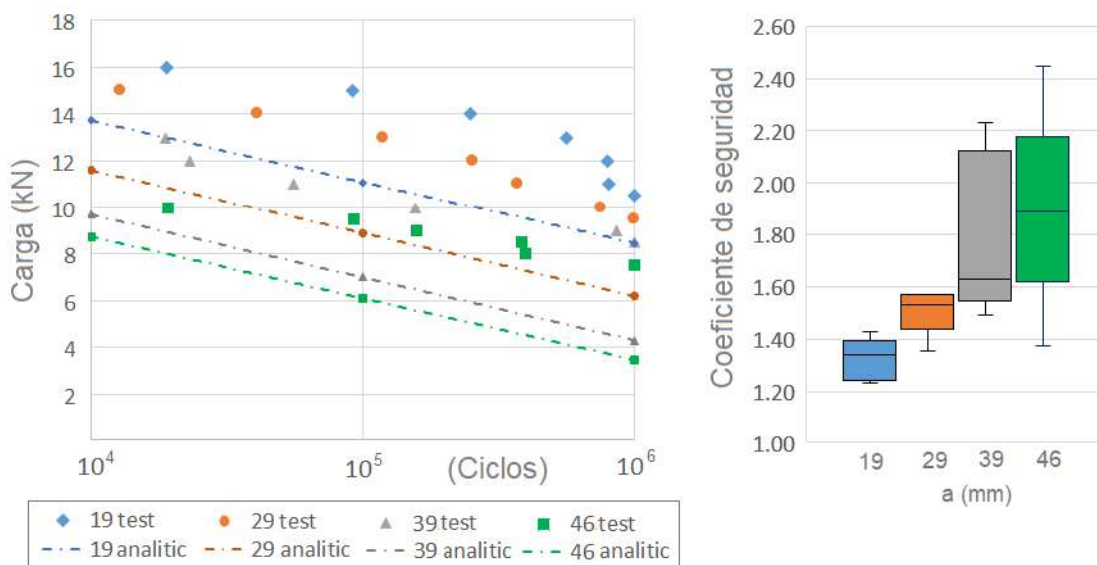


Figura 2.29 a) Comparación entre los resultados obtenidos con el modelo analítico y con las pruebas experimentales. b) Diagrama de caja del coeficiente de seguridad entre los valores teóricos según el modelo analítico y los valores según el ensayo.

Los datos obtenidos en el laboratorio muestran que el método analítico propuesto es adecuado para el cálculo de la vida a fatiga de uniones de grapa, con resultados que garantizan estar en el lado de la seguridad. En ambos casos (resultados experimentales y resultados del modelo analítico) se comprueba que, a medida que aumenta el tamaño de la palanca delantera (a), disminuye el límite de resistencia a la fatiga de la unión.

Para los parámetros geométricos de la grapa, el tipo de unión investigada y según el trabajo de [Cabaleiro et al. \(2017\)](#), los modos de falla de la unión son de tipo 2 y 3 (colapso de la unión por falla de los tornillos). En base a estos modos de falla, el valor máximo de carga estática a aplicar a la grapa (sin exceder el límite elástico del material) se muestra en la [figura 2.30](#). La [tabla 2.7](#) y la [figura 2.30](#) también muestran, además de la resistencia estática, la resistencia teórica de límite de fatiga según la expresión analítica propuesta (para 10^6 ciclos) y el límite de fatiga según los ensayos experimentales (para 10^6 ciclos).

[Tabla 2.7](#) Valores del coeficiente de seguridad según el modelo analítico y según el ensayo.

Relación palanca 19/17	Relación palanca 29/17	Relación palanca 39/17	Relación palanca 44/17
1,23	1,36	1,56	1,38
1,34	1,44	1,49	1,70
1,39	1,53	1,56	1,79
1,43	1,57	1,70	2,09
1,38	1,53	2,23	1,99
1,26	1,57	2,09	2,45
1,24	1,57		

Tabla 2.8 Resultados obtenidos con el modelo analítico y de las pruebas experimentales

Relación palanca 19/17			Relación palanca 29/17		
Ciclos	Carga real (N)	Carga teórica (N)	Ciclos	Carga real (N)	Carga teórica (N)
19054	16000	12992	12931	15000	11066
91543	15000	11195	41393	14000	9726
249683	14000	10046	119096	13000	8508
565053	13000	9111	215012	12000	7631
794765	12000	8720	372710	11000	7194
800253	11000	8712	853055	10000	6384
1000000	10500	8457	1000000	9500	6057

Relación palanca 39/17			Relación palanca 44/17		
Ciclos	Carga real (N)	Carga teórica (N)	Ciclos	Carga real (N)	Carga teórica (N)
18774	14000	8951	19121	11000	7992
23152	13000	8706	83109	10500	6184
55642	12000	7681	156707	10000	5589
205330	11000	6481	387465	9500	4554
857969	10000	4483	398674	9000	4522
1000000	9000	4304	1000000	8500	3471

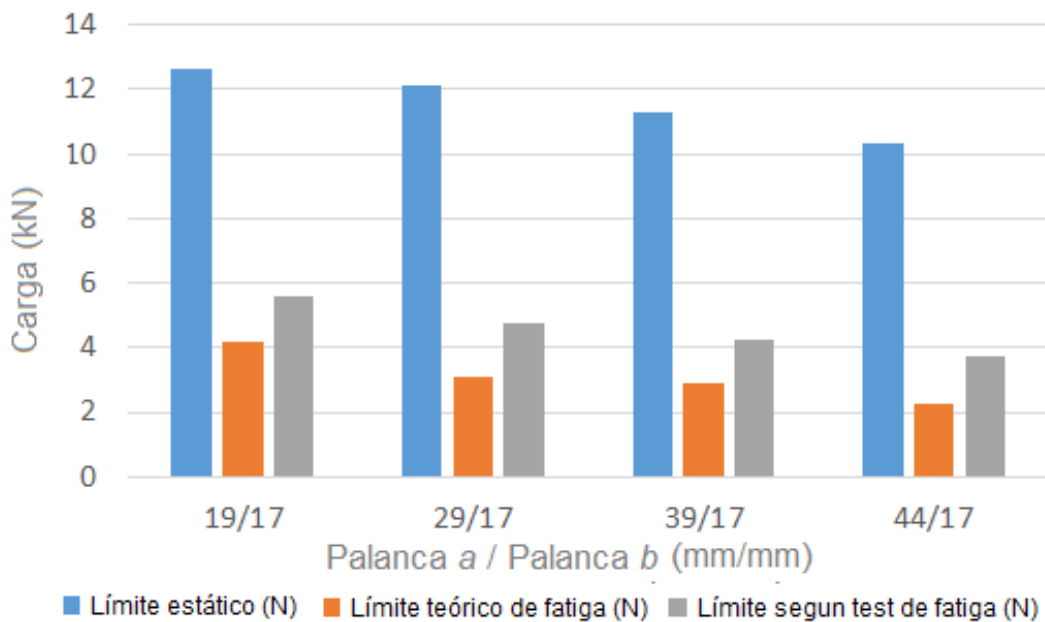


Figura 2.30 Gráfico de carga estática máxima, límite de fatiga teórica y límite de fatiga de ensayo para las diferentes grapas ensayadas.

Como se observa en la [figura 2.30](#) y [tabla 2.9](#) la relación entre la carga estática máxima (sin exceder el límite elástico del tornillo) y su resistencia a fatiga teórica es 3,7 veces menor en promedio, con un valor mínimo observado de 3,0.

En cuanto a la relación entre la carga estática máxima (sin exceder el límite elástico del tornillo) y su resistencia a la fatiga de ensayo, esta es 2,6 veces menor en promedio, con un valor mínimo observado de 2,4. Estos resultados indican que es crítico considerar el fenómeno de fatiga en este tipo de uniones cuando se someten a cargas alternas por más de 1000 ciclos.

a/b	Límite estático (N)	Límite teórico de fatiga (N)	Límite de fatiga según laboratorio (N)	Relación (Estático/ Teórico de fatiga)	Relación (Estático/ Test de fatiga)
19/17	12665	4229	5250	3.0	2.4
29/17	12120	3192	4750	3.8	2.6
39/17	11269	3240	4250	3.5	2.7
44/17	10345	2277	3750	4.5	2.8

[Tabla 2.9](#) Carga estática máxima, límite de fatiga teórico y límite de fatiga de ensayo para las diferentes grapas ensayadas donde (a) es la palanca de graoa delantera y (b) la palanca de grapa trasera.

2.5. Conclusiones de comportamiento a fatiga de las uniones grapadas

En el trabajo expuesto en este capítulo se ha propuesto un modelo analítico para el cálculo del número de ciclos hasta la rotura y el límite de fatiga de las uniones grapadas en función del tamaño de las palancas de sujeción, así como se han realizado diversos ensayos de laboratorio. Las principales conclusiones de este trabajo son las siguientes:

- Los datos obtenidos indican que la resistencia de la unión se puede reducir a un tercio cuando la unión está sometida a esfuerzos de fatiga, algo que es fundamental tener en cuenta en estructuras sometidas a esfuerzos dinámicos, que pueden producir fatiga en las uniones.

- En este trabajo se ha propuesto y utilizado un modelo analítico para un

análisis rápido del número de ciclos y el límite de fatiga de las uniones grapadas y sus tornillos, según el tamaño de las palancas de sujeción de la grapa. Los resultados experimentales en laboratorio demuestran que la carga de fatiga máxima permitida, calculada con el modelo analítico, es siempre inferior a la alcanzada en los ensayos reales. Por otro lado, el método de cálculo de fatiga para este tipo de uniones resulta de fácil aplicación por los ingenieros para el cálculo y selección del tamaño de las palancas de sujeción de las grapas a utilizar en las uniones de la estructura a diseñar.

- Si se aumenta el tamaño de la palanca delantera, la resistencia a la fatiga disminuye, mientras que, para la palanca trasera, si se aumenta su tamaño, también aumenta el límite de fatiga de la unión. La combinación que proporciona la mayor resistencia a la fatiga de la unión con grapas se compone de la palanca delantera más corta y la palanca trasera más larga.

- Las pruebas experimentales revelaron que el 96% de las veces la rotura del tornillo se produjo en la parte inferior, en la zona de unión tornillo-tuerca. La falla de un tornillo en la ubicación de la cabeza se observa en el 4% restante.

Finalmente, se puede concluir que este trabajo contribuye a un importante avance en la investigación de uniones con grapas, desarrollando un método analítico de cálculo de fatiga que puede ser aplicado de forma sencilla por los ingenieros para calcular este tipo de uniones.

CAPÍTULO 3

ANÁLISIS DE LA RIGIDEZ DE UNIONES ATORNILLADAS VERSUS UNIONES GRAPADAS.

Resumen

En este capítulo se analiza la diferencia de rigidez entre uniones grapadas o uniones atornilladas de acero en una estructura de laboratorio y se analiza si la rigidez varía de la misma forma, cuando el pórtico se somete a cargas dinámicas externas que llevan los materiales a su límite elástico. Para realizar esta comparación, se evaluaron las diferencias entre la unión grapada y la unión atornillada utilizando una metodología novedosa basada en el análisis de las frecuencias naturales de la estructura a partir de acelerómetros. Para realizar esta comparación, se realizaron varios ensayos de laboratorio sobre un pórtico realizado por uniones grapadas y el mismo pórtico realizado por uniones atornilladas, utilizando para ello un conjunto de ensayos sobre mesa vibratoria de mediana escala. Los resultados alcanzados han verificado que la metodología utilizada es adecuada y que la rigidez de las uniones grapadas es inferior a la equivalente atornillada.

3.1 Antecedentes de la rigidez en uniones y su medición

Como se indica en el capítulo 1, la unión con grapas, a diferencia de la unión atornillada clásica, funciona mediante un mecanismo de palanca (Cabaleiro et al. 2017). Esto significa que cuando el tornillo de la grapa está sometido a una carga de valor T , esta carga produce reacciones F_A y F_B en los extremos de las grapas (figura 3.1). La reacción F_A es una de las fuerzas que unen las piezas en la unión. El valor de F_A es proporcional al valor de la fuerza T en el tornillo y F_A está relacionado con los valores a y b de las palancas de sujeción según la ecuación (1.1) del capítulo 1.

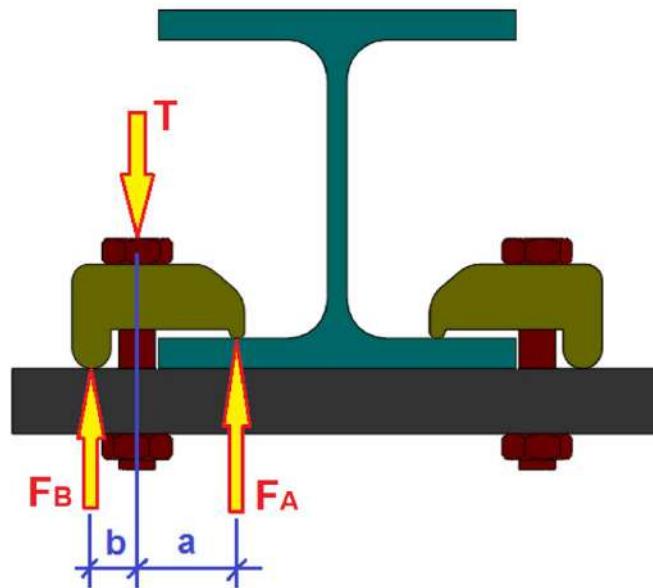


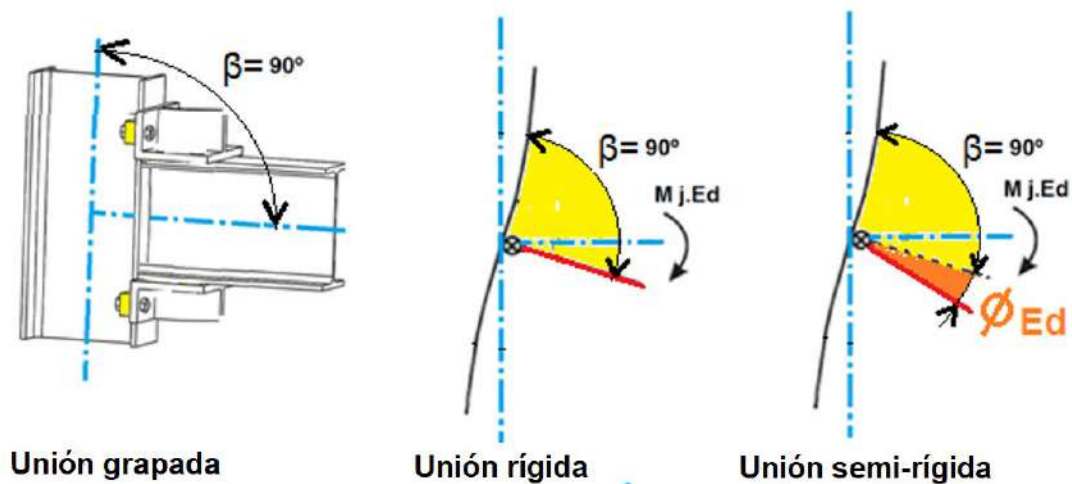
Figura 3.1 Diagrama de fuerzas del funcionamiento de una unión grapada en función de las palancas de trabajo.

El buen funcionamiento de la unión depende directamente de la precarga a la que fueron sometidos los tornillos y la carga final que soportan los mismos. Una pérdida de la precarga de los tornillos puede suponer una pérdida de la fuerza de apriete de las grapas y, por tanto, puede implicar una pérdida de la rigidez de la unión. Las estructuras industriales están sometidas a cargas de tipo dinámicas porque es habitual que soporten máquinas y equipos que están en movimiento o con componentes móviles. Por esta razón, es importante analizar

la rigidez y el comportamiento de las uniones grapadas a cargas dinámicas o de vibraciones.

Las uniones pueden considerarse según su rigidez, como rígidas, semirrígidas o nominalmente articuladas, tal y como indica el [Eurocódigo 3 \(EN 1993-1-1 \(2005\); EN 1993-1-8 \(2005\)\)](#). La unión puede tener un grado diferente de rigidez dependiendo de cómo se haya construido. Los diferentes factores que afectan el grado de rigidez de una unión atornillada incluyen la rigidez de los miembros conectados, el número y disposición de los tornillos, así como la precarga de los tornillos.

Cuando una unión no es completamente rígida y se aplica un momento de flexión a la unión, el ángulo relativo entre los miembros conectados (β) que forman la unión ([figura 3.2](#)) varía (ϕ_{Ed}). Esta variación afecta al diagrama de rotación de momentos de la unión, provocando una variación en la capacidad de absorción de momentos flectores de la misma y una variación de la rigidez de la estructura respecto a cuando las uniones son totalmente rígidas.



[Figura 3.2](#) Ejemplo de rotación de una unión con ángulo relativo inicial (β) de 90° entre los perfiles para unión rígida y semirrígida.

La rigidez y el comportamiento de las uniones atornilladas clásicas ya han sido ampliamente estudiados en un gran número de trabajos de investigación ([Sofias, et al. 2020; Cao et al 2019; Chan et al. 2019; Gil et al. 2019; Liu et al.](#)

2019; Bhatti 2017), también se han realizado diversas investigaciones sobre evaluación de esfuerzos dinámicos de uniones atornilladas (Liu et al. 2017; Grimsmo et al. 2015; Heimbs, et al. 2013; Gaul et al. 1997) pero estudios sobre las uniones grapadas aún están pendientes. Este tipo de uniones atornilladas y su cálculo ya está recogido en diversas normas, como el Eurocódigo 3, sin embargo, en cuanto a la rigidez de las uniones con grapas o la comparación de la rigidez de las uniones con grapas frente a las uniones atornilladas clásicas, no existen investigaciones. Específicamente con respecto a las uniones grapadas, como se indicó en el capítulo 1, se han realizado muy pocas investigaciones. Entre estos trabajos de investigación están los de Cabaleiro et al. (2017), Cabaleiro et al. (2019), Cabaleiro et al. (2020), sin embargo, ninguno de los trabajos de investigación realizados hasta la fecha ha analizado la rigidez y el comportamiento de este tipo de unión grapadas que funcionan por apriete frente a esfuerzos dinámicos

El uso de la medición de la frecuencia natural a partir de acelerómetros como medio para medir la variación de la rigidez de estructuras de acero ya ha sido utilizado en numerosos trabajos, como por ejemplo el análisis de estructuras de acero que tuvieron cambios en su rigidez estructural debido a procesos de renovación (Costavet al 2014; Walia et al. 2013). También se ha utilizado para la calibración de modelos numéricos de estructuras de acero reales y el posterior análisis de sus comportamientos (Walia et al. 2015; Marques et al. 2014), para el seguimiento de los desplazamientos estáticos y dinámicos de puentes ferroviarios con el uso de sensores inerciales (Olaszek et al. 2020), para medir el comportamiento sísmico de estructuras de acero en el laboratorio (Mosallam et al. 2018; Loh et al. 2016) y también se ha utilizado para la evaluación dinámica de torres de mampostería basadas en interferómetros de radar terrestre y acelerómetros (Castagnetti et al. 2019). El uso de acelerómetros para el análisis de la rigidez general también se ha utilizado en varios trabajos (Xu et al. 2021; Mutillo et al. 2020), especialmente con el objetivo de control de la salud estructural (Veluthedath-Shajihan et al. 2020; Zhu et al. 2018). Sin embargo, ninguno de estos trabajos ha estado orientado a comparar el comportamiento y la variación de la rigidez en función de la carga dinámica mediante un acelerómetro en una estructura realizada con dos tipos de uniones diferentes.

Para el análisis en tiempo real y las técnicas de identificación de daños en línea, se podrían implementar las soluciones de filtro de Kalman (Huang et al. 2019; Sen et al. 2018; Yang et al 2006) y la perturbación propia (Panda et al. 2021; Wong et al. 2020). En particular, las industrias han introducido enfoques de perturbación propia y filtro de Kalman junto con métodos de descomposición espectral para el monitoreo de condiciones de salud estructural. Estas soluciones permiten la monitorización remota continua, especialmente indicadas para estructuras críticas (tanto soldadas como atornilladas) donde el tiempo de respuesta es un factor crítico, y un derrumbe podría causar grandes pérdidas económicas o sociales. A pesar de las ventajas de estas metodologías, en este trabajo se siguió un enfoque diferente, más simple y adecuado para laboratorio, que se basa en un procedimiento fácil de implementar, para evaluar la variación de la rigidez estructural inducida por el daño.

El objetivo del trabajo que aquí se presenta es comparar la rigidez de un pórtico con uniones atornilladas frente al mismo con uniones grapadas y además analizar si su rigidez varía de la misma forma, cuando el pórtico se somete a una carga dinámica externa. Para llevar a cabo esta comparación y análisis, se utiliza una metodología novedosa basada en el análisis de las frecuencias naturales del pórtico a partir de acelerómetros y una mesa sísmica, según las diferentes amplitudes de oscilación que se aplican. Para ello, las medidas se realizan mediante acelerómetros conectados a un sistema de adquisición de datos.

3.2. Metodología propuesta para medición de la rigidez

3.2.1 Definición de rigidez y amortiguamiento en movimientos oscilatorios

Primeramente, definir que la rigidez de un cuerpo o estructura (k) es la resistencia que presenta este a deformarse elásticamente. Para cuantificar la rigidez se emplea la [ecuación 3.1](#)

$$k = \frac{F}{\delta} \quad (3.1)$$

en la cual F es la fuerza aplicada al cuerpo y δ es la deformación elástica que se produce en la estructura en la dirección de la fuerza. Todos los cuerpos o

estructuras, además de tener una rigidez propia, tienen unas frecuencias naturales propias las cuales están relacionadas directamente con la rigidez de la estructura.

Para explicar el concepto de frecuencia natural de un cuerpo o estructura (ω_n), nos basaremos en el comportamiento de un cuerpo de masa m colgado de un resorte de constante k , el cual puede oscilar libremente en una dirección (figura 3.3). Aplicando la segunda ley de Newton y resolviendo la ecuación diferencial se hallará la ecuación de movimiento del cuerpo colgado del resorte (ecuación 3.2)

$$m\ddot{x} + kx = 0 \quad (3.2)$$

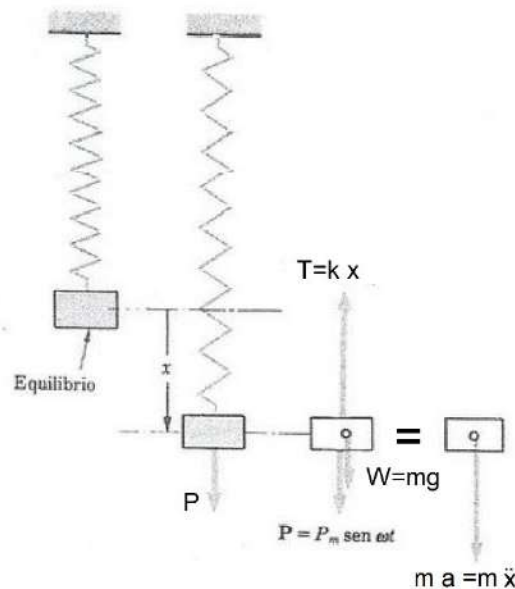


Figura 3.3 Esquema de movimiento oscilatorio de una masa m colgada de un muelle con una constante de rigidez k y sometida a una carga armónica de valor $P \text{ sen } \omega t$ (fuente: Fig. 19.7 pág. 904 de Beer & Johnstom, 1981).

Partiendo de esta ecuación se puede calcular la distancia de la masa a su posición de reposo en función del tiempo obteniendo la siguiente ecuación:

$$x(t) = x_0 \cos\left(\sqrt{\frac{k}{m}} t\right) + \frac{x_0}{\sqrt{\frac{k}{m}}} \text{sen}\left(\sqrt{\frac{k}{m}} t\right) \quad (3.3)$$

Esta ecuación, indica que la oscilacion natural para esta masa (m) en la

dirección x está en función solo de la rigidez del resorte (k) y de la masa del cuerpo (m), por lo tanto, si se conoce la frecuencia natural del sistema y su masa, se puede hallar la rigidez. Basándose en este principio, para cualquier estructura, se tendrá que si no se varia ni la masa ni la rigidez, las frecuencias naturales permanecerán invariables, pero por el contrario, si hay un cambio en la rigidez del sistema, sin pérdida de masa (en este trabajo pérdida de rigidez sin pérdida de masa) las frecuencias naturales sufrirán una variación. Lo explicado anteriormente es aplicable no solo en el eje x , sino en cualquier dirección de posible movimiento.

Para el estudio de un cuerpo sometido a un movimiento oscilatorio es importante también considerar la pérdida de energía que se produce durante el movimiento cuando se deja oscilar libremente. Esta pérdida de energía viene definida por el amortiguamiento, el cual es directamente proporcional a la velocidad del cuerpo y estará en función del coeficiente de amortiguación (c). Si se tiene en cuenta el amortiguamiento, la ecuación 3.2 quedaría de la siguiente forma:

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = 0 \quad (3.4)$$

donde la solución de esta ecuación diferencial es:

$$x = A e^{\lambda t} \quad (3.5)$$

en la cual el valor de las constantes A y de λ deben cumplir las condiciones iniciales y la ecuación diferencial. A partir de la ecuación 3.4 se puede obtener la denominada ecuación característica del sistema en movimiento

$$m\lambda^2 + c\lambda + k = 0 \quad (3.6)$$

cuyas raíces son :

$$\lambda = \frac{c}{2m} \pm \sqrt{\left(\frac{c}{2m}\right)^2 - \frac{k}{m}} \quad (3.7)$$

Por lo que el comportamiento del sistema dependerá del valor del radicando. El valor del coeficiente de amortiguamiento c que hace nulo el radicando se denomina como coeficiente de amortiguamiento crítico (c_c) y su valor es:

$$c_c = 2\sqrt{mk} \quad (3.8)$$

también se define como razón de amortiguamiento (ξ) a la relación entre el coeficiente de amortiguación del sistema (c) y el coeficiente de amortiguación crítico (c_c)

$$\xi = \frac{c}{c_c} \quad (3.9)$$

En base a la razón de amortiguamiento (ξ) se puede definir tres tipos de amortiguamiento (figura 3.4) :

($\xi > 1$) sobreamortiguamiento,

($\xi = 1$) amortiguamiento crítico

($\xi < 1$) subamortiguamiento.

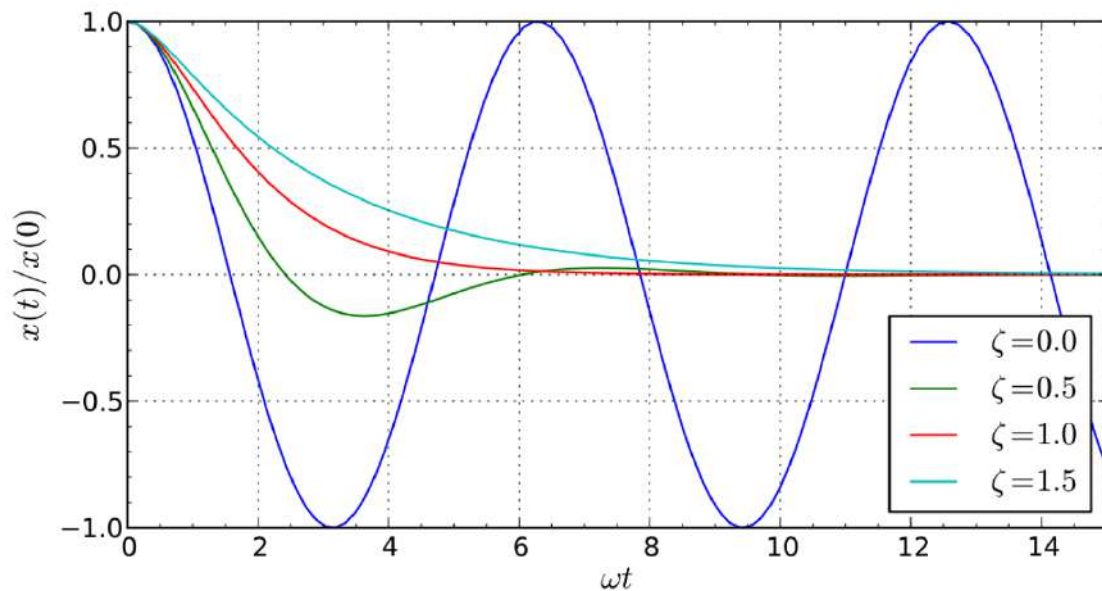


Figura 3.4 Esquema de amortiguamiento de un movimiento oscilatorio según el valor de ξ (fuente: Fig. 25 de ME 3901, 2019)

En los ensayos realizados en el trabajo aquí presentado, una vez deja de existir la fuerza externa que produce el movimiento oscilatorio, el tipo de amortiguamiento será de $\xi < 1$, es decir del tipo subamortiguado, como el de la figura 3.5

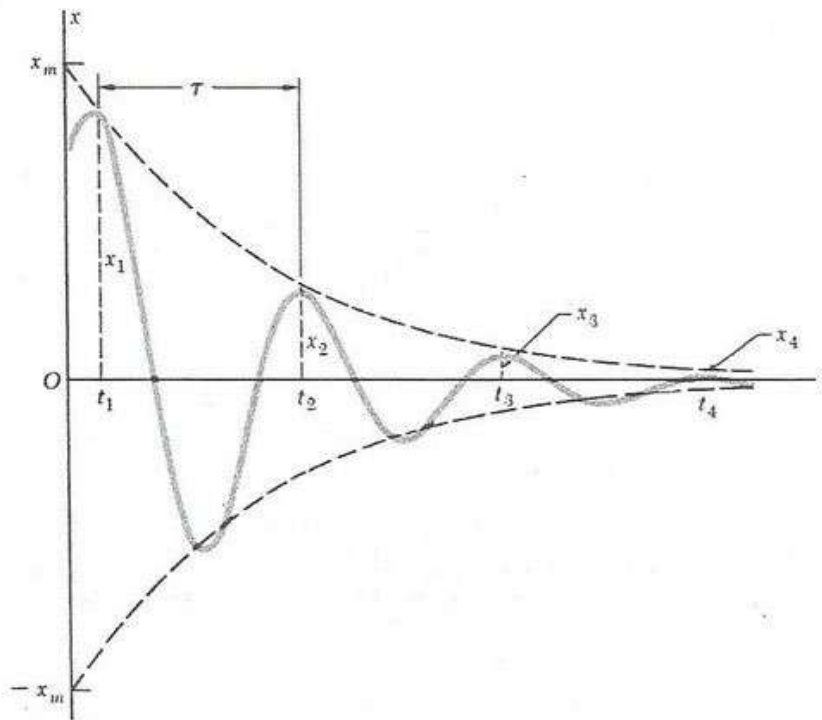


Figura 3.5 Gráfica de movimiento oscilatorio subamortiguado (fuente: Fig. 19.11 pág. 913 de Beer & Johnstom, 1981)

Cuando sometemos a un cuerpo a un movimiento forzado por una fuerza periódica P_ω y que además dicho movimiento esta amortiguado, la ecuación que lo define es:

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = P_\omega \text{sen}\omega t \quad (3.10)$$

donde la respuesta respecto a la carga armónica de valor $\text{sen}\omega t$ será igual a

$$x(t) = X_0 \text{sen}(\omega t + \varphi + \theta) \quad (3.11)$$

y donde se define

$$r = \frac{\omega}{\omega_n} \quad (3.12)$$

$$\theta = \tan^{-1}\left(\frac{2\xi r}{1-r^2}\right) \quad (3.14)$$

en el que el máximo X_0 valdría

$$X_0 = \frac{\frac{F_0}{k}}{\sqrt{(1-r^2)^2 + (2\xi r)^2}} \quad (3.15)$$

Los valores de pico máximos se dan con valores de r próximos a 1, es decir cuando el valor de la frecuencia del movimiento oscilatorio tiende a igualarse con el valor de la frecuencia natural.

De hecho si r fuese igual a 1 los desplazamientos serían infinitos, este fenómeno se denomina resonancia. En la realidad siempre existe amortiguamiento, aunque sea muy pequeño, por lo que el desplazamiento puede ser realmente muy elevado, pero no infinito.

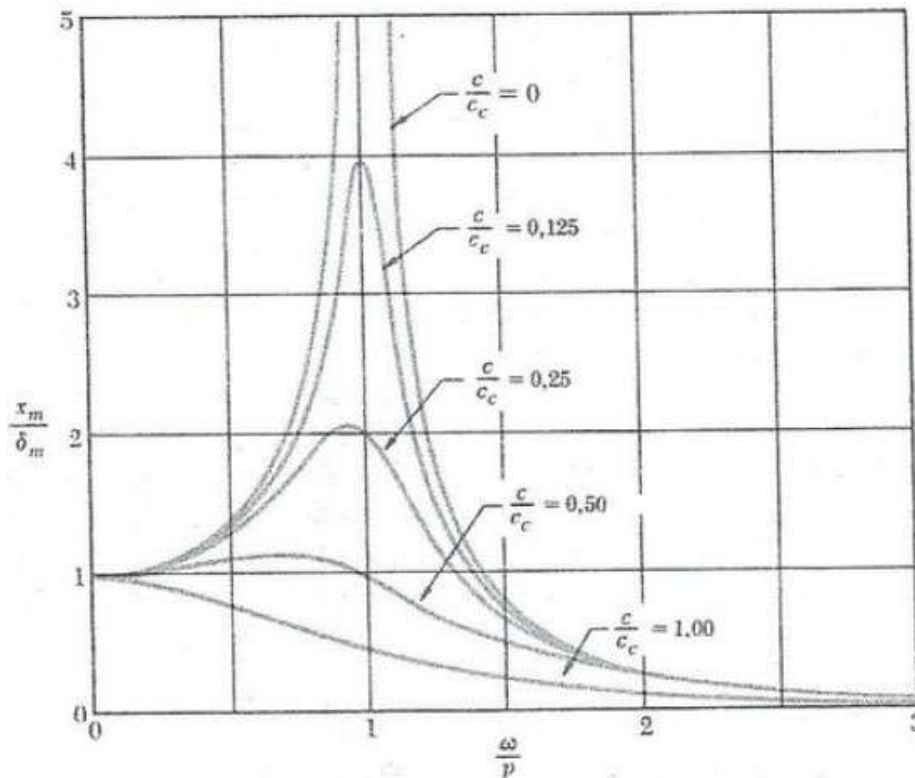


Figura 3.6 Gráfica de desplazamiento según la amplitud de la respuesta dinámica (x_m/ξ_m) a la carga harmónica (ω/P) según el amortiguamiento (c/c_c) (fuente: Fig. 19.12 pág. 915 de Beer & Johnstom, 1981).

En estructuras de bajo amortiguamiento, la frecuencia natural es un valor fijo y depende solo de la masa y la rigidez estructural. Cuando una estructura se somete a un movimiento forzado y luego se libera en movimiento libre, oscila de

acuerdo con su propia frecuencia natural de vibración. Una estructura puede tener diferentes modos de vibración y, por lo tanto, diferentes valores de frecuencia natural.

Cada uno de los modos de frecuencia natural (ω_m) de un cuerpo es igual a la [ecuación \(3.16\)](#)

$$\omega_m = \sqrt{\frac{k_m}{m}} \quad (3.16)$$

donde m es la masa modal y k_m es la rigidez modal. Por lo tanto, la frecuencia natural de una estructura en cada uno de sus modos (direcciones o forma de la deformación) está relacionada únicamente con su masa y rigidez.

3.3.2 Metodología propuesta para el análisis de la rigidez de uniones en estructuras

Para comparar si la rigidez del pórtico grapado se mantiene igual, superior o inferior a la del pórtico atornillado, así como el análisis del comportamiento de su rigidez frente a la carga dinámica, se utiliza la siguiente metodología de comprobación, basada en la frecuencia natural. Para ello se ensaya mediante acelerómetros la respuesta a carga sinusoidal dinámica de un pórtico fabricado con uniones con grapas y el mismo pórtico fabricado con uniones atornilladas. Las uniones del pórtico están diseñadas para ambas posibilidades, es decir, la misma unión se puede atornillar o grapar. El pórtico fue diseñado para que solo cambie el tipo de unión y el resto de la estructura permanezca exactamente igual. Los ensayos se realizan mediante mesa sísmica, aplicando cargas de base sinusoidales únicamente en el sentido del eje donde trabajan las uniones ensayadas.

Decir que, en esta metodología, la masa del pórtico siempre se mantiene constante, por lo tanto, si el pórtico es sometido a una carga sinusoidal dinámica con amplitud máxima creciente en cada prueba, si esta carga dinámica produce daños en la estructura, su rigidez variará y, por tanto, también su frecuencia natural. Teniendo en cuenta este hecho, se seguirán los pasos mostrados a continuación (ver [figura 3.7](#)):

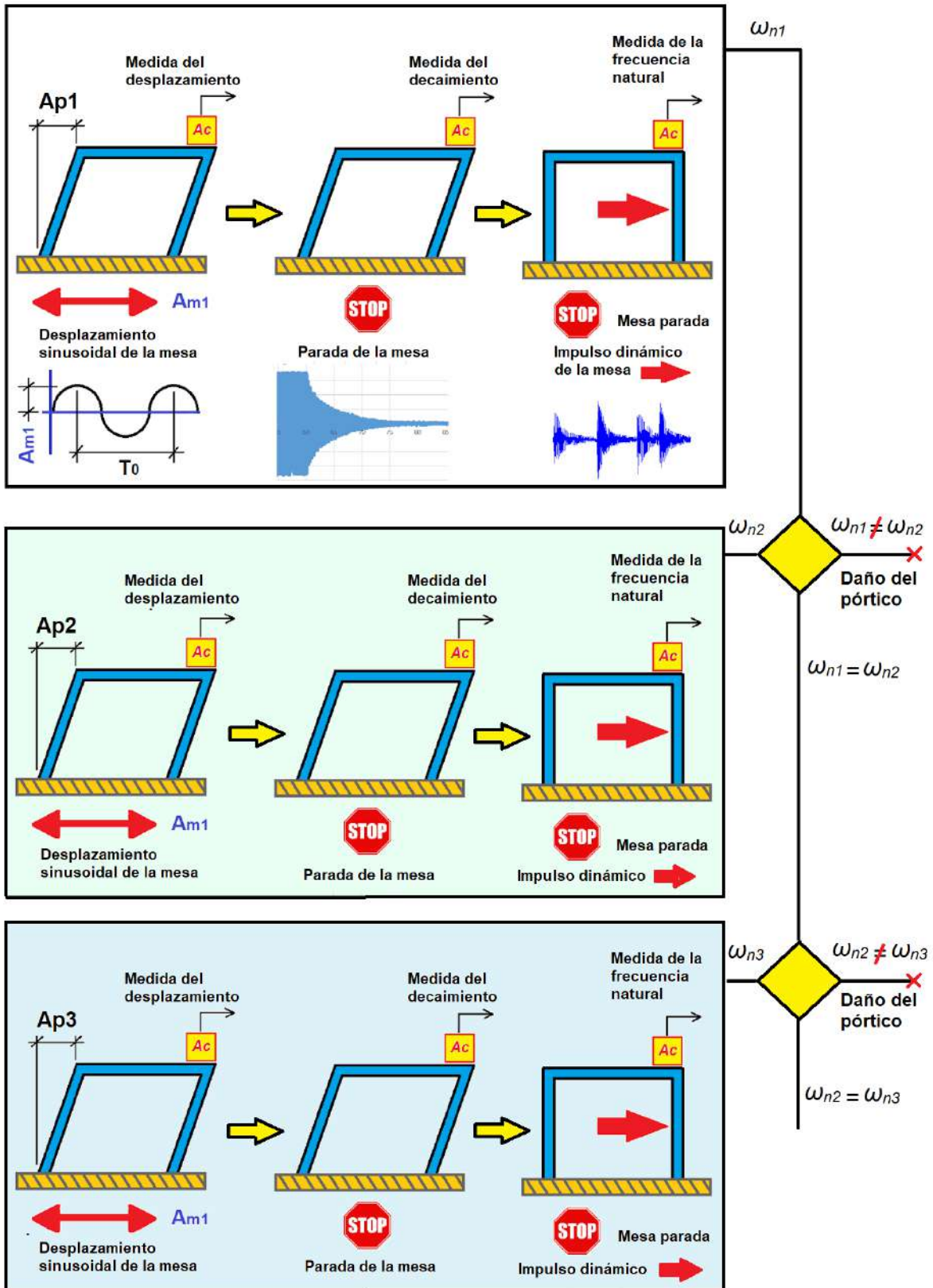


Figura 3.7 Diagrama de la metodología empleada para el análisis de la rigidez de uniones atornilladas versus uniones grapadas mediante el empleo de mesa sísmica y acelerómetros.

1. El pórtico está sometido a un movimiento sinusoidal de amplitud A_{m1} en la base del pórtico sobre la mesa sísmica, que se irá amplificando hasta que la estructura alcance una amplitud A_{p1} en la parte superior del pórtico. A_{p1} es el valor de desplazamiento con el que se empieza a ensayar el pórtico. Se supone que la frecuencia natural del pórtico es la frecuencia de oscilación de la mesa vibratoria. De esta manera, con una pequeña amplitud en la mesa vibratoria, se puede obtener una gran amplitud en la parte superior de la estructura. Los desplazamientos del pórtico son evaluados por acelerómetros ubicados en la parte superior de la estructura, teniendo en cuenta la [ecuación 3.17](#).

$$u = \frac{a}{(2\pi f)^2} \quad (3.17)$$

Donde u es la amplitud de desplazamiento oscilatorio, a es el valor de aceleración máxima medida por el acelerómetro y f es la frecuencia a la que oscila la mesa vibratoria.

2. Después de someter el pórtico por un tiempo (t) al movimiento sinusoidal forzado, la mesa vibratoria se detiene y la oscilación decae. El decaimiento de la oscilación se mide con un acelerómetro hasta que el pórtico se detiene por completo. Durante el decaimiento del movimiento, se realiza un análisis detallado del comportamiento del pórtico (especialmente amortiguación y variación de frecuencia) dependiendo de si el pórtico está atornillado o grapado. Para calcular el valor del factor de amortiguamiento durante el decaimiento de la oscilación, se utiliza la [ecuación \(3.18\)](#):

$$2\pi n\xi = \ln \frac{\mu_1}{\mu_{1+n}} \quad (3.18)$$

donde ξ es el valor del factor de amortiguamiento, n es el número de ciclos considerados en su cálculo, μ_1 es el valor de la amplitud de la respuesta estructural para el periodo 1 y $\mu_{(1+n)}$ es el valor de la amplitud para el periodo 1 + n .

3. Una vez que el pórtico está completamente parado, el pórtico se somete a pequeños impulsos manuales durante un tiempo determinado (t_2). Posteriormente se calcularán las frecuencias naturales del pórtico ω_{1i} con los valores recogidos por los acelerómetros. Se utiliza la transformada de Fourier, para pasar la señal recogida del dominio del tiempo al dominio de la frecuencia

(figura 3.8) (ecuación 3.19) mediante la función de Pwelch de Matlab para el cálculo de la frecuencia natural cuando la estructura es estática.

$$g(\xi) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} f(x) e^{-i\xi x} dx \quad (3.19)$$

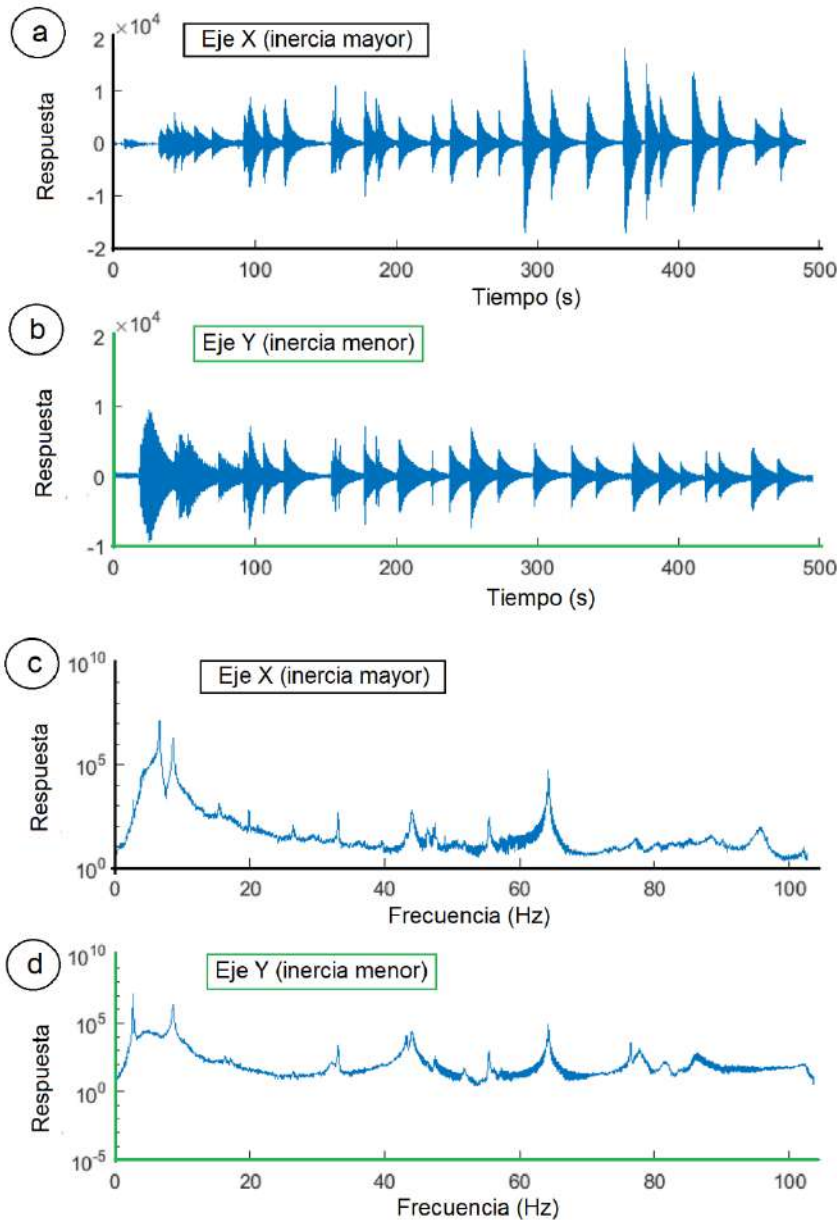


Figura 3.8 a) Respuesta del pórtico en el dominio de tiempo para el eje X de mayor inercia de los pilares del pórtico. b) Respuesta del pórtico en el dominio de tiempo para el eje Y de menor inercia de los pilares del pórtico c) Respuesta del pórtico en el dominio de frecuencia para el eje X de mayor inercia de los pilares del pórtico. d) Respuesta del

pórtico en el dominio de frecuencia para el eje Y de menor inercia de los pilares del pórtico.

Pero si se aplicara directamente la transformada de Fourier a todos los datos recogidos el resultado tendría gran cantidad de ruido. Para eliminar el mismo se empleará la función Pwelch, la cual divide la señal temporal de partida en tramos y realiza la transformada de Fourier de cada tramo, haciendo una media de las transformadas obtenidas (ver [figura 3.9](#)). Además, para garantizar un mejor resultado, esta función emplea un “overlap” temporal de forma que siempre evalúa el final de un segmento y el comienzo del siguiente. En la zona de overlap se aplica siempre una ventana de contribución triangular, de forma que la suma de la señal de como valor 1.

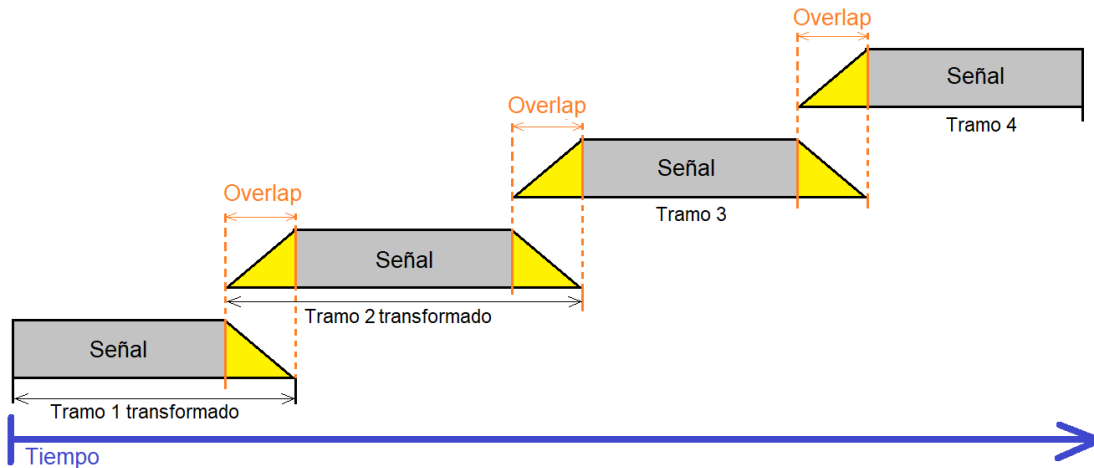


Figura 3.9. Esquema de funcionamiento de la función Pwelch la cual divide la señal temporal de partida en tramos y realiza la transformada de Fourier de cada tramo, pero con una zona de overlap.

Una vez realizados estos pasos para una determinada amplitud A_{p1} , se repite la secuencia anterior con una mayor amplitud del movimiento sinusoidal A_{p2} . Una vez que se detiene el movimiento del pórtico con amplitud A_{p2} , se evalúa la frecuencia natural del pórtico ω_{2j} . Si la frecuencia natural sigue siendo la misma, significa que el pórtico no se dañó y su rigidez sigue siendo la misma. La amplitud de oscilación seguirá aumentando sucesivamente hasta un valor de amplitud A_{pn} hasta que varíe la frecuencia natural. Esta variación en la frecuencia

natural significa que el pórtico está perdiendo rigidez. La pérdida de rigidez en el pórtico indica que está dañado.

Como ya se mencionó en la introducción, para el análisis en tiempo real y las técnicas de identificación de daños en línea, se podrían implementar soluciones de filtro de Kalman y perturbación propia. Sin embargo, en el caso de la presente investigación donde se busca una evaluación específica, como el análisis de rigidez de uniones atornilladas versus uniones grapadas en laboratorio, la metodología utilizada en este trabajo (basada en el análisis de los datos discretos recolectados en varias pruebas) es adecuado.

Para comprobar si hay daños en los tornillos de la unión y no en otra parte del pórtico, se comprueba el apriete de los tornillos para ver si permanece sin cambios después del ensayo. Cuando la precarga del tornillo muestra variación, significa que el tornillo se ha dañado. Esta metodología propuesta en este trabajo para detectar daños en la estructura se presenta como adecuada para casos en los que el daño puede ocurrir en puntos de la estructura que son difíciles de medir con otros dispositivos como galgas extensiométricas.

En una etapa anterior, para tener valores de referencia para las pruebas en la mesa vibratoria, se modeló numéricamente el pórtico con el fin de obtener tres tipos de datos:

- a) Valores de frecuencias naturales y modos de vibración.
- b) Valores de desplazamiento del pórtico que causen daño a los tornillos de unión.
- c) Valores de desplazamiento de pórticos que causen daño a las vigas y rigidizados de las alas y almas.

3.3. Ensayos experimentales y simulaciones de las uniones en el pórtico

3.3.1 Pórtico ensayado y simulado

El pórtico utilizado para las simulaciones y ensayos (figura 3.10) está hecho de vigas de acero IPE100, con una altura de 1990 mm, 2100 mm de largo y 2100 mm de ancho (figura 3.11).

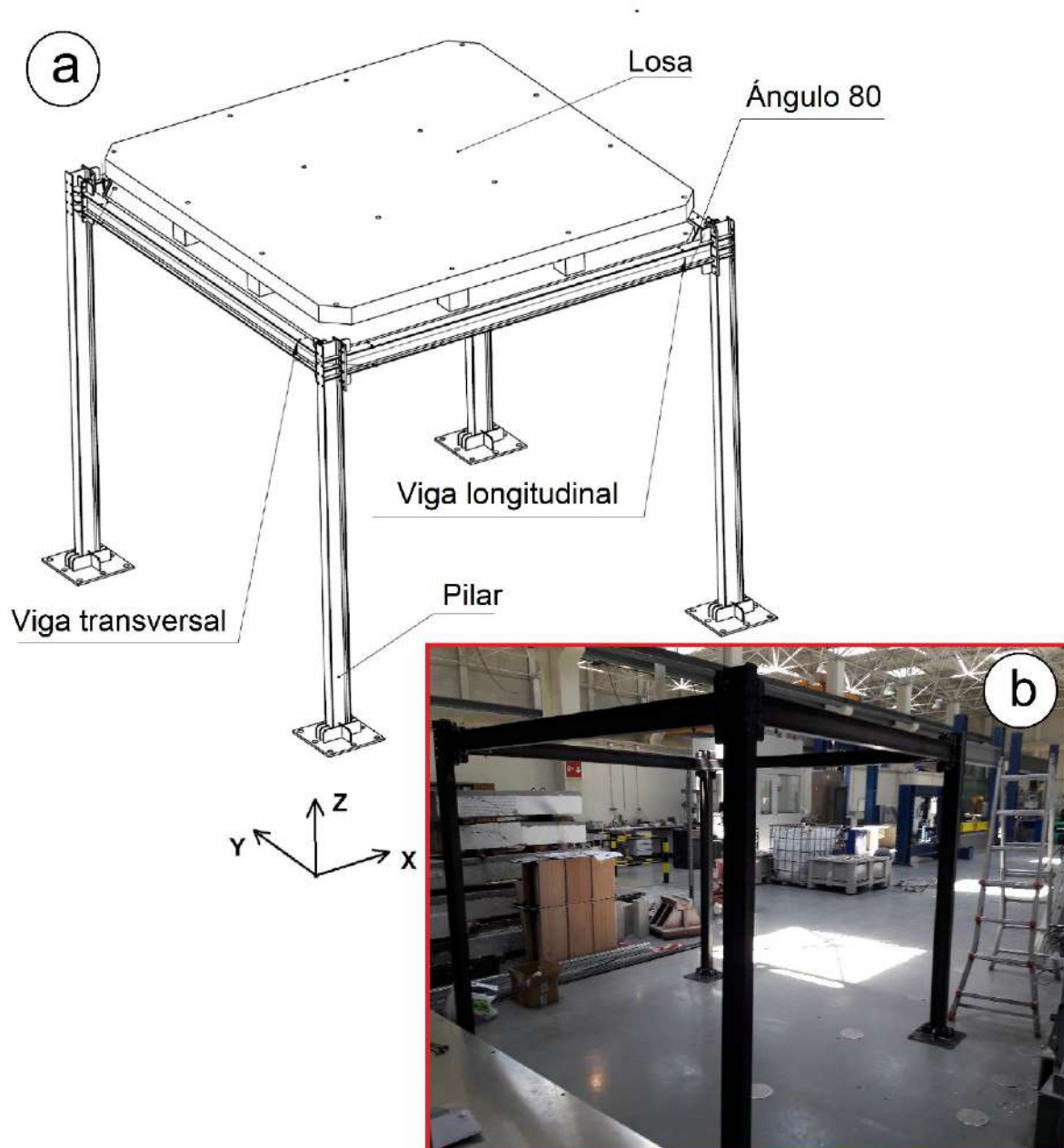


Figura 3.10 Pórtico ensayado en laboratorio. a) Modelo 3D del pórtico ensayado. b) Estructura del pórtico ensayado sin las losas de hormigón montadas.

El acero de los perfiles fue S235 (límite elástico de 235 MPa, módulo de Young de 200 GPa, relación de Poisson de 0,30 y densidad de 7850 kg / m³). En la parte superior hay dos losas de hormigón, unidas rígidamente con una masa total de 1420 kg. Para la conexión entre los perfiles en sentido del eje Y se utilizan 8 tornillos M8 grado 8.8 (límite elástico de 640 MPa, módulo de Young de 200 GPa, relación de Poisson de 0,30 y densidad de 7850 kg / m³) en cada una de las uniones.

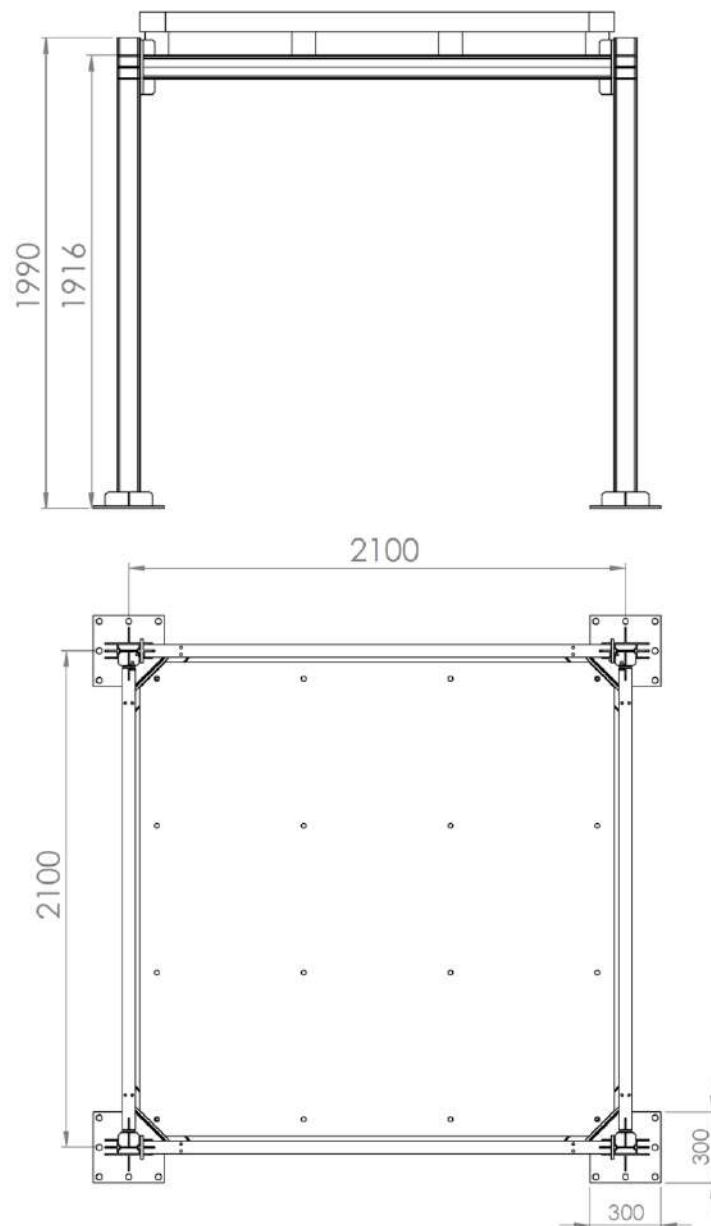


Figura 3.11 Planta y alzado acotado del prototipo ensayado en laboratorio.

En el caso del otro eje (X) se utilizan alternativamente dos tipos de uniones (figura 3.12): a) La clásica unión atornillada, en la que se utilizan tornillos M8 grado 8.8. b) La unión por apriete en la que se utilizan grapas de 25 mm de ancho, 10 mm de espesor y palanca trasera de 11 mm y palanca delantera media de 11 mm. Estas grapas fueron fabricadas con acero S235. El tornillo utilizado con las grapas también es M8 grado 8.8.

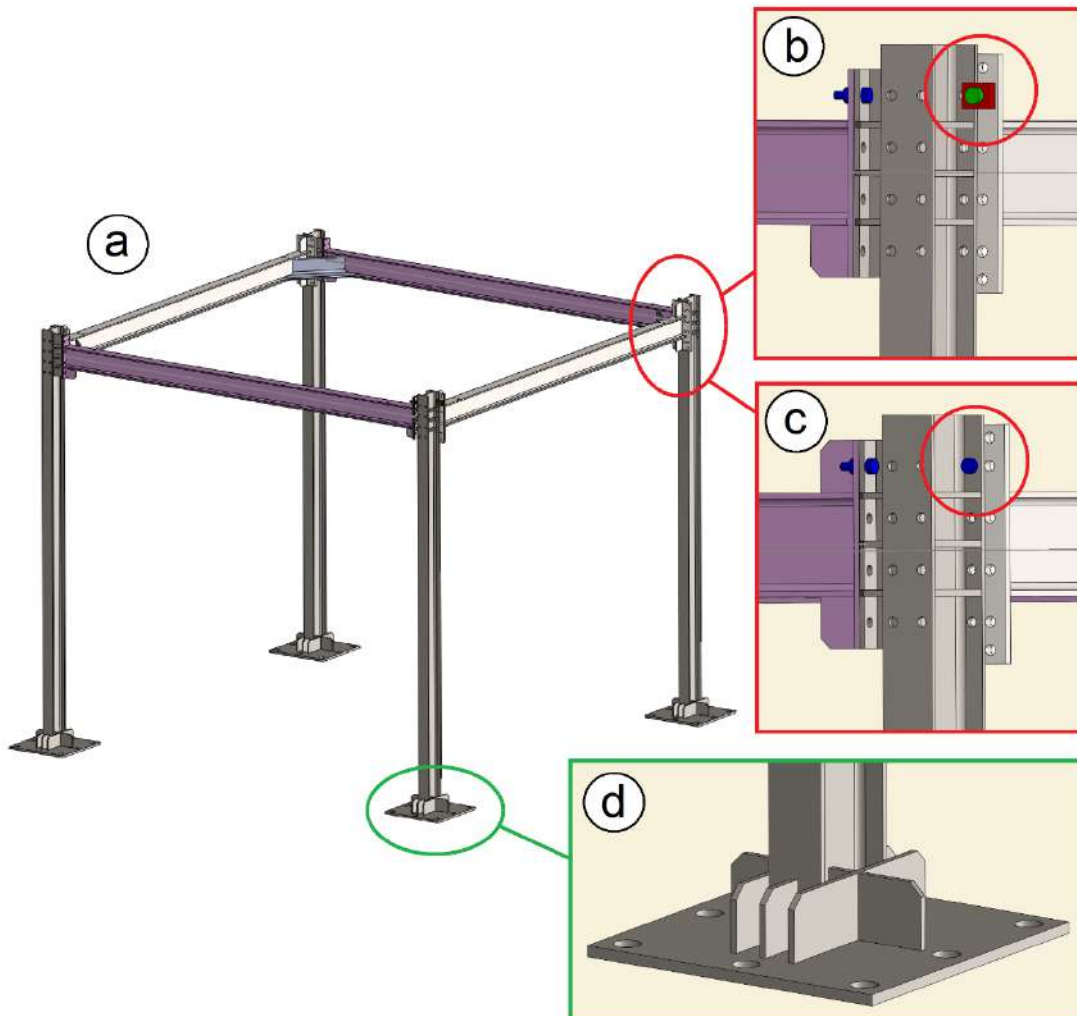


Figura 3.12. Modelo del pórtico ensayado en laboratorio. a) Detalle unión grapada. b) Detalle unión atornillada. c) Detalle de base de los pilares del pórtico ensayado en laboratorio.



Figura 3.13 Pesado y montaje de la losa en el pórtico a ensayar en la mesa sísmica de laboratorio.

3.3.2 Simulaciones numéricas realizadas

El modelado y simulación del pórtico se realizó con el software ANSYS® versión 19 (figura 3.14). El material utilizado en la simulación fue acero lineal con comportamiento elástico, módulo de Young de 210 GPa, relación de Poisson de 0.3 y peso específico de 7850 kg/m³ (límite elástico de viga de acero 225 MPa, límite elástico de tornillo acero 640 MPa). Para el hormigón las características utilizadas fueron módulo de Young de 30 GPa, relación de Poisson de 0,18 y peso específico de 2300 kg/m³. Para el modelo del pórtico, en las vigas, debido a su forma no simple, se utilizó una malla tetraédrica de segundo orden de tamaño promedio 10 mm, para los tornillos y grapas se utilizó malla hexaédrica de 1 mm. Para el cálculo resistente se utilizó la herramienta Ansys Static Structural y se tuvo en cuenta la posible no linealidad de la evolución de las áreas de contacto en el pórtico. El coeficiente de fricción utilizado en todas las superficies de contacto fue de 0,2. La precarga del tornillo se introdujo con la herramienta Ansys Bolt Pretension.

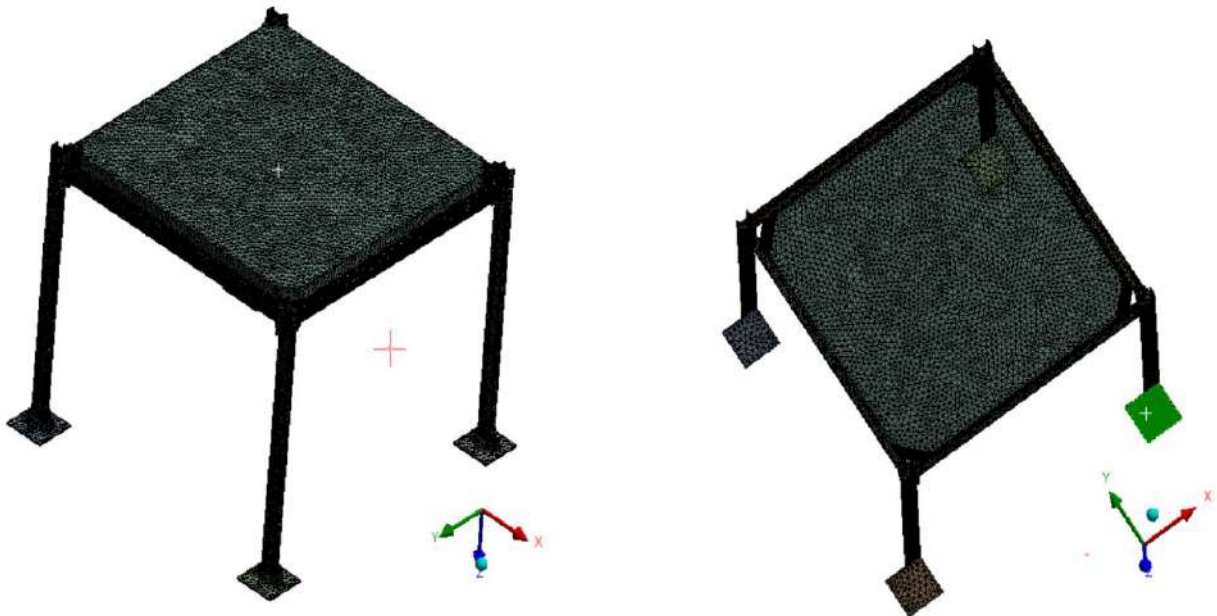


Figura 3.14 Modelo de la estructura del pórtico mallado con elementos tetraédricos de 10mm y elementos hexaédricos de 1 mm en los tornillos para el cálculo estructural mediante ANSYS

Se utilizó la herramienta Ansys Modal Analysis para calcular las frecuencias naturales y los modos de vibración de la estructura. Esta herramienta no permite contactos de fricción, por lo que el cálculo se realizó considerando los contactos como pegados. Por tanto, el resultado de la simulación dará las mismas frecuencias naturales para el pórtico grapado que para el atornillado, sin poder determinar la diferencia de rigidez del pórtico según el tipo de unión. Las diferencias según el tipo de unión serán determinadas experimentalmente.

3.3.3 Ensayos de laboratorio

El pórtico fabricado (figura 3.10) fue ensayado en una mesa sísmica (figura 3.15). La mesa sísmica pertenece al laboratorio ViBest (Universidad de Oporto) cuyas características incluyen las siguientes: Dimensiones de 3 x 3 m²,

operación 2D, capacidad de carga 10 toneladas, desplazamiento total de 400mm, aceleración máxima 0.5 g y velocidad máxima 0.37 m/s

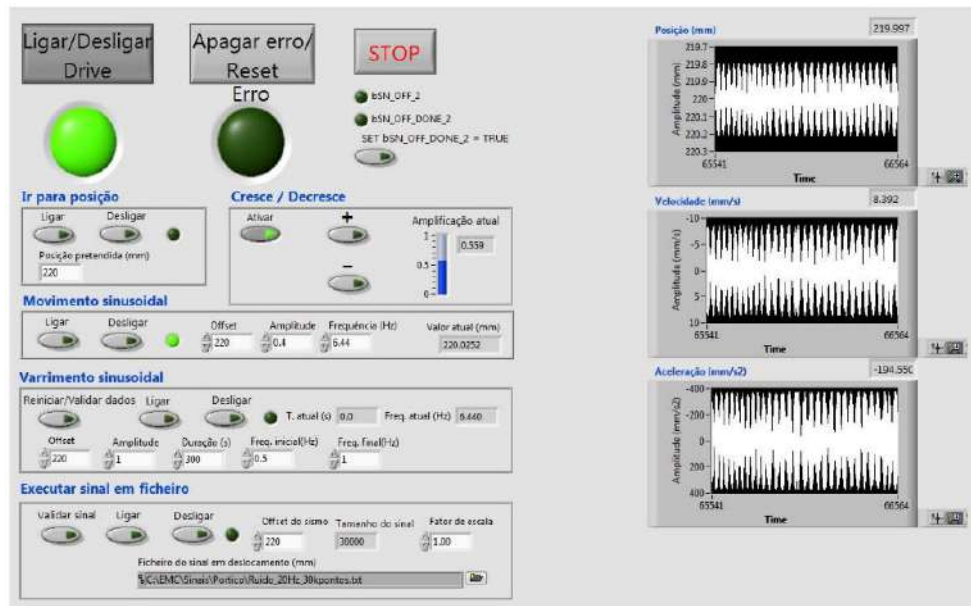


Figura 3.15. Imagen de la mesa sísmica del laboratorio ViBest (Universidad de Oporto)



Figura 3.16 Pantalla del software de control de la mesa sísmica del laboratorio ViBest (Universidad de Oporto)

Para medir aceleraciones y desplazamientos se utilizaron acelerómetros de tipo MEM modelo SDI 1521L, cuyas características incluyen: sensibilidad 2 V/g, rango de medición $\pm 2g$ y ruido $5.5g/\sqrt{Hz}$. El sistema de adquisición de datos es un registrador de datos PXI de National Instruments, que utilizó una tasa de medición de 500 Hz, con interface de usuario adaptado para el ensayo (figura 3.16, figura 3.17). El pórtico se sujeta rígidamente a la mesa vibratoria en cada una de las placas base de las columnas del pórtico usando seis tornillos M16 grado 8.8.

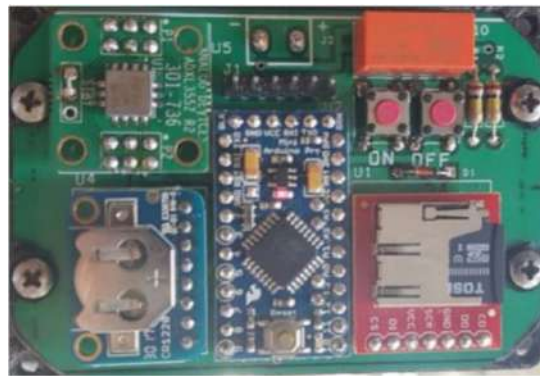


Figura 3.17 Dispositivo triaxial de medición de aceleraciones para el control de los acelerómetros instalados en la mesa sísmica.

También se colocaron galgas extensiométricas en dos de los puntos más críticos del pórtico (la parte inferior de la columna del pórtico y en la zona del tornillo de unión) para comprobar que no se supera el límite elástico del material del pórtico, así como para calibrar el modelo FEM. Estos puntos críticos fueron determinados por la simulación numérica preliminar. Se utilizó una llave dinamométrica con una precisión del 4% en el par medido para controlar el par de apriete. También se colocaron galgas extensiométricas en dos tornillos, para comprobar que el par aplicado con la llave dinamométrica coincidía con la precarga que se iba a aplicar al tornillo. Las galgas extensiométricas utilizadas en el pórtico fueron galgas con las siguientes características: marca Vishay, resistencia $350 \pm 0,3\%$ ohm, factor de galga $2,155 \pm 0,5\%$ (figura 3.18 y 3.19).

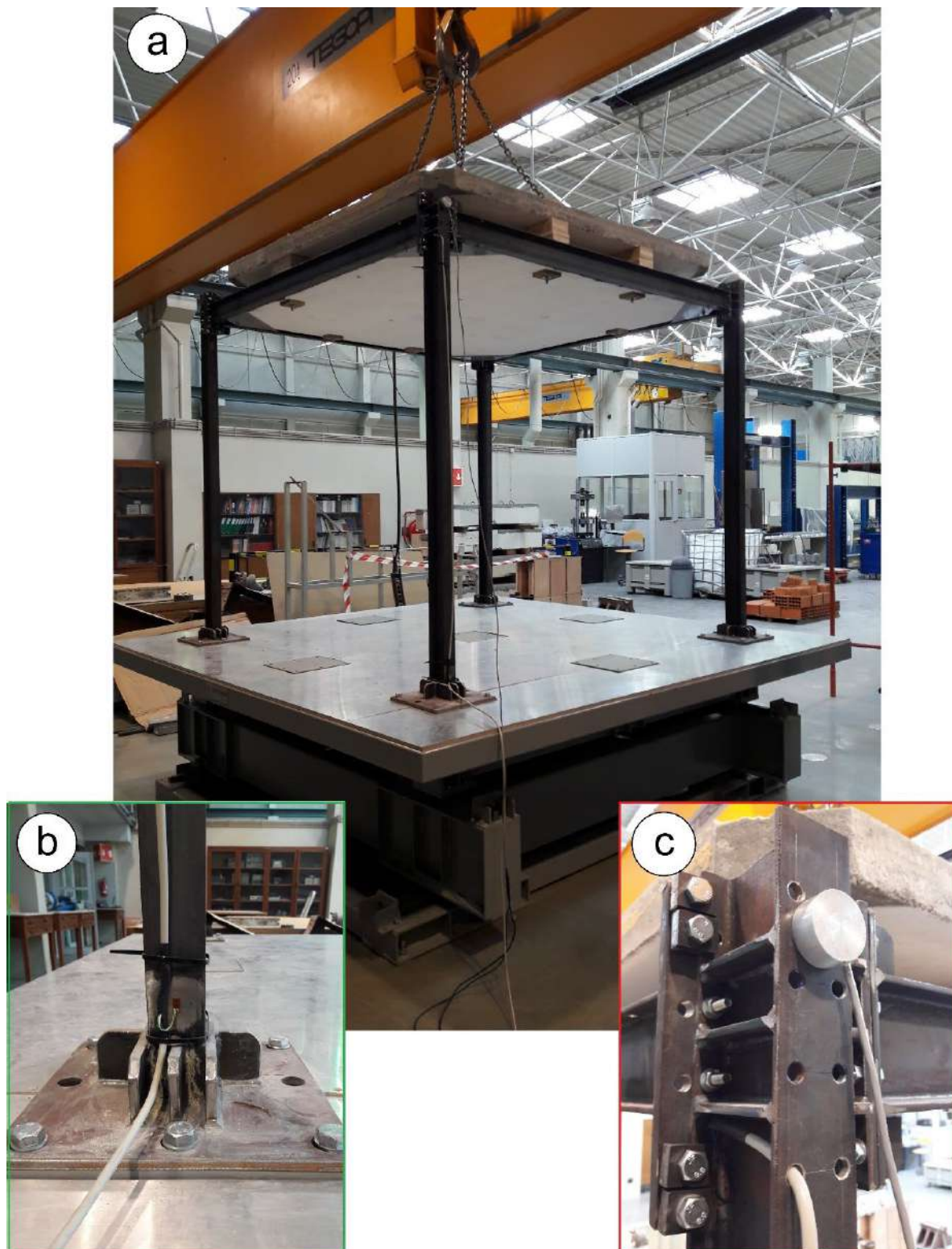


Figura 3.18 a) Pórtico ensayado grapado a la mesa vibratoria. b) Base del pórtico con galga extensiométrica. c) Unión grapada con galgas extensiométricas y acelerómetro instalado.

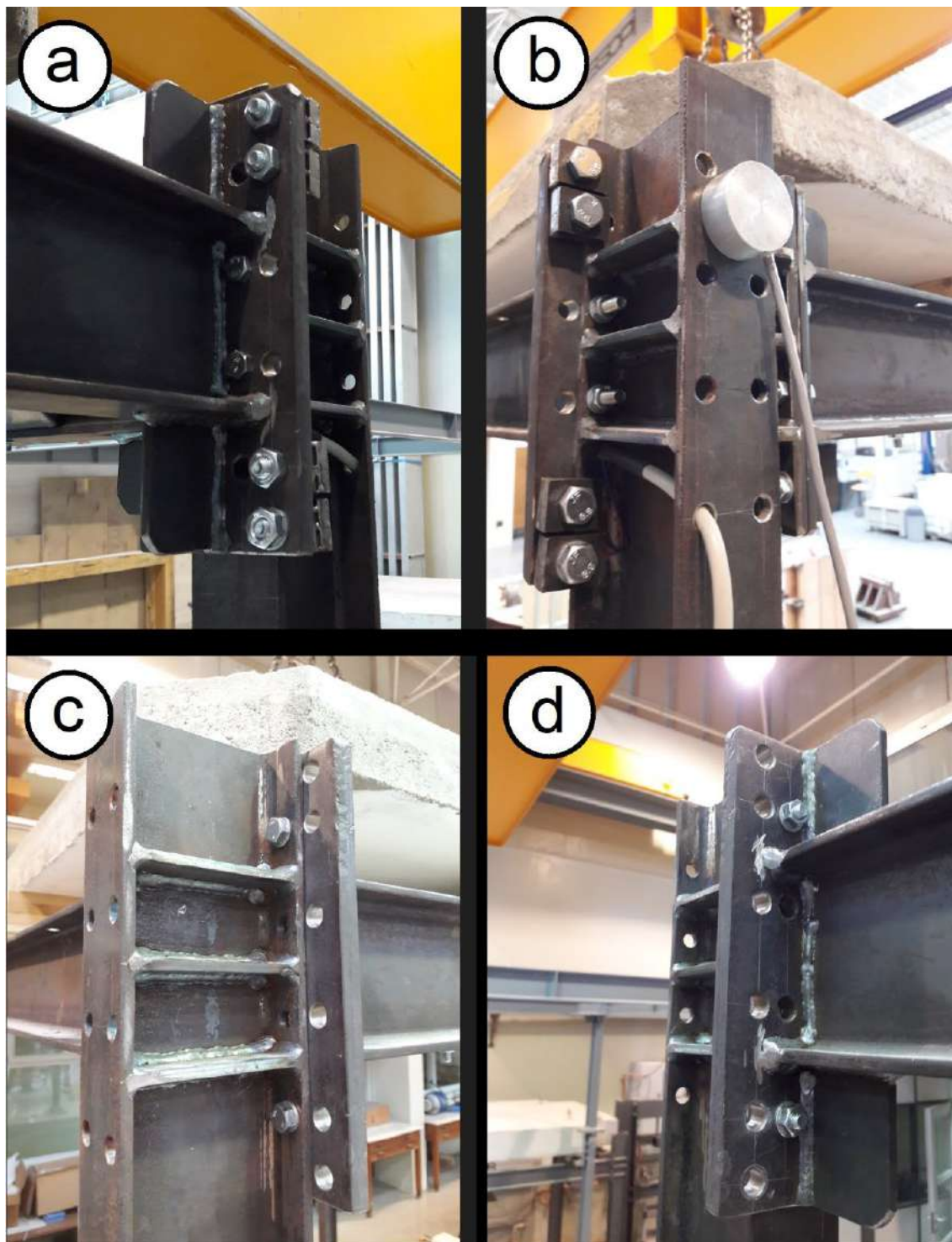


Figura 3.19 a) Vista posterior de unión grapada con cuatro grapas por nudo. b) Vista frontal de unión grapada con cuatro grapas por nudo. c) Vista posterior de unión atornillada con dos tornillos por nudo. b) Vista frontal de unión atornillada con dos tornillos por nudo.

3.4. Resultados de las simulaciones y los ensayos de las uniones del pórtico

3.4.1 Resultados del modelo FEM

El modelo 3D del pórtico con doble losa se sometió primero a una prueba modal con ANSYS para calcular de nuevo sus valores de frecuencia natural, así como sus correspondientes formas de modo de vibración. Después de calibrar el modelo en base a una nueva prueba preliminar de laboratorio del pórtico, se encontraron los siguientes modos y valores de vibración (tabla 3.1) (figura 3.20):

Table 3.1. Seis primeras frecuencias naturales encontradas en el pórtico según la simulación FEM.

Mode	Frequency (Hz)
1	1,765
2	4,780
3	6,610
4	30,471
5	51,562
6	56,804

- Modo 1: desplazamiento en el eje Y, en dirección perpendicular a las uniones a ensayar, y que coincide con la dirección de menor inercia en los pilares del pórtico, por lo que también es el modo donde el valor de la frecuencia natural es menor.
- Modo 2: desplazamiento en el eje X, en el mismo sentido que las uniones a ensayar y que coincide con la dirección de mayor inercia en los pilares del pórtico, por lo que este modo tiene un valor de la frecuencia natural mucho mayor que el anterior, aunque en valores relativamente pequeños.
- Modo 3: torsión respecto al eje Z, este modo le afecta tanto el momento de inercia mayor y el menor de los perfiles de los pilares.
- Modo 4. Desplazamiento en el sentido vertical del eje z, pero como en esta dirección la deformación de los pilares es prácticamente

despreciable, realmente este modo coincide con la vibración en el sentido z de la losa, lo que conlleva unos valores de frecuencia mucho más alto que los anteriores.

- Modo 5. flexión de los pilares en diferentes direcciones, implica la deformación de elementos locales con poca masa, por lo que da como resultados valores de frecuencia muy altos
- Modo 6. De forma similar al modo 5 implica flexión de los pilares en diferentes direcciones, por lo que da como resultados valores de frecuencia muy altos

En el caso de las estructuras los modos realmente importantes son los primeros, que tienen valores de frecuencia bajos, valores como los del modo 4 superior a 30 Hz son muy difíciles de alcanzar en la realidad, por lo que no son significativos. Además, en nuestro caso la mesa de laboratorio no alcanza estos valores de frecuencia. En resumen, en el caso del pórtico a ensayar los modos importantes son los modos 1, 2 y 3. Entre estos tres modos, los modos 2 y 3 son los que afectan directamente a las uniones atornilladas o grapadas.

En base a la forma de los primeros modos de vibración, los acelerómetros deben colocarse en el nivel superior porque es donde la estructura tiene amplitudes modales máximas. Además, un sensor debe estar ubicado en la dirección del eje X (en la misma dirección que las uniones a probar) porque esta es la dirección en la que trabajan las uniones. Por otro lado, el modo de vibración torsional tiene componentes modales tanto en la dirección X como en la dirección Y, lo que significa que se puede medir claramente con sensores colocados en ambas direcciones.

Posteriormente, se sometió el modelo 3D del pórtico a un ensayo de simulación de desplazamiento estático en la parte superior con la placa base fijada, con el fin de conocer los valores de referencia de los desplazamientos máximos para los ensayos reales.

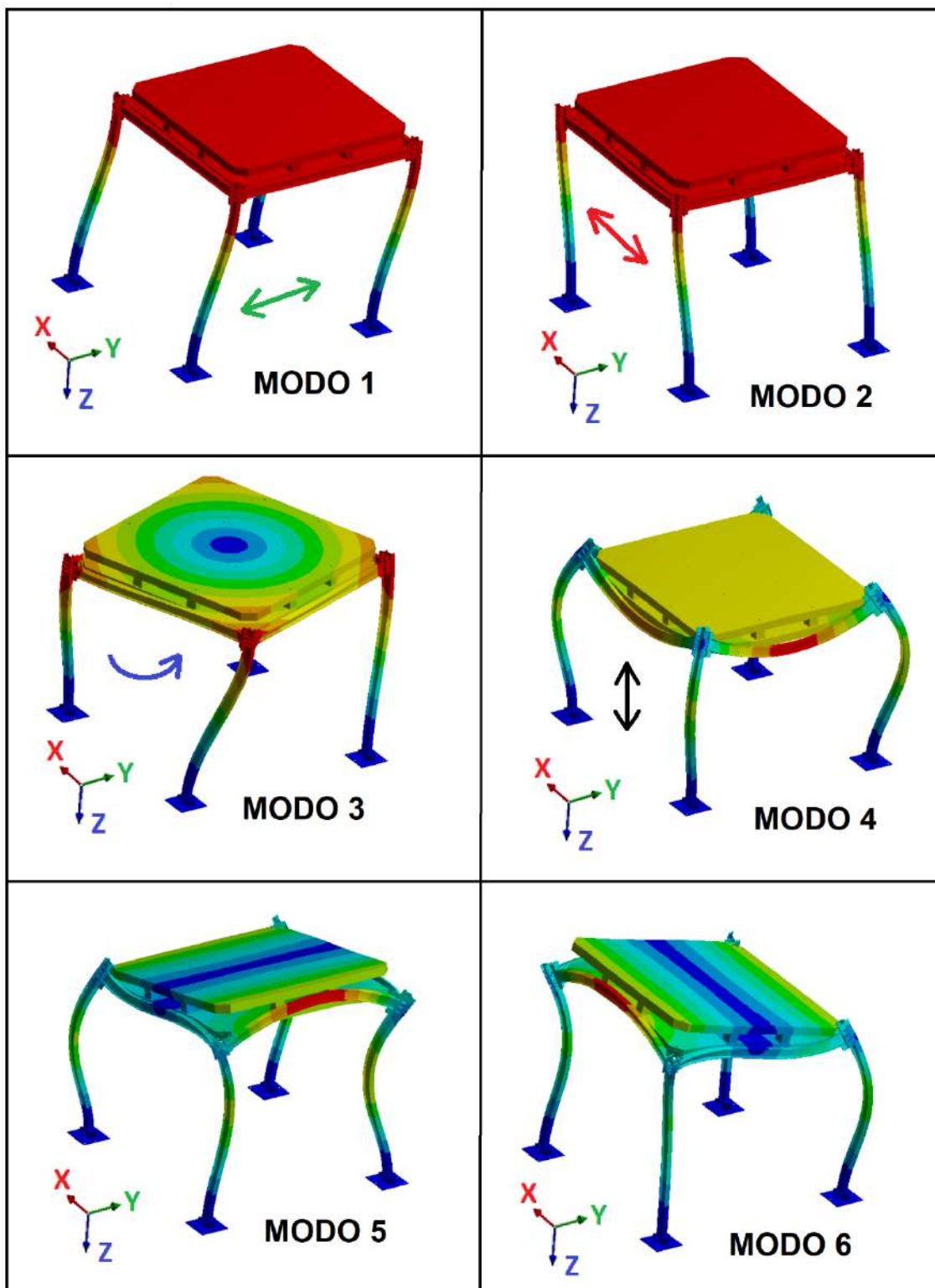


Figura 3.20 Modos de vibración del pórtico mas importantes

Entre los valores analizados en el pórtico se encuentran los dos siguientes:

a) Valor máximo del desplazamiento en la parte superior del pórtico a partir del cual se dañan las vigas o placas de viga, es decir, si exceden el límite

elástico. En este ensayo se encontró que, tanto para el caso del pórtico atornillado como para el grapado, las áreas de máxima tensión están en el área entorno de los tornillos en el pórtico y en el ala de la viga en la parte inferior de la columna del mismo (ver [figura 3.21](#)). En el caso de la unión por grapas, las primeras tensiones que superaron el límite elástico del material en la zona de rigidización de la viga de las uniones comenzaron a aparecer para desplazamientos superiores a 14 mm en la parte superior del pórtico, a pesar de que la tensión estaba muy por debajo del límite elástico en las columnas del pórtico.

Cuando se alcanzaron valores de desplazamiento de 20 mm en la parte superior, además de en el área de las uniones, también se superó el límite elástico del material en la parte inferior de la columna del pórtico. En el caso del pórtico atornillado, la situación es más favorable, no comenzando a sobrepasar el límite elástico en la zona de rigidización de las uniones hasta que los desplazamientos alcanzan los 16mm. Con base en estos resultados, se determina que las pruebas de laboratorio nunca deben exceder los 14 mm de desplazamiento en la parte superior del pórtico si la idea no es inducir daño permanente a los miembros del pórtico. Trabajando con un coeficiente de seguridad mínimo del 15%, los valores máximos a alcanzar en la parte superior del pórtico serían 12 mm.

b) Valor de desplazamiento en la parte superior del pórtico desde el cual los tornillos o grapas sufren daños y, por lo tanto, existe pérdida de precarga.

En los resultados hallados con la simulación, se puede observar que, para el pórtico grapado, los primeros resultados que exceden el límite elástico en el tornillo comienzan a aparecer para un valor de desplazamiento de 8 mm en la parte superior del pórtico (ver [figura 3.22](#)). Con un valor de desplazamiento de 10 mm en la parte superior del pórtico, ya aparecen algunas áreas en los tornillos que exceden el límite elástico del material, pero para un valor de desplazamiento de 12 mm, ya hay grandes áreas del tornillo que exceden el límite elástico.

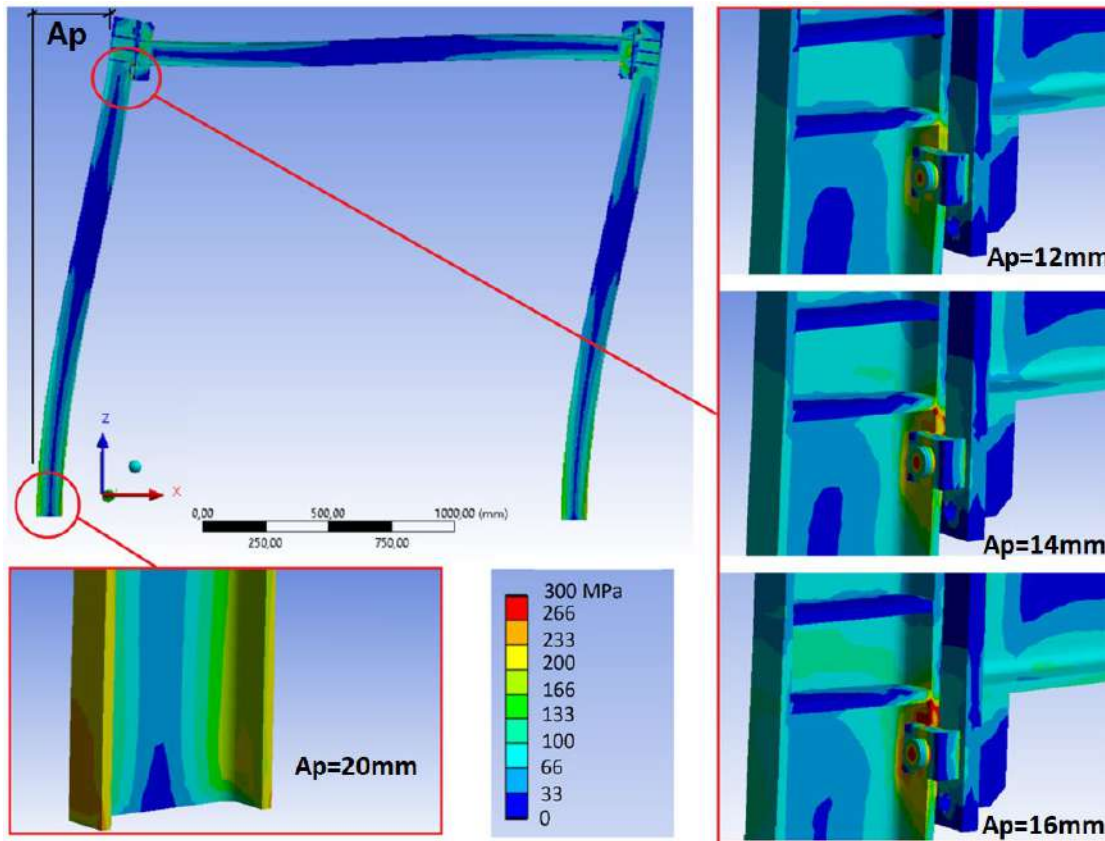


Figura 3.21. Áreas de tensión máxima para valores de desplazamiento en la parte superior del pórtico de $A_p = 12, 14, 16$ mm, y límite elástico del material excedido en la parte inferior de la columna del pórtico cuando $A_p = 20$ mm

Es previsible, por tanto, que con desplazamientos de 10 mm aparezcan las primeras variaciones apreciables de rigidez del pórtico, y que con desplazamientos de 12 mm los tornillos se dañen claramente y pierdan parte de su precarga. En el caso de los tornillos en el pórtico con unión atornillada, los resultados son similares, pero el daño del tornillo aparece después del desplazamiento de 14 mm en la parte superior del pórtico.

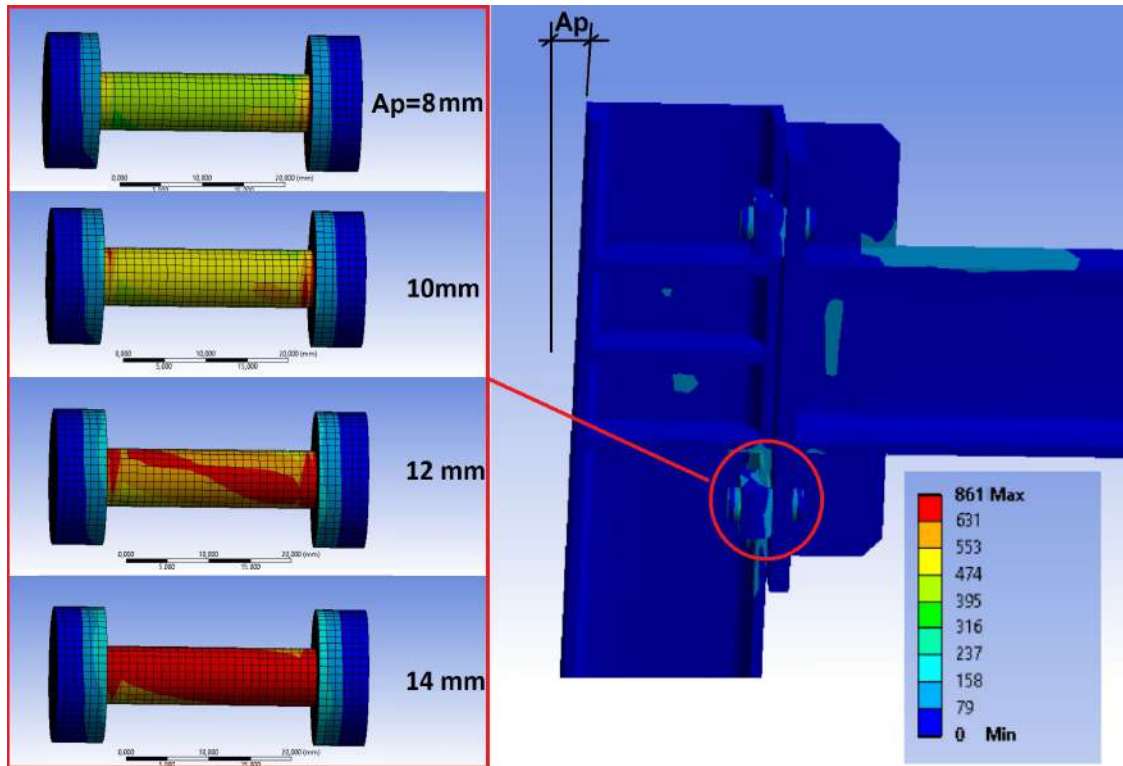


Figura 3.22 Distribución de tensiones en los tornillos de la unión atornillada según la simulación para un valor de desplazamiento A_p en la parte superior del pórtico.

3.4.2 Resultados de las pruebas de laboratorio

El pórtico fue sometido a oscilaciones en la parte superior con amplitudes cercanas a los 12 mm, pero nunca superando dicho valor. El tiempo medio al que se sometió el pórtico al movimiento sinusoidal fue de aproximadamente 1 minuto y la aceleración máxima alcanzada en la parte superior fue de unos 10 m/s². Después de parar el pórtico, para calcular la frecuencia natural, los datos fueron recolectados durante un período de 1 minuto con un promedio de 6 impulsos manuales durante ese minuto.

En las pruebas realizadas en laboratorio, al medir la rigidez del pórtico, se observó claramente que el pórtico atornillado presentaba frecuencias naturales (Modo 2: 4.74 Hz; Modo 3: 6.39 Hz) (figura 3.23) más altas que el pórtico grapado (Modo 2: 4,59 Hz; Modo 3: 6,20 Hz), lo que indica claramente que el pórtico con tornillos es más rígido que el pórtico con grapas.

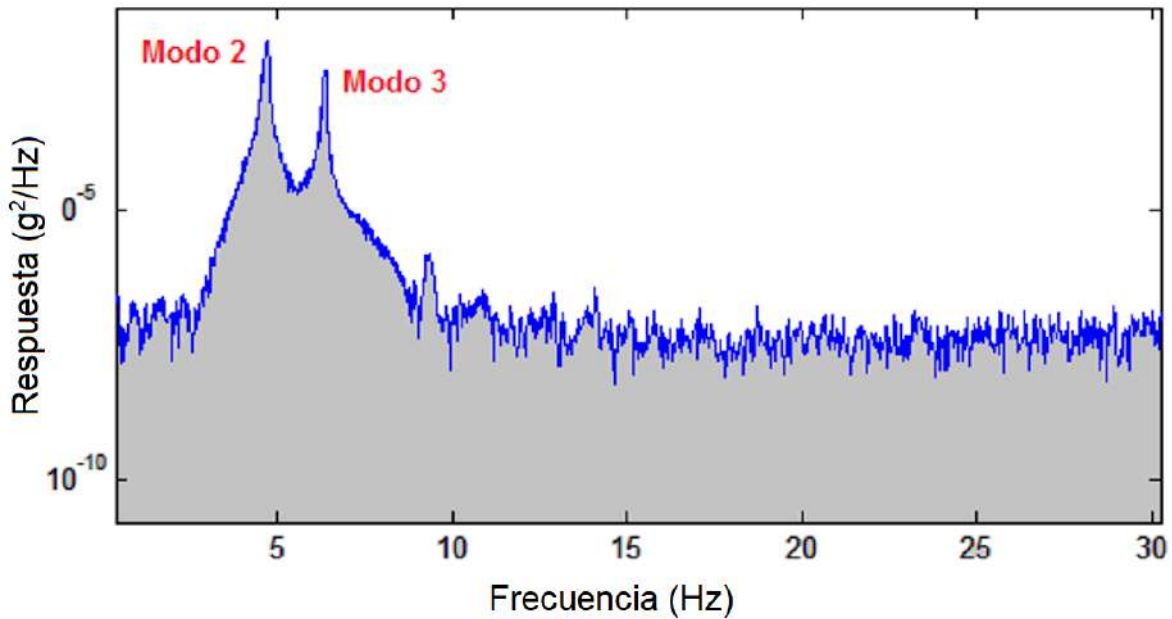


Figura 3.23 Espectro medio de la respuesta del pórtico en el dominio de la frecuencia para uniones atornilladas.

Al estar el pórtico sometido a mayores amplitudes de oscilación, se pudo observar (figura 3.24) (tabla 3.2, 3.3) que las frecuencias naturales del pórtico (una vez terminado de oscilar) se mantuvieron fijas para el caso del pórtico atornillado dentro de una tolerancia de $\pm 0,02$ Hz. Sin embargo, en el caso del pórtico grapado, estos se mantuvieron dentro de la tolerancia de $\pm 0,05$ Hz hasta una amplitud de oscilación de 8 mm (en el tornillo, no se produce pérdida de precarga con la llave dinamométrica). Después de eso, comienza a observarse una caída de la frecuencia natural. Entre 8,6 y 11,4 mm de amplitud de oscilación se observa una clara variación a la baja de la frecuencia natural del pórtico, lo que indica claramente una pérdida de rigidez y, por tanto, un daño en la estructura. De hecho, esto se corresponde a la verificación realizada mediante una llave dinamométrica donde se comprueba que los tornillos perdieron parte de su precarga y, por lo tanto, los tornillos se dañaron.

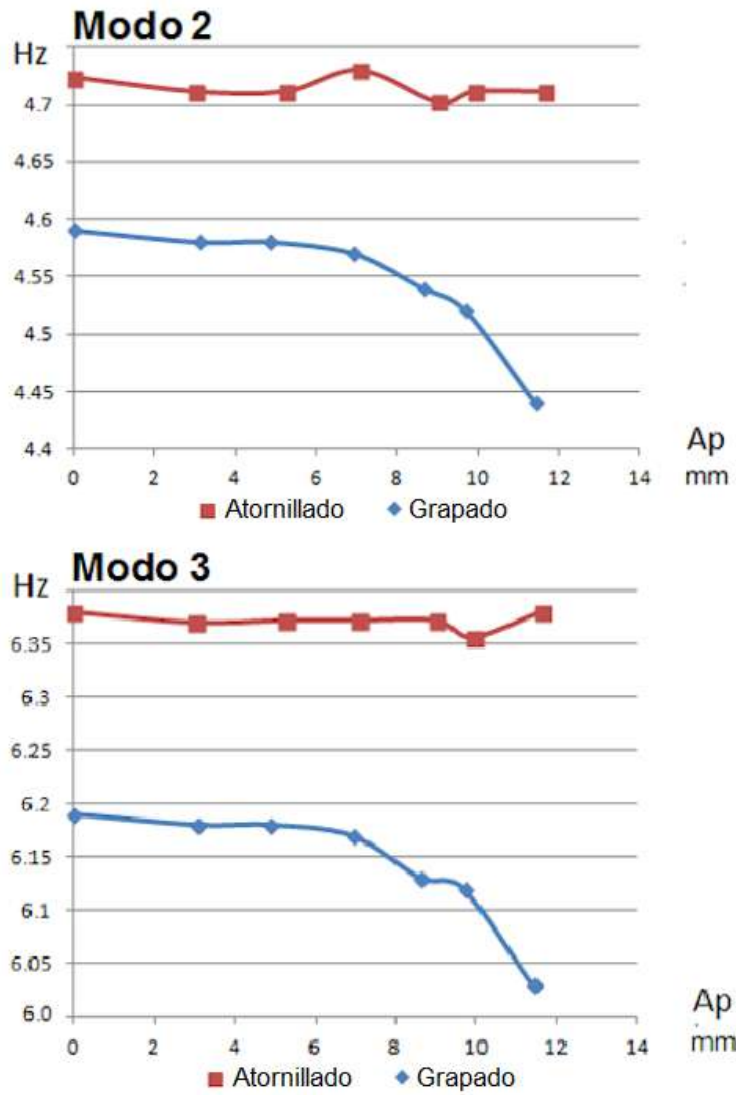


Figura 3.24. Variación de las frecuencias naturales del pórtico tras ser sometido a diferentes amplitudes de oscilación en la parte superior del pórtico.

Tabla 3.2 Valores de la variación de las frecuencias naturales en el modo 2 del pórtico tras ser sometido a diferentes amplitudes de oscilación en la parte superior del pórtico

Grapa		Tornillo	
Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)	Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)
0,00	4,59	0,00	4,72
3,07	4,58	3,00	4,71
4,84	4,58	5,24	4,71
6,91	4,57	7,07	4,73
8,62	4,54	9,00	4,70
9,68	4,52	9,92	4,71
11,40	4,44	11,63	4,71

Tabla 3.3 Valores de la variación de las frecuencias naturales en el modo 2 del pórtico tras ser sometido a diferentes amplitudes de oscilación en la parte superior del pórtico

Grapa		Tornillo	
Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)	Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)
0,00	6,19	0,00	6,38
3,07	6,18	3,00	6,37
4,84	6,18	5,24	6,37
6,91	6,17	7,07	6,37
8,62	6,13	9,00	6,37
9,68	6,12	9,92	6,36
11,40	6,03	11,63	6,38

De acuerdo con las señales recopiladas por el acelerómetro, se pudo observar claramente que, a medida que varía la amplitud de movimiento en la parte superior del pórtico, también varía el factor de amplificación de la estructura. El factor de amplificación en este caso se calcula como la relación de la amplitud de la parte superior con respecto a la amplitud del movimiento de la mesa vibratoria. Es decir, con el pórtico empezando a oscilar en resonancia, la amplificación del movimiento no fue proporcional (figura 3.25, tabla 3.4). Esto indica que el factor de amortiguamiento varía con la amplitud de oscilación del pórtico.

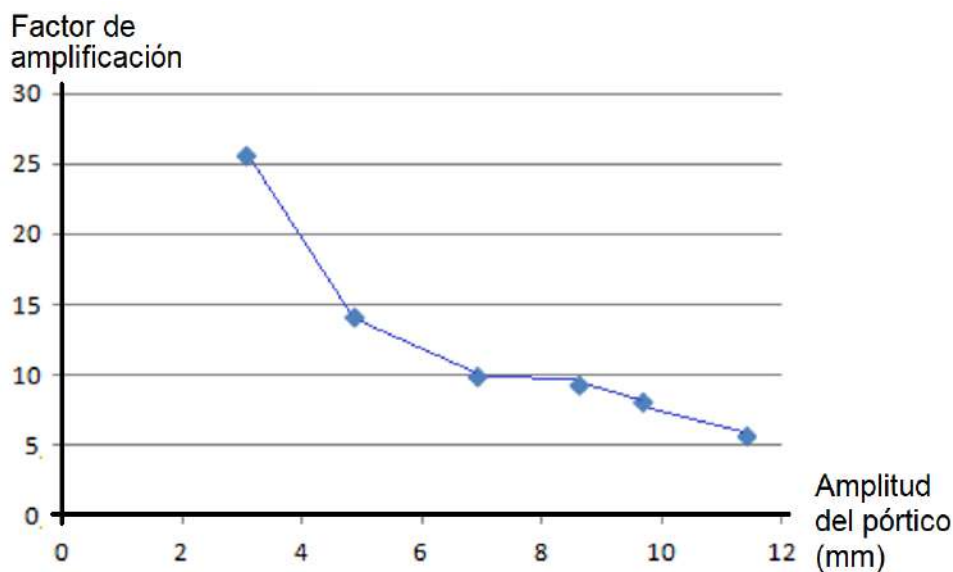


Figura 3.25 Variación del factor de amplificación según la amplitud de oscilación de la mesa.

Tabla 3.4. Factor de amplificación como la relación entre la amplitud de la parte superior del pórtico y la amplitud de la mesa vibratoria.

Oscilación mesa (mm)	Oscilación losa (mm)	Factor de amplificación
0,12	3,07	25,6
0,34	4,84	14,2
0,70	6,91	9,9
0,92	8,62	9,4
1,20	9,68	8,1
2,00	11,40	5,7

La tensión medida con las galgas extensométricas ubicadas en la columna del pórtico coincidió con las encontradas en la simulación FEM (menos del 10 % de diferencia). En cuanto a las galgas extensiométricas ubicadas en la zona de la unión, cerca del tornillo, donde también se presentaban los esfuerzos máximos, los datos encontrados no fueron concluyentes. Esto se debió a la distribución desigual de las tensiones que se producen en esa zona con picos de tensión máxima difíciles de medir con galgas extensiométricas.

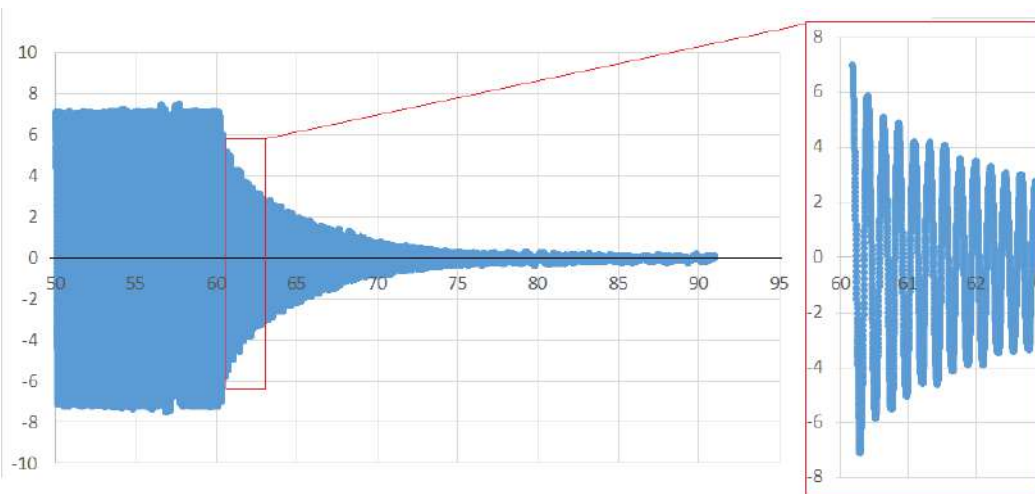


Figura 3.26 Variaciones en la frecuencia de las oscilaciones libres ocurridas después de someter el pórtico al movimiento sinusoidal forzado y durante las oscilaciones libres de la estructura.

Durante las oscilaciones libres de la estructura, junto con la variación del amortiguamiento, también fue posible observar claramente variaciones en la

frecuencia de las oscilaciones (figura 3.26) que ocurrieron después de someter el pórtico al movimiento sinusoidal forzado. La figura 3.27 (tabla 3.5-3.6) muestra cómo varía la frecuencia en el período de caída libre con la amplitud del movimiento. Esta variación ocurre de manera muy similar en el pórtico atornillado y en el grapado. De estos resultados se deduce que la variación de la frecuencia con el decaimiento está relacionada con el tipo de pórtico, losa y posiblemente unión losa/pórtico y no con el uso de uniones atornilladas o uniones con grapas.

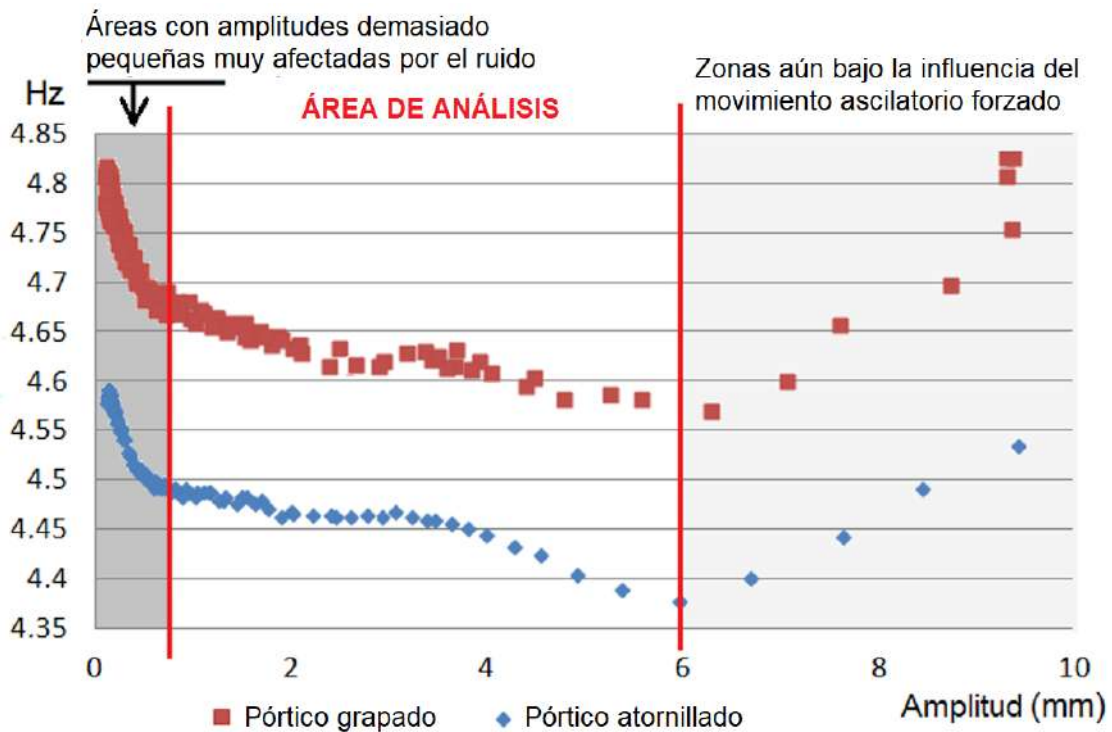


Figura 3.27 Comparación (pórtico atornillado versus pórtico grapado) de la variación de la frecuencia-amplitud del pórtico en el período de caída libre después de someter el pórtico a la máxima oscilación.

Tabla 3.5 Tabla de valores de la variación de la frecuencia-amplitud del pórtico grapado en el período de caída libre después de someterlo a la máxima oscilación.

Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)	Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)	Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)	Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)
9,4033	4,5353	1,5327	4,4844	0,5175	4,5046	0,1741	4,5788
8,4240	4,4912	1,4760	4,4844	0,5140	4,5006	0,1728	4,5705
7,6226	4,4429	1,4272	4,4763	0,4689	4,5047	0,1634	4,5747
6,6782	4,4023	1,2917	4,4804	0,4495	4,5127	0,1591	4,5830
5,9410	4,3784	1,3193	4,4844	0,4306	4,5086	0,1595	4,5747
5,3613	4,3899	1,2511	4,4803	0,3982	4,5127	0,1498	4,5789
4,9045	4,4054	1,1701	4,4884	0,3846	4,5168	0,1465	4,5873
4,5368	4,4249	1,1378	4,4884	0,3651	4,5168	0,1468	4,5747
4,2657	4,4327	1,1000	4,4884	0,3389	4,5250	0,1378	4,5789
3,9825	4,4445	1,0317	4,4884	0,3316	4,5290	0,1353	4,5873
3,7916	4,4524	1,0099	4,4844	0,3115	4,5290	0,1368	4,5789
3,6191	4,4563	0,9383	4,4885	0,2893	4,5414	0,1265	4,5789
3,4516	4,4604	0,9058	4,4925	0,2856	4,5414	0,1263	4,5914
3,3653	4,4604	0,8714	4,4844	0,2668	4,5414	0,1274	4,5789
3,2216	4,4644	0,8141	4,4925	0,2495	4,5538	0,1183	4,5831
3,0554	4,4683	0,7891	4,4925	0,2482	4,5497	0,1172	4,5873
2,9156	4,4644	0,7569	4,4885	0,2298	4,5497	0,1167	4,5831
2,4488	4,4644	0,7051	4,4925	0,2186	4,5622	0,1098	4,5831
1,9920	4,4683	0,6900	4,4965	0,2158	4,5581	0,1093	4,5914
1,8787	4,4643	0,6485	4,4924	0,2019	4,5581	0,1089	4,5789
1,7457	4,4724	0,6108	4,5005	0,1939	4,5705	0,1026	4,5831
1,6814	4,4803	0,5950	4,4924	0,1927	4,5664	0,1028	4,5873
1,6192	4,4763	0,5531	4,4965	0,1795	4,5664	0,1020	4,5747

Tabla 3.6 Tabla de valores de la variación de la frecuencia-amplitud del pórtico atornillado en el período de caída libre después de someterlo a la máxima oscilación

Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)	Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)	Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)	Amplitud (mm)	Frecuencia (Hz)
9,2906	4,8263	2,0733	4,6384	0,6413	4,6871	0,1594	4,7954
9,3616	4,8263	2,0088	4,6341	0,6007	4,6737	0,1777	4,7821
9,2843	4,8080	1,8594	4,6472	0,5301	4,6959	0,1642	4,7586
9,3374	4,7550	1,8913	4,6430	0,5544	4,6916	0,1489	4,8045
8,7212	4,6985	1,7805	4,6386	0,4978	4,6825	0,1642	4,7778
7,5821	4,6582	1,6715	4,6515	0,4544	4,7133	0,1521	4,7637
7,0547	4,6011	1,6971	4,6472	0,4720	4,6959	0,1391	4,8095
6,2657	4,5707	1,5657	4,6428	0,4097	4,7005	0,1539	4,7785
5,5592	4,5834	1,5113	4,6600	0,3910	4,7267	0,1392	4,7643
5,2350	4,5875	1,5240	4,6471	0,3990	4,7048	0,1288	4,8096
4,7747	4,5832	1,3736	4,6559	0,3402	4,7186	0,1439	4,7827
4,4629	4,6043	1,3696	4,6601	0,3371	4,7403	0,1297	4,7685
4,3819	4,5960	1,3385	4,6515	0,3405	4,7136	0,1221	4,8134
4,0232	4,6090	1,2142	4,6648	0,2871	4,7366	0,1334	4,7818
3,9177	4,6212	1,2285	4,6648	0,2960	4,7541	0,1196	4,7724
3,8249	4,6124	1,1743	4,6560	0,2909	4,7225	0,1149	4,8134
3,6617	4,6163	1,0664	4,6734	0,2474	4,7500	0,1254	4,7862
3,6718	4,6326	1,0948	4,6692	0,2596	4,7587	0,1125	4,7769
3,5732	4,6149	1,0101	4,6603	0,2525	4,7312	0,1078	4,8132
3,4258	4,6230	0,9427	4,6820	0,2151	4,7634	0,1172	4,7816
3,4929	4,6268	0,9643	4,6648	0,2318	4,7678	0,1064	4,7768
3,3536	4,6307	0,8659	4,6693	0,2213	4,7403	0,1036	4,8087
3,1755	4,6302	0,8334	4,6822	0,1899	4,7818	0,1125	4,7818
2,9394	4,6213	0,8374	4,6692	0,2085	4,7773	0,1010	4,7818
2,8814	4,6165	0,7354	4,6782	0,1965	4,7496	0,0980	4,8181
2,4860	4,6343	0,7341	4,6910	0,1728	4,7910	0,1062	4,7818
2,3763	4,6170	0,7132	4,6690	0,1910	4,7822	0,0950	4,7818
2,0872	4,6300	0,6245	4,6914	0,1797	4,7587	0,0945	4,8090

La figura 3.28 y tabla 3.7 muestra el valor del amortiguamiento que varía con la amplitud, comenzando con valores muy altos cuando está en amplitudes altas (factor de amortiguamiento de 1,4% cuando está en amplitudes cercanas a 10 mm), terminando en amortiguamiento con valores medios de 0,65 % para amplitudes inferiores a 3 mm.

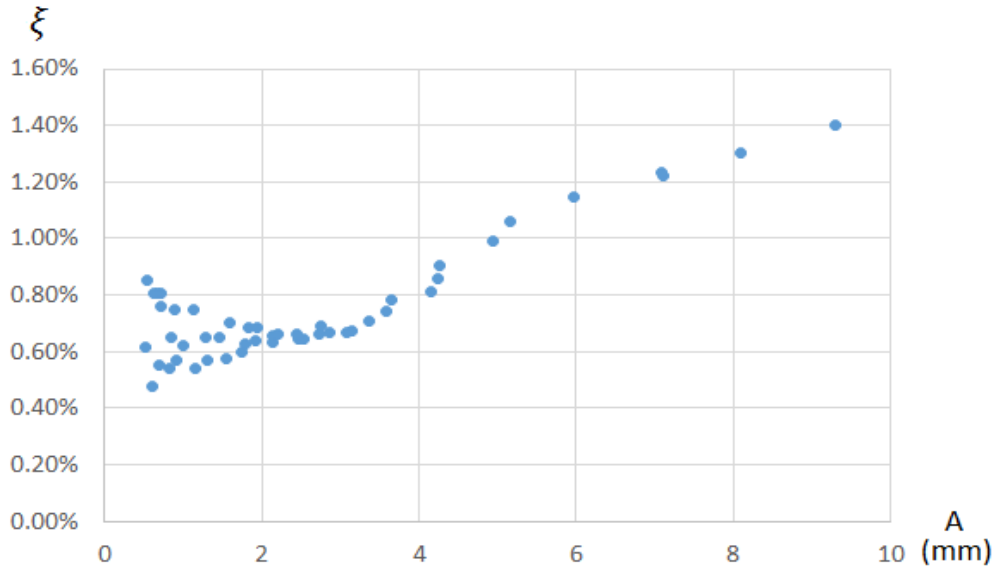
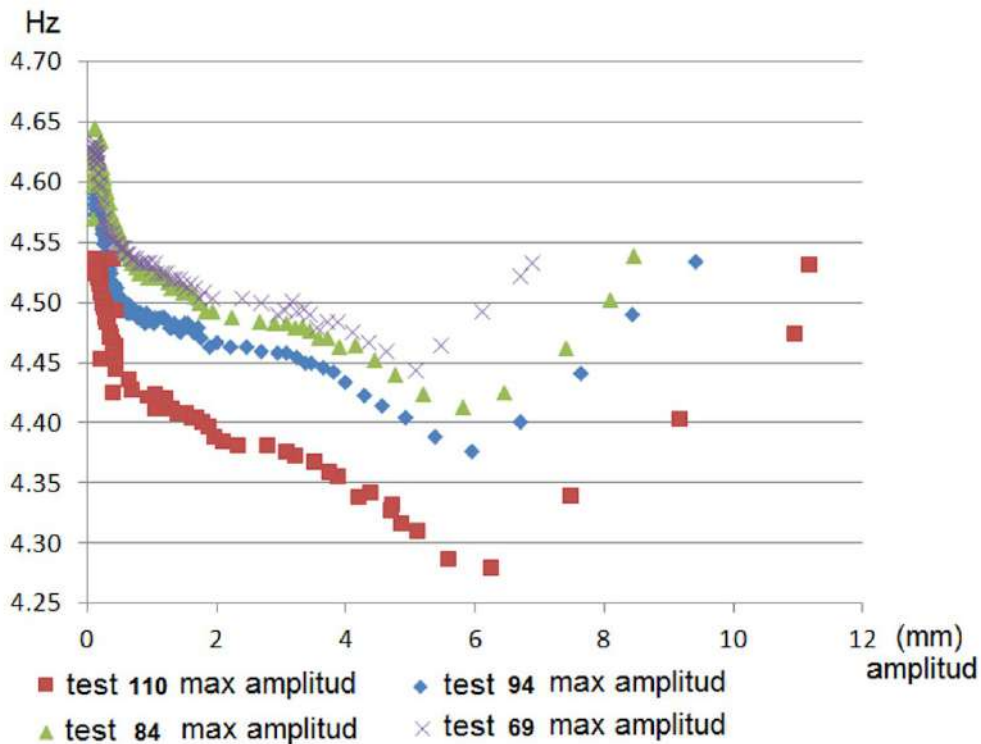


Figura 3.28 Valor del factor de amortiguamiento ξ en función de la amplitud del período de caída libre del pórtico en el caso de uniones atornilladas.

Tabla 3.7 Tabla de valores del factor de amortiguamiento ξ en función de la amplitud del período de caída libre del pórtico en el caso de uniones atornilladas

Amplitud (mm)	Amortiguamiento Medio	Amplitud (mm)	Amortiguamiento Medio	Amplitud (mm)	Amortiguamiento Medio
9,30	1,40%	3,08	0,67%	1,80	0,63%
8,10	1,30%	2,86	0,67%	1,59	0,70%
7,10	1,22%	2,72	0,66%	1,47	0,65%
7,08	1,24%	2,76	0,69%	1,54	0,57%
5,96	1,14%	2,54	0,65%	1,31	0,57%
5,16	1,06%	2,47	0,64%	1,14	0,75%
4,94	0,99%	2,45	0,66%	1,29	0,65%
4,27	0,90%	2,13	0,66%	1,15	0,54%
4,25	0,86%	2,20	0,66%	1,00	0,62%
4,15	0,81%	2,14	0,63%	0,92	0,57%
3,66	0,78%	1,93	0,64%	0,90	0,75%
3,58	0,74%	1,95	0,69%	0,85	0,65%
3,37	0,71%	1,84	0,68%	0,82	0,54%
3,14	0,67%	1,75	0,60%	0,80	0,59%

También en la [figura 3.29](#), en el caso del pórtico grapado, se pueden observar las gráficas de variación de amplitud-frecuencia en período de caída libre para cada una de las pruebas según la amplitud máxima a la que osciló el pórtico. Como puede verse en la [figura 3.29](#), cuanto mayor es la amplitud máxima de oscilación del pórtico, mayor es el amortiguamiento y menor la frecuencia a la que el pórtico oscila libremente.



[Figura 3.29](#) Gráficos de la variación del pórtico frecuencia-amplitud en período de decaimiento libre con uniones empotradas para cada uno de los ensayos según la amplitud máxima a la que osciló la mesa.

3.5 Conclusiones sobre el análisis de la rigidez de uniones atornilladas versus uniones grapadas

En este trabajo se ha abordado el análisis de la rigidez de uniones atornilladas versus uniones grapadas mediante ensayos en mesa vibratoria y acelerómetros.

La metodología propuesta para analizar el comportamiento y daño en diferentes soluciones de uniones de acero estructural basada en la medición de

la frecuencia natural mediante acelerómetros después de someter la estructura a diferentes amplitudes de movimiento oscilatorio ha demostrado ser adecuada y sencilla para casos de estudio de laboratorio al respecto. Además, esta metodología es adecuada para verificar daños en estructuras que pueden ser difíciles de medir con otros dispositivos en el contexto de monitoreo de salud estructural de estructuras como las abordadas en este trabajo.

Experimentalmente, en el laboratorio, se determinó claramente que, para un mismo pórtico con uniones atornilladas o uniones atornilladas, las uniones atornilladas hacen que la estructura sea más rígida. En base a los resultados obtenidos con la simulación y las pruebas de laboratorio, se demostró que, en el caso de la unión por grapa con una amplitud de desplazamiento del piso superior de 8 mm, la unión sufrió daños, mientras que para la unión atornillada es necesario un desplazamiento mínimo de 14 mm. para dañar la unión. Por lo tanto, se puede concluir que, para obtener la misma resistencia a las fuerzas dinámicas, una unión atornillada necesita utilizar un mayor tamaño de tornillo o un mayor número de grapas por unión, ya que, a igual tamaño y número de tornillos, la unión grapada soporta menores fuerzas dinámicas (en la unión utilizada en este trabajo, la unión grapada soporta un mínimo de 42% menos de desplazamiento dinámico). Además, en base a los resultados obtenidos, es importante recomendar que para estructuras grapadas que van a ser sometidas a esfuerzos dinámicos, siempre es obligatorio un estudio previo de su resistencia a esfuerzos dinámicos, ya que estos esfuerzos pueden producir una pérdida de precarga en los tornillos y, en consecuencia, una falla de la unión.

Además, según los resultados hallados, en un pórtico como el diseñado en este trabajo, que combina estructura de acero con una losa de hormigón, el amortiguamiento y la frecuencia de montaje varía de acuerdo con la amplitud de oscilación del pórtico. Sin embargo, esta variación del amortiguamiento y de la frecuencia no está relacionada con el tipo de unión utilizada (atornillada o grapada), ya que en ambos casos varía de la misma forma.

El uso del modelo numérico permite estimaciones previas para una mejor optimización de los ensayos. Además, los resultados obtenidos con las simulaciones numéricas y con las pruebas experimentales fueron muy cercanos, indicando que el modelo numérico utilizado era el adecuado.

CAPÍTULO 4

ANÁLISIS DE LA LONGITUD EFECTIVA EN VIGAS DE SECCIÓN I EN UNIONES CON GRAPAS

RESUMEN

En la actualidad está aún por investigar la longitud mínima necesaria de las vigas en las uniones con grapas según las medidas geométricas de la sección transversal de la viga. En el trabajo de este capítulo se realiza el estudio del comportamiento de las vigas en uniones grapadas, en relación a la longitud efectiva de trabajo de la viga, mediante el empleo de un modelo de simulación FEM basado en la metodología T-Stub. También se verifica si el uso del ángulo fijo de distribución de esfuerzos, propuesto para uniones atornilladas, es adecuado para el cálculo de la longitud mínima de viga requerida en el proceso de fabricación de este tipo de estructuras con uniones grapadas. Posteriormente también se verifica mediante ensayos en laboratorio el comportamiento de la longitud eficaz, para lo cual se emplea una metodología basada en el corte progresivo de la longitud de ala que contribuye a la resistencia de la unión con el objetivo de determinar cuál es la longitud real efectiva del perfil.

4.1 Antecedentes sobre la longitud efectiva de perfiles en fabricación de estructuras

Como se indicó en el Capítulo 1, actualmente, la industria demanda nuevos sistemas y procesos de fabricación de estructuras de acero que permitan obtener estructuras completamente desmontables y reconfigurables. Pero además estos procesos de fabricación deben tener unas pautas claras y de fácil aplicación para poder llevar a cabo esta elaboración, entre estas pautas está por ejemplo el poder dimensionar el tamaño de las uniones o el conocer la longitud mínima que se debe dejar en los extremos de las uniones, sin que ello afecte a la resistencia de la unión.

Como se indicó en la introducción general una solución muy apropiada sería el empleo de uniones grapadas con perfiles estándar de acero con sección en I. Pero para avanzar en el uso de este tipo de unión, que permiten la fabricación de estructuras desmontables y reconfigurables, es muy importante profundizar en los estudios sobre su comportamiento y proceso de fabricación. Varios estudios fueron realizados como los de [Cabaleiro et al. \(2017\)](#) y [Cabaleiro et al. \(2020\)](#) pero, respecto a cuál es la longitud de la viga que realmente trabaja en la unión para cada grapa, aún no se han realizado estudios.

De hecho, el conocer el valor de la longitud de la viga que trabaja en la unión para cada grapa tiene una gran importancia por dos motivos: a) Por un lado cuando queremos calcular este tipo de uniones, es muy importante conocer el comportamiento del ala y saber que longitud de viga es la que realmente trabaja. Este valor nos permite saber a partir de que longitud la resistencia de la unión se reduce de forma significativa. b) Por otra parte, además del comportamiento resistente, cuando se realiza la fabricación de este tipo de estructuras es importante saber que longitud mínima de viga hay que dejar al final en el proceso de diseño y fabricación, sin comprometer la capacidad de resistencia de la unión. El extremo saliente de la viga de la unión debe ser lo más corto posible, tanto por razones estéticas como principalmente funcionales (ver [figura 4.1](#)).

En el caso de las uniones atornilladas clásicas, ya existen normativas con formulaciones analíticas (Eurocode 3 Part 1–8, 2003), estudios múltiples (Arguelles-Alvarez et al. 2007; Faella et al. 2000; Reinoso et al. 2013; Zhu et al. 2017) o reglas aproximadas de distribución de tensiones (Faella et al. 2000) para el cálculo de la longitud efectiva de la viga, de acuerdo con el tornillo y la sección transversal de la viga. Pero en el caso de las uniones con grapas, aún no se ha estudiado en profundidad la longitud de trabajo de la viga, con el fin de optimizar el valor utilizado para la longitud de la viga en el proceso de fabricación y reducirlo al máximo.

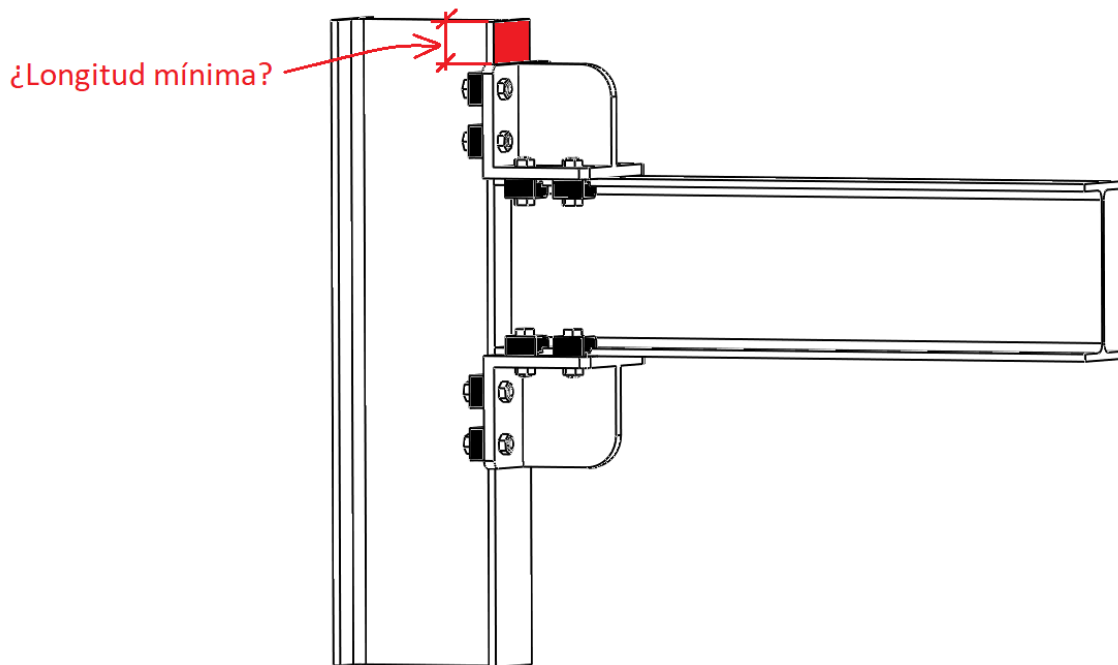


Figura 4.1 Ejemplo de longitud mínima de perfil necesaria para realizar una unión con grapas a 90°.

El objetivo de este trabajo es estudiar el comportamiento de la unión, en relación con la longitud efectiva de la viga en uniones grapadas, tanto mediante simulaciones numéricas con modelo FEM, como mediante la realización de ensayos en laboratorio de uniones grapadas. También dentro del objetivo de este trabajo está proponer métodos para poder encontrar la longitud de viga mínima necesaria para el proceso de fabricación de este tipo de estructuras.

Este capítulo se estructura básicamente en dos partes. La primera parte que trata la simulación numérica para hallar la longitud eficaz y está formada por los apartados 2,3 y 4 donde se indica la metodología utilizada para el análisis de la longitud efectiva de trabajo, las simulaciones FEM realizadas y los resultados obtenidos. En la segunda parte se exponen los ensayos de laboratorio para hallar la longitud eficaz y está formada por los apartados 5, 6 y 7 donde se describe la metodología seguida mediante los ensayos experimentales, se indican los materiales empleados y ensayos realizados y por último se muestran los resultados obtenidos. Finalmente, en el apartado 8 se presentan las conclusiones.

4.2 Metodología utilizada para el análisis de la longitud efectiva de trabajo.

Para el estudio de la longitud efectiva de trabajo (L_{imin}) y por tanto de la longitud mínima recomendada de la viga, la metodología propuesta consiste en utilizar un modelo simplificado de la unión basado en la metodología T-stub, muy utilizada en uniones atornilladas e incluida en el Eurocódigo ([EN 1993-1-1: 2005](#); [EN 1993-1-8: 2003](#)). Esta metodología consiste en modelar la unión atornillada mediante una T equivalente sometida a carga (ver [figura 4.2](#)). De esta forma, se podría modelar la resistencia teórica del ala del perfil bajo momento flector ([EN 1993-1-8: 2003](#)).

Con base en esta metodología, en este trabajo se modela la unión grapada por un casquillo en T, donde la fuerza aplicada por el tornillo es reemplazada por la fuerza del extremo de la grapa (F_{i-v}) y el taladro del modelo T-Stub clásico por la superficie de contacto de la grapa (A_c) ([figura 4.3](#)). De esta forma, la capacidad de transmisión de este tipo de unión se puede estudiar y calcular utilizando un modelo T-Stub de forma similar a como se hace para la unión atornillada según el Eurocódigo. Esta metodología basada en T-Stub para uniones de grapa ya fue utilizada por [Cabaleiro et al. \(2018\)](#), pero la longitud efectiva que realmente trabaja en la unión no ha sido estudiada en este artículo, siendo un tema pendiente de mayor investigación.

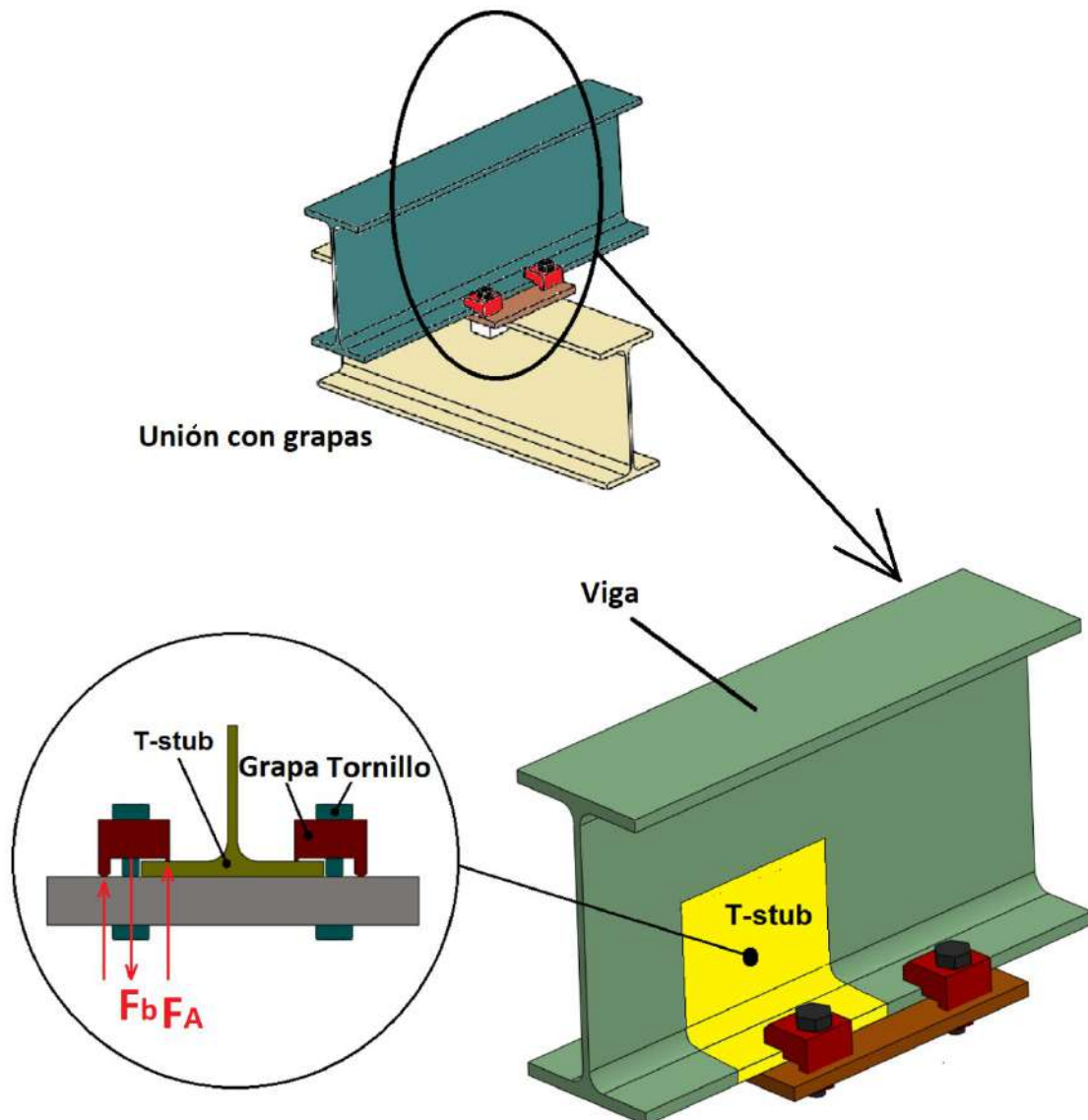
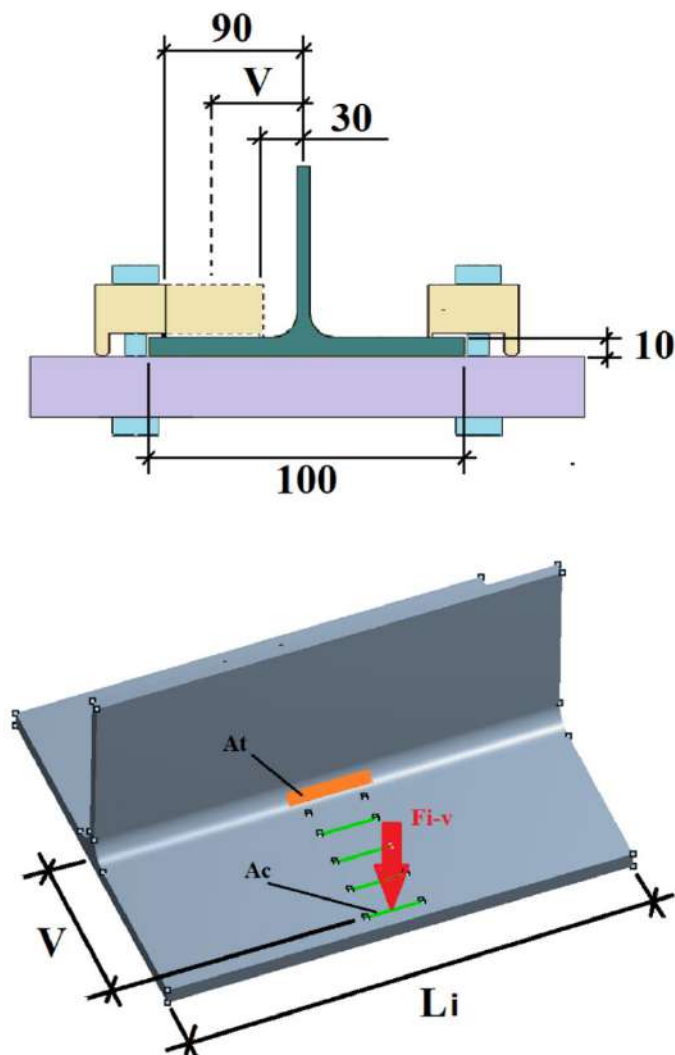


Figura 4.2 Esquema del modelo propuesto para el análisis de la longitud eficaz mediante simulación de la unión basado en la metodología T-Stub.

Debido a que la longitud efectiva inicialmente es un valor desconocido, el modelo inicial tendrá una longitud de viga (L_{max}) en la que claramente se asegura que el ala del perfil trabaja completamente, dejando zonas a ambos lados que no trabajan. Una vez realizado el modelo T-Stub de la unión grapada (figura 4.3), en primer lugar, averiguaremos cuál sería la fuerza máxima (F_{i-v}) a transmitir por la grapa sobre el ala del perfil para diferentes valores de distancia (V) al centro

del alma de la viga y para que la viga trabaje a diferentes (σ_{wi}), que será un % de límite elástico del material (σ_e).

Para determinar el valor de esfuerzo al que está trabajando la viga, se medirán los esfuerzos medios (σ_{ATmed}) que ocurren en un área central (AT) de trabajo máximo del T-Stub. Esta área debe ser lo suficientemente grande para que el valor no sea un esfuerzo singular del modelado FEM, pero también debe ser lo suficientemente pequeña para que su valor cuando se supere el límite elástico no suponga un daño inaceptable para el T-Stub. En este modelo proponemos trabajar con un área central (AT) de análisis que rondará el 1% de la superficie total del modelo (ver [figura 4.3](#)).



[Figura 4.3](#) a) Vista en perfil del modelo de T-Stub para uniones grapadas donde indican las medidas del perfil, así como los valores máximos y mínimos de empleados de V .

b) Esquema 3D de la T-Stub con la posición del área central de trabajo máximo AT y las diferentes posiciones de la superficie de contacto de la grapa (Ac) donde se aplica la fuerza F_{i-v} de la grapa empleada para el análisis de la longitud eficaz de las uniones grapadas.

Una vez calculado el valor correspondiente de la fuerza F_{i-v} , para cada distancia del apoyo al alma (V), para cada carga F_{i-v} correspondiente, se procederá a reducir progresivamente la longitud (L_i) de la T-Stub y calculando el valor medio de la tensión (σ_{ATmed}) en la zona de máximo trabajo (AT). Cuando este valor (σ_{ATmed}) comienza a variar sustancialmente, esto indica que la longitud del perfil que se disminuyó ya estaba contribuyendo a la resistencia de la unión. Cuando el valor (σ_{ATmed}) alcance el valor del límite elástico (σ_e), se considerará que esta es la longitud mínima (L_{imin}) que se debe utilizar en la viga para un esfuerzo nominal de trabajo (σ_{wi}) en la unión, correspondiente al % del límite de fluencia (σ_e) del material, para el cual se ha calculado la longitud efectiva (L_{imin}).

4.3 Simulaciones realizadas para el análisis de la longitud eficaz

Para este estudio, partiendo de la simplificación T-Stub, se ha modelado una forma de T con un espesor de ala de 10 mm y un ancho de ala de 200 mm. Se elige este ancho de ala porque nos permitirá ver el comportamiento de la unión en distancias (V) de apoyo de la grapa al centro del alma de la viga que irían de 30 mm a 90 mm. Los anchos de apoyo elegidos cubren un amplio espectro de formas estructurales comunes de sección transversal en I, que son las más utilizadas en vigas y pilares de estructuras. Como ancho de apoyo de la grapa se ha tomado un valor de 30 mm, también valor medio del ancho de muchas grapas comerciales.

La simulación se iniciará con una longitud de viga en la que se asegure claramente que el ala de la viga trabaja completamente dejando zonas en los extremos que no lo hacen en todas las posibles combinaciones, para ello se partirá de una longitud (L_{max}) de 500 mm con la grapa centrada en el medio de la ala del casquillo en T (figura 4.3). Para el área de trabajo (AT) del esfuerzo de trabajo en el T-Stub se ha definido el área central de 50 mm de largo por 5 mm de ancho, justo en el radio entre el ala y el alma. Esta zona seleccionada está en base a las simulaciones anteriores, siendo la zona donde siempre se alcanzan

los mayores esfuerzos de trabajo y donde se produce en primer lugar la plastificación del material.

Los esfuerzos nominales de trabajo (σ_{wi}), que serán objeto de estudio, se encuentran entre el 90% y el 70% del límite de fluencia del material (σ_e). El material utilizado es acero con límite elástico 235 MPa y curva bilineal con las siguientes características: Módulo Young de 2.0×10^{11} Pa, relación de Poisson de 0,3, módulo tangente de $1,45 \times 10^9$ y densidad 7850 kg/m³. Para la malla se utilizarán los elementos hexaédricos de segundo orden de tamaño 5x5 mm, excepto en la zona de apoyo de la grapa que se utilizarán 2,5x5 mm.

Para las simulaciones se empleó el software ANSYS 2019 parametrizando previamente el modelo 3D de cálculo.

4.4 Resultados de la simulación para cálculo longitud eficaz

Todos Los resultados de la fuerza (F_{i-v}) al final de la grapa, que producen un esfuerzo (σ_{wi}) de la viga, van del 90% al 70% del límite de fluencia del material (σ_e) y se muestran en la [tabla 4.1](#).

Tabla 4.1. Valores de fuerza (F_{i-v}) en KN al final de la grapa que produce una tensión σ_i del perfil.

% σ_e	90%	85%	80%	75%	70%
σ_{wi} (N/mm ²)	225	212,5	200	187,5	175
V=30mm	43,0	40,7	38,3	36,0	33,7
V=50mm	27,5	26,0	24,5	23,0	21,5
V=70mm	21,5	20,2	18,8	17,5	16,2
V=90mm	17,5	16,5	15,5	14,5	13,5

En la simulación del modelo T-Stub se pudo observar como para cada diferente valor (V) del apoyo de la grapa, a partir de la longitud $L_i = 500$, cuando el valor del ala L_i del T-stub disminuye, la deformación que se produce en el ala se mantiene prácticamente constante. Pero, cuando la reducción del valor de L_i alcanza un valor crítico, entonces la deformación de la T comienza a variar considerablemente.

De hecho, por ejemplo (figura 4.4.a y tabla 4.2) para el caso de un (σ_{wi}) correspondiente al 75% del límite de fluencia, desde un valor de $L_i = 500$ mm hasta un valor de $L_i = 300$ mm, el valor de la diferencia de deformación es prácticamente despreciable (valor de diferencia en deformación inferior al 11%), pero para valores inferiores de $L_i = 300$ mm la deformación comienza a aumentar exponencialmente. Este aumento en la deformación y plastificación final de la sección ocurre antes para mayores valores de V . Para otros valores de σ_{wi} los resultados son similares, ejemplo para un σ_{wi} correspondiente al 85% del límite de fluencia ver figura 4.4.b y tabla 4.3.

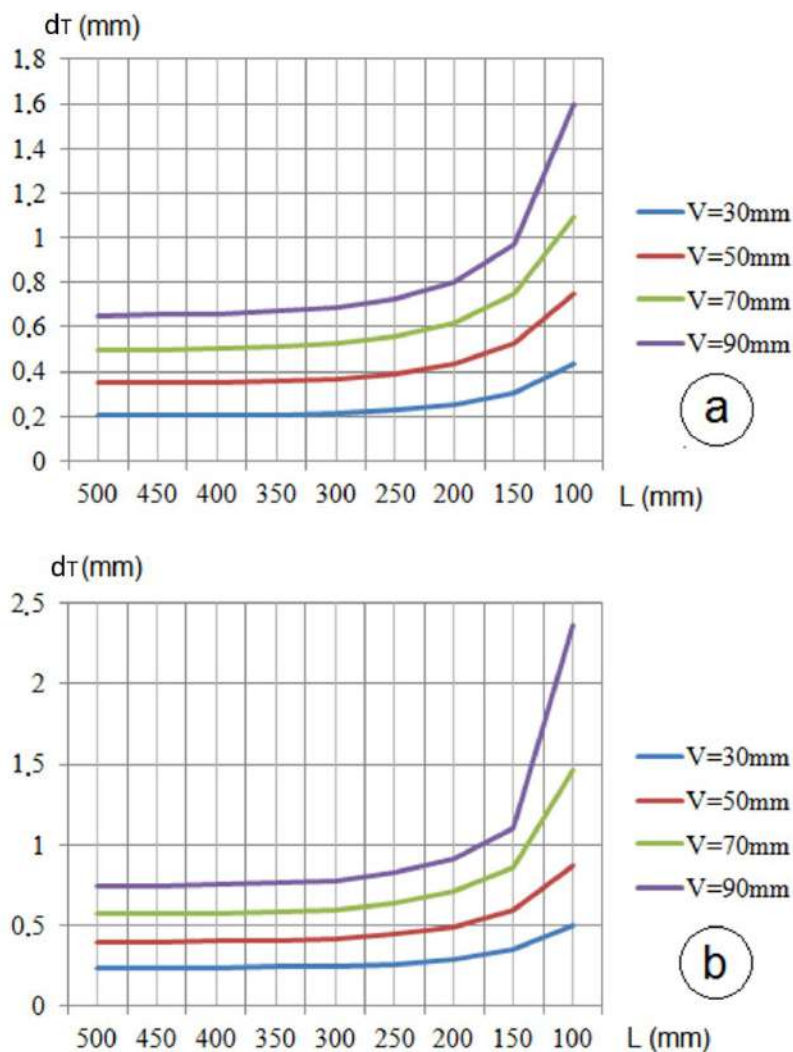


Figura 4.4 Gráfico del incremento de la deformación máxima (d_T) para cada uno de los diferentes valores de V cuando se reduce la longitud L_i del T-Stub. a) En un σ_{wi} correspondiente al 75% del límite elástico. b) En un σ_{wi} correspondiente al 85% del límite elástico.

Tabla 4.2 Datos del incremento de la deformación máxima (d_T) en milímetros para cada uno de los diferentes valores de V cuando se reduce la longitud L_i del T-Stub para un (σ_{wi}) correspondiente al 75% del límite elástico.

L (mm)	500	450	400	350	300	250	200	150	100
V=30mm	0,203	0,204	0,205	0,209	0,214	0,227	0,253	0,308	0,435
V=50mm	0,349	0,350	0,352	0,360	0,368	0,390	0,435	0,529	0,749
V=70mm	0,497	0,499	0,501	0,513	0,524	0,555	0,618	0,749	1,089
V=90mm	0,651	0,654	0,657	0,671	0,685	0,724	0,803	0,967	1,593

Tabla 4.3 Datos del incremento de la deformación máxima (d_T) en milímetros para cada uno de los diferentes valores de V cuando se reduce la longitud L_i del T-Stub para un (σ_{wi}) correspondiente al 85% del límite elástico.

L (mm)	500	450	400	350	300	250	200	150	100
V=30mm	0,231	0,232	0,233	0,238	0,244	0,258	0,289	0,351	0,498
V=50mm	0,394	0,396	0,398	0,407	0,416	0,441	0,492	0,598	0,870
V=70mm	0,568	0,570	0,573	0,586	0,599	0,634	0,706	0,856	1,459
V=90mm	0,741	0,744	0,748	0,763	0,779	0,824	0,913	1,103	2,368

También se observó en los resultados obtenidos, que para un mismo esfuerzo de trabajo (σ_{wi}), la distribución de esfuerzos en la viga es totalmente distinta para cada valor de V . Por ejemplo, en la [figura 4.5](#) se puede observar que para el caso de $L_i = 400$ y 4 medidas de V diferentes, con la carga F_{i-v} para el mismo valor de tensión de trabajo σ_{wi} (correspondiente al 90% de σ_e), la distribución de tensiones en el casquillo en T es totalmente diferente para cada caso. Se puede observar, por ejemplo en la [figura 4.5](#), lo que ocurre para $V=30$ respecto a $V=90$, donde la distribución de tensiones en ala y ala cambia totalmente para cada caso.

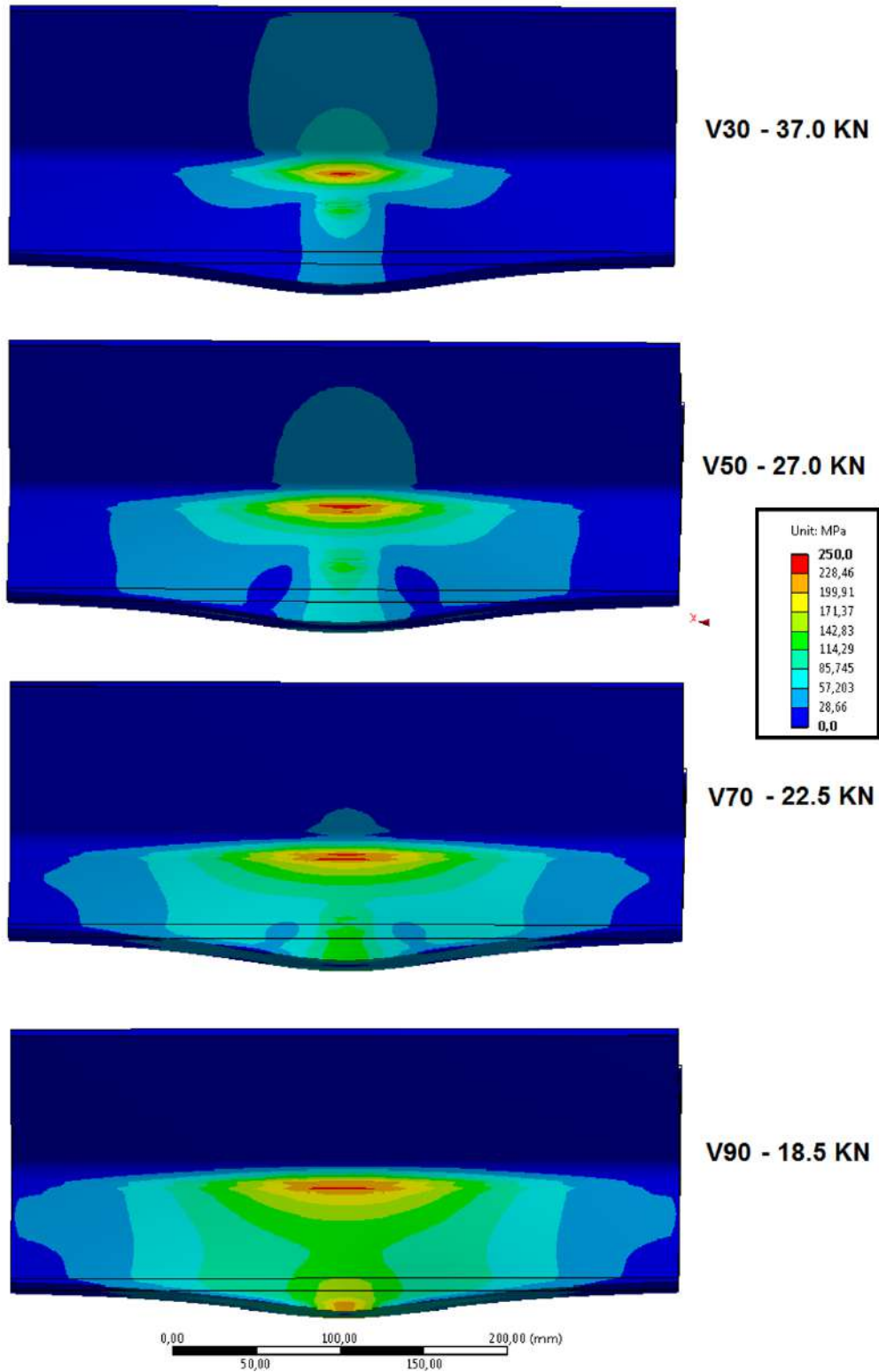


Figura 4.5 Distribución de tensiones (von Mises) en un casquillo en T de $L_i = 400$ para diferentes valores de V de 30, 50, 70, 90 para el mismo valor de tensión de trabajo (σ_{wi}) correspondiente al 90% de σ_e

La longitud de perfil mínima necesaria obtenida para cada caso de distancia de apoyo V (30, 50, 70, 90) y para diferentes valores de la tensión nominal de trabajo (σ_{wi}) correspondiente a un % (90-70%) del límite elástico del material (σ_e) son los valores representados en el gráfico de la [figura 4.6](#) y [tabla 4.4](#).

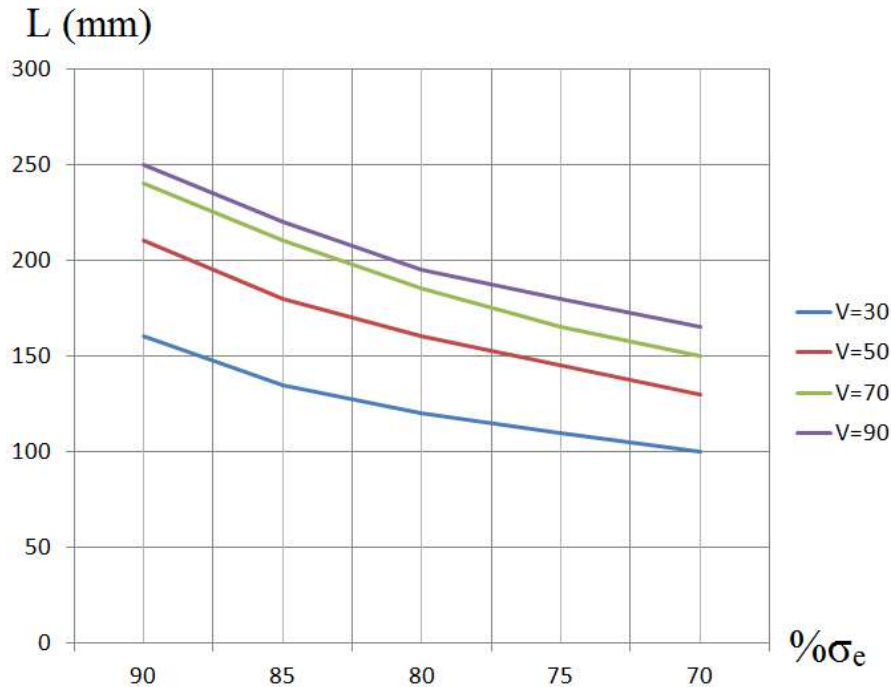


Figura 4.6 Resultados de la longitud mínima requerida (L_{imin}) de perfil para cada caso de distancia de apoyo V en función de los diferentes valores del esfuerzo nominal de trabajo (σ_{wi}) del esfuerzo correspondiente del % del límite elástico del material ($\% \sigma_e$).

Tabla 4.4 Valores de la longitud mínima requerida (L_{imin}) de perfil para cada caso de distancia de apoyo V en función de los diferentes valores del esfuerzo nominal de trabajo (σ_{wi}) del esfuerzo correspondiente del % del límite elástico del material ($\% \sigma_e$).

Porcentaje de σ_e	90	85	80	75	70
Tensión trabajo nominal (Mpa)	225	213	200	188	175
$V=30$	160	135	120	110	100
$V=50$	210	180	160	145	130
$V=70$	240	210	185	165	150
$V=90$	250	220	195	180	165

La disminución del valor de la longitud de la viga que trabaja no es lineal

según se reduce la distancia del soporte de la grapa al alma (V), mayores distancias al alma no implican proporcionalmente mayores longitudes de trabajo.

Si se utiliza de forma aproximada una relación de distribución de tensiones de 45° (figura 4.7) similar a como se utiliza para uniones clásicas (Faella et al. 2000) (esto se representa en el gráfico de la figura 4.8), en el que se puede observar que para un esfuerzo nominal de trabajo ($\% \sigma_e$) que se encuentran entre 70 y 80% (rango razonable para el funcionamiento normal de una estructura), el supuesto de 45° estaría dentro del promedio de los valores alcanzados, siendo conservador para valores de V mayores a 80 mm y siendo deficiente para valores inferiores a 50 mm.

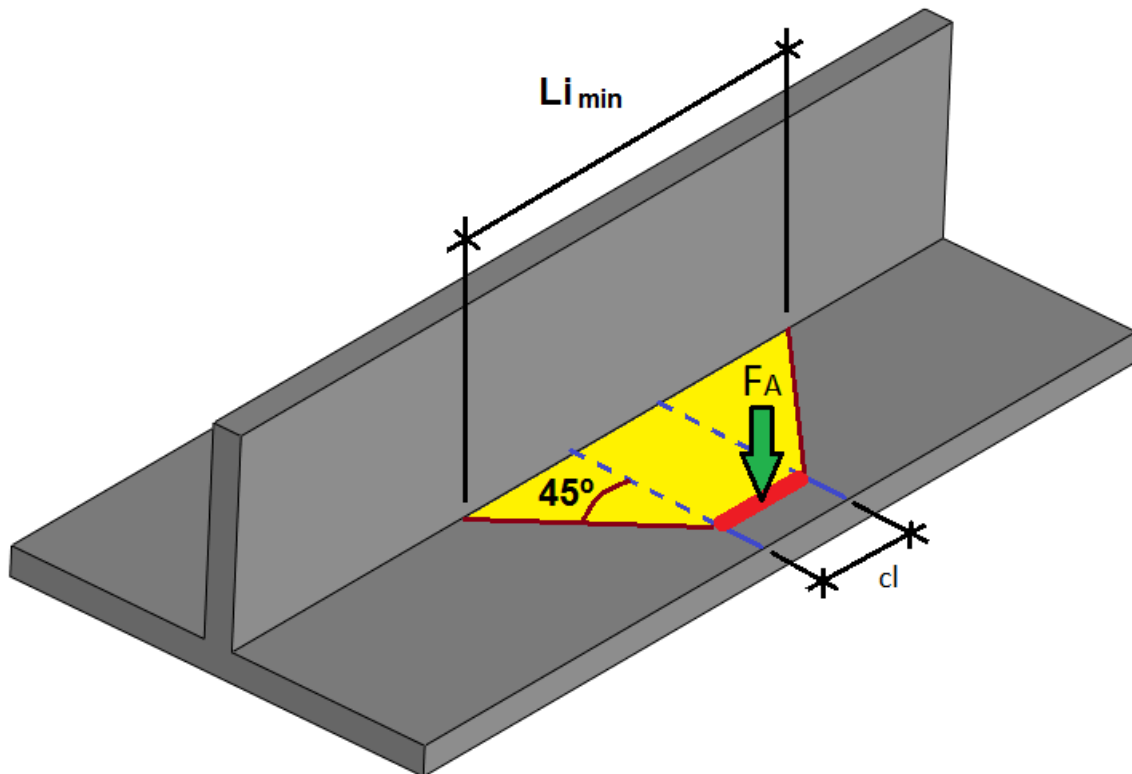


Figura 4.7 Esquema de ala y alma de perfil en el que se representa la aproximación en el ala del perfil de la distribución de tensiones a 45° para el cálculo de longitud efectiva ($L_{i\ min}$).

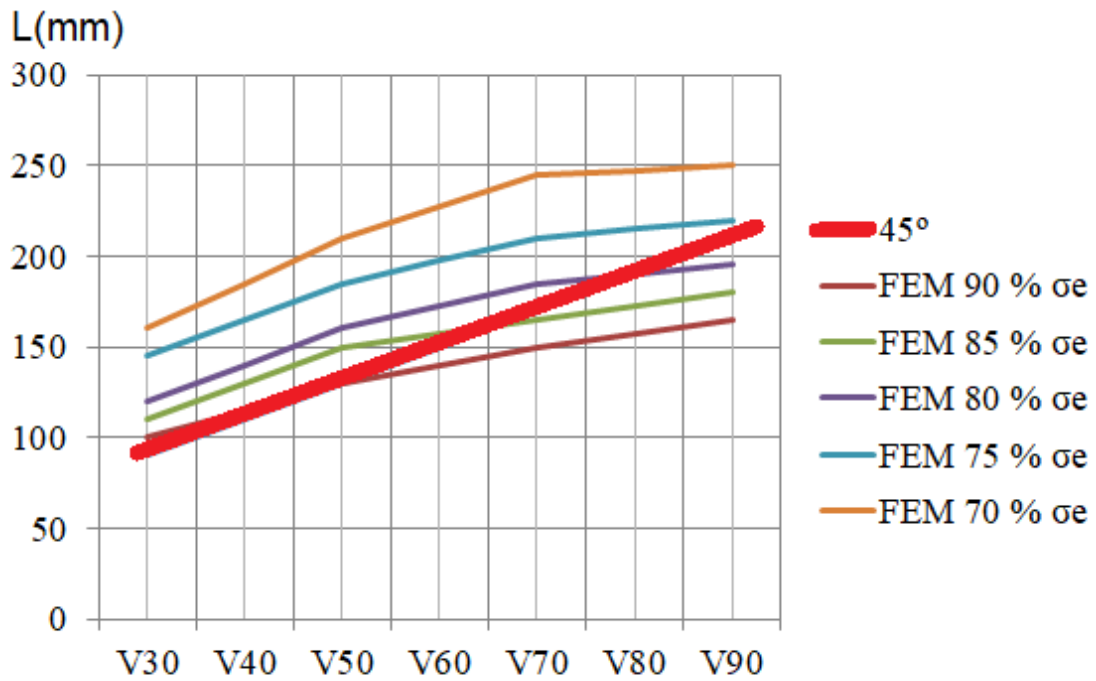


Figure 4.8 Comparación de la longitud de trabajo según distribución de 45° y la longitud mínima necesaria (L_{imin}) de perfil para cada caso de distancia de apoyo V en función de diferentes valores de los esfuerzos nominales de trabajo.

Tabla 4.5 Valores de la longitud de trabajo según distribución de 45° y la longitud mínima necesaria (L_{imin}) de perfil para cada caso de distancia de apoyo V en función de diferentes valores de los esfuerzos nominales de trabajo.

	V30	V40	V50	V60	V70	V80	V90
Método 45°	90	110	130	150	170	190	210
FEM 70 % σ_e	100	115	130	140	150	158	165
FEM 75 % σ_e	110	130	150	158	165	173	180
FEM 80 % σ_e	120	140	160	173	185	190	195
FEM 85 % σ_e	145	165	185	198	210	215	220
FEM 90 % σ_e	160	185	210	228	245	248	250

4.5 Ensayos experimentales para hallar la longitud eficaz

Para verificar los datos obtenidos mediante la simulación se empleará la metodología descrita en el trabajo de [Cabaleiro et al. \(2020\)](#), la cual permitirá analizar a partir de que longitud de perfil la unión empieza a perder rigidez (y por tanto capacidad de transmitir momento flector).

La metodología experimental empleada consiste (ver [figura 4.9 y 4.10](#)) en el uso de una unión grapada formada por un pilar y una viga. El pilar se fabrica para ser anclado rígidamente en sus extremos en la prensa en la que se realizaran los ensayos. El pilar tendrá una longitud y un momento de inercia suficientes para que su deformación por flexión sea despreciable, de esta forma toda la deformación de la unión será debida a la deformación del ala de dicho pilar, y por lo tanto debida a la contribución del ala del pilar que es realmente eficaz. Al pilar se anclará una viga en voladizo mediante el uso de cuatro grapas. En el extremo de la viga se aplicará una carga P que producirá una deformación (Δi) en el extremo de dicha viga.

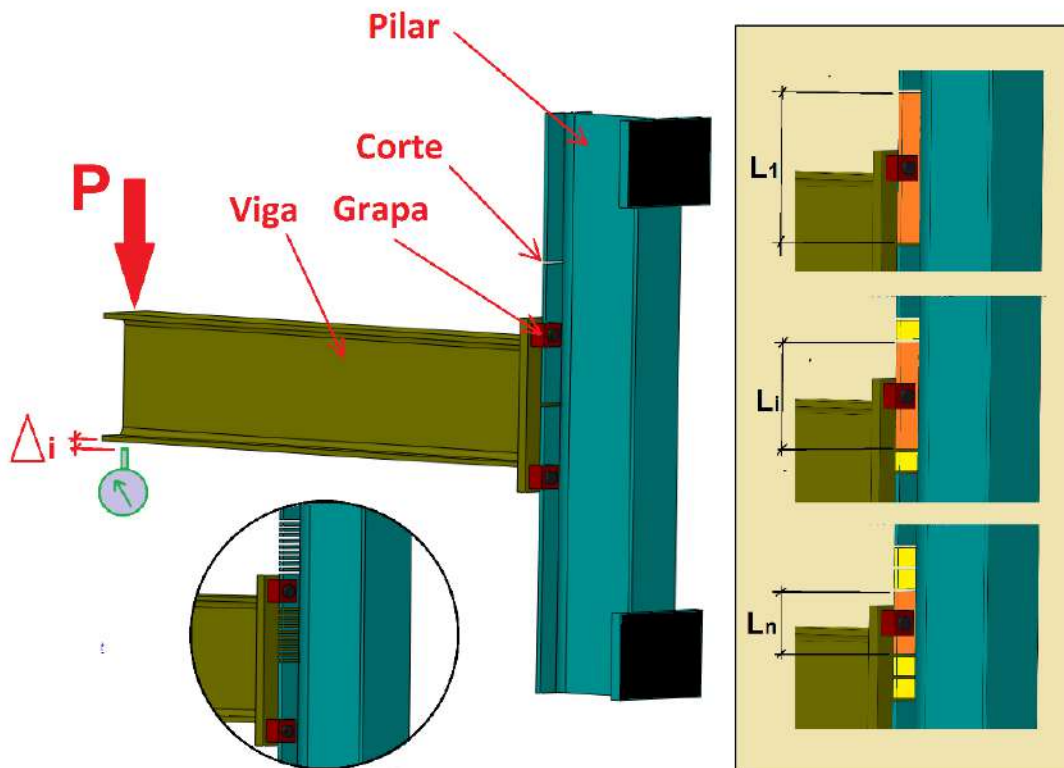


Figura 4.9 Montaje del pilar y la viga mediante la unión grapada y metodología utilizada de corte progresivo de ala del pilar ([Cabaleiro et al. 2020](#)).

De forma progresiva y a ambos lados de las grapas superiores se irá acortando la longitud (L) del ala del perfil que contribuye a la resistencia de la unión. Como se ha indicado al final de la viga en voladizo, se aplicará la carga fija (P) para cada longitud de ala de perfil diferente (L_i) y se medirá la deformación lograda (Δ_i) para cada longitud de ala de perfil diferente.

En el momento en que se produzca un aumento de la deformación medida ($\Delta_i > \Delta_0$), esto significará que la longitud del perfil L_i es la mínima necesaria para la unión. Esta metodología se repetirá para varios tamaños de grapas en el que se variará la longitud de la palanca delantera de la grapa, con el fin de analizar cómo el tamaño y por lo tanto el punto de aplicación de la fuerza de apriete de la grapa en el ala del perfil afecta la longitud efectiva del perfil en la unión.

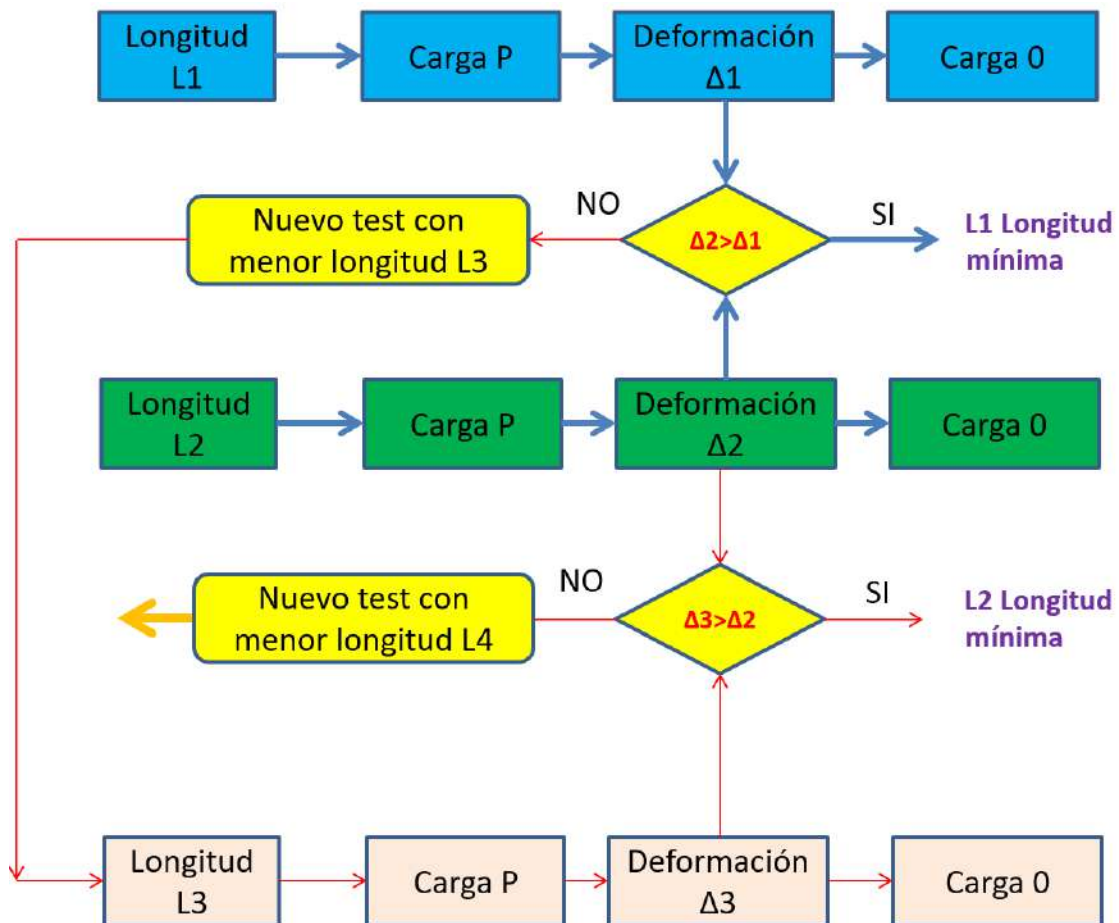


Figura 4.10 Esquema de la metodología propuesta (Cabaleiro et al. 2020).

El modelo 3D de la unión para el ensayo, así como los planos para fabricación fueron realizados con SolidWorks 2020.

4.6 Materiales utilizados en los ensayos de laboratorio en el cálculo de la longitud eficaz

Para realizar estas pruebas se utilizaron tres tamaños de grapas con un ancho de 40 mm y una longitud de 30 mm (grapa corta), 55 mm (grapa mediana) y 67 mm (grapa larga) (ver [figura 4.11](#)). El perfil utilizado fue un IPE220, tanto para pilar como para viga en voladizo. El acero de los perfiles fue S235 (límite elástico de 235 MPa, módulo de Young de 200 GPa, relación de Poisson de 0,30 y densidad de 7850 kg / m³). La unión entre viga y pilar se realizó mediante placa frontal de 20 mm de espesor y utilizando un total de 4 grapas ([figura 4.9](#)). La posición de trabajo de la grapa corta equivale a un $V=80$, la mediana a $V=50$ y la larga a $V=40$. Los tornillos utilizados son de tamaño M16 y grado 12.9 (límite elástico de 1080 MPa, límite de rotura de 1200MPa, módulo de Young de 200 GPa, relación de Poisson de 0,30 y densidad de 7850 kg / m³). La precarga en los tornillos se controló aplicando un par de torsión con una llave dinamométrica y también mediante galgas extensométricas ubicadas en los tornillos. Las galgas extensométricas permiten comprobar la precarga del tornillo que se aplica con la llave dinamométrica. El par aplicado con la llave dinamométrica ha sido de 220 N.m, equivalente a una precarga de 59kN. La medición de la deformación de la viga en voladizo final se realizó mediante comparadores digitales con precisión de +/- 0,01 mm. También se utilizaron comparadores de alta precisión +/- 0.001 en diferentes puntos de la unión para verificar que no existieran deformaciones plásticas ([figura 4.12 y 4.14](#)). Se utilizó una máquina de corte por disco para cortar el ala del perfil y reducir gradualmente la longitud (L_i) del perfil ([figura 4.13](#)).



[Figura 4.11](#) Tamaños de grapas utilizadas.



Figura 4.12. a) Prensa de ensayos con la unión grapada montada para ensayar (Cabaleiro et al. 2020). b) Montaje de viga y pilar con su correspondiente unión grapada para realizar los ensayos en la prensa de laboratorio.

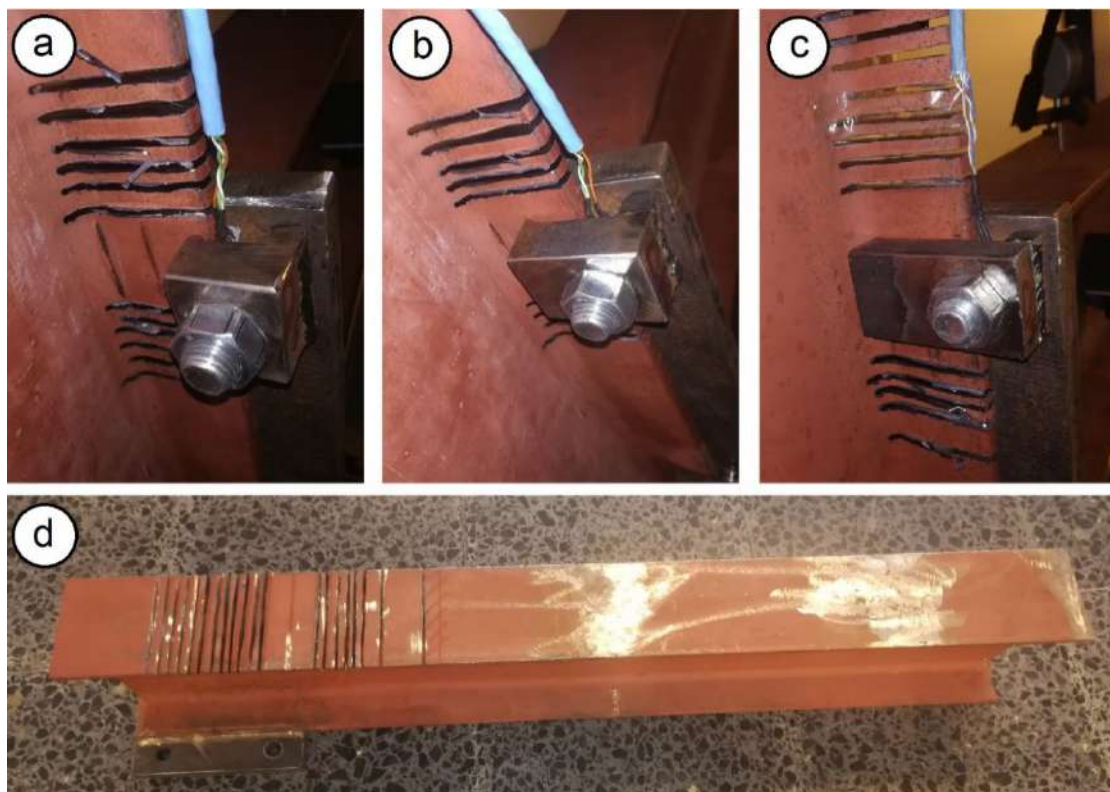


Figura 4.13. a) Ensayo con grapa corte. b) Ensayo con grapa media. c) Ensayo con grapa larga. d) Viga después de los cortes realizados en el ala para los ensayos.

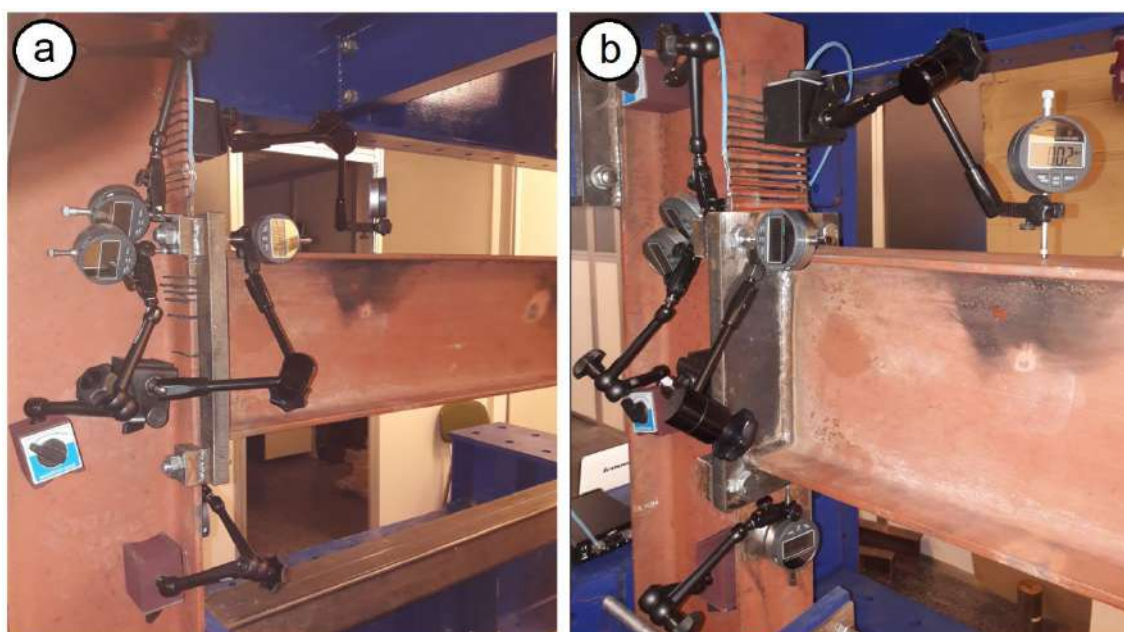


Figura 4.14 a) Vista posterior del anclaje de la placa de cabeza de la viga (viga en voladizo) unida mediante grapas al pilar. b) Vista frontal del anclaje de la placa de cabeza de la viga unida mediante grapas al pilar (Cabaleiro et al. 2020).

4.7 Resultados y discusión de los ensayos experimentales de longitud eficaz

Los resultados hallados para cada tamaño de grapa fueron los siguientes (figura 4.15):

En el caso de la grapa larga y con una carga de 10 kN, la deformación inicial (Δ_0) fue de 3,68 mm. Cuando se acorta la longitud del ala del pilar (L_i), la deformación (Δ_i) permanece constante a $L_i = 100$ mm. A partir de $L_i = 100$ mm cuando se reduce la longitud del ala del perfil (L_i), la deformación (Δ_i) aumenta.

En el caso de la grapa media y con una carga de 10kN, la deformación inicial (Δ_0) fue de 2,3 mm. Cuando se acorta la longitud de la brida del pilar (L_i), la deformación (Δ_i) permanece constante a $L_i = 130$ mm. A partir de este valor cuando se reduce la longitud del ala del perfil (L_i), aumenta la deformación (Δ_i).

En el caso de la grapa corta y con una carga de 5kN, la deformación inicial (Δ_0) fue de 1,26 mm. El valor de deformación (Δ_i) comienza a aumentar a medida que la longitud del perfil (L_i) disminuye de 190 mm.

En todos los casos cuando la deformación comienza a aumentar, se verifica que, al retirar la carga, la deformación de la viga en voladizo volvió a $\Delta_i = 0$. Con esta verificación se pudo constatar que no hubo deformaciones plásticas en la unión. De esta forma se puede asegurar que la deformación producida sea en la zona elástica del acero de la viga. Además, también las galgas extensiométricas indican la carga a la que están sometidos los tornillos empleados en la unión.

Debido a la necesidad de trabajar siempre en la zona elástica, en el caso de la grapa corta fue necesario utilizar una carga de 5kN y no de 10kN para trabajar siempre en la zona elástica.

En las tablas 4.6, 4.7 y 4.8 se pueden observar los valores de la deformación para (Δ_i) en el extremo en voladizo de la viga para cada tamaño de grapa y según la longitud (L_i) del ala del pilar. También los valores incrementales de la deformación según se va disminuyendo el valor de la longitud (L_i).

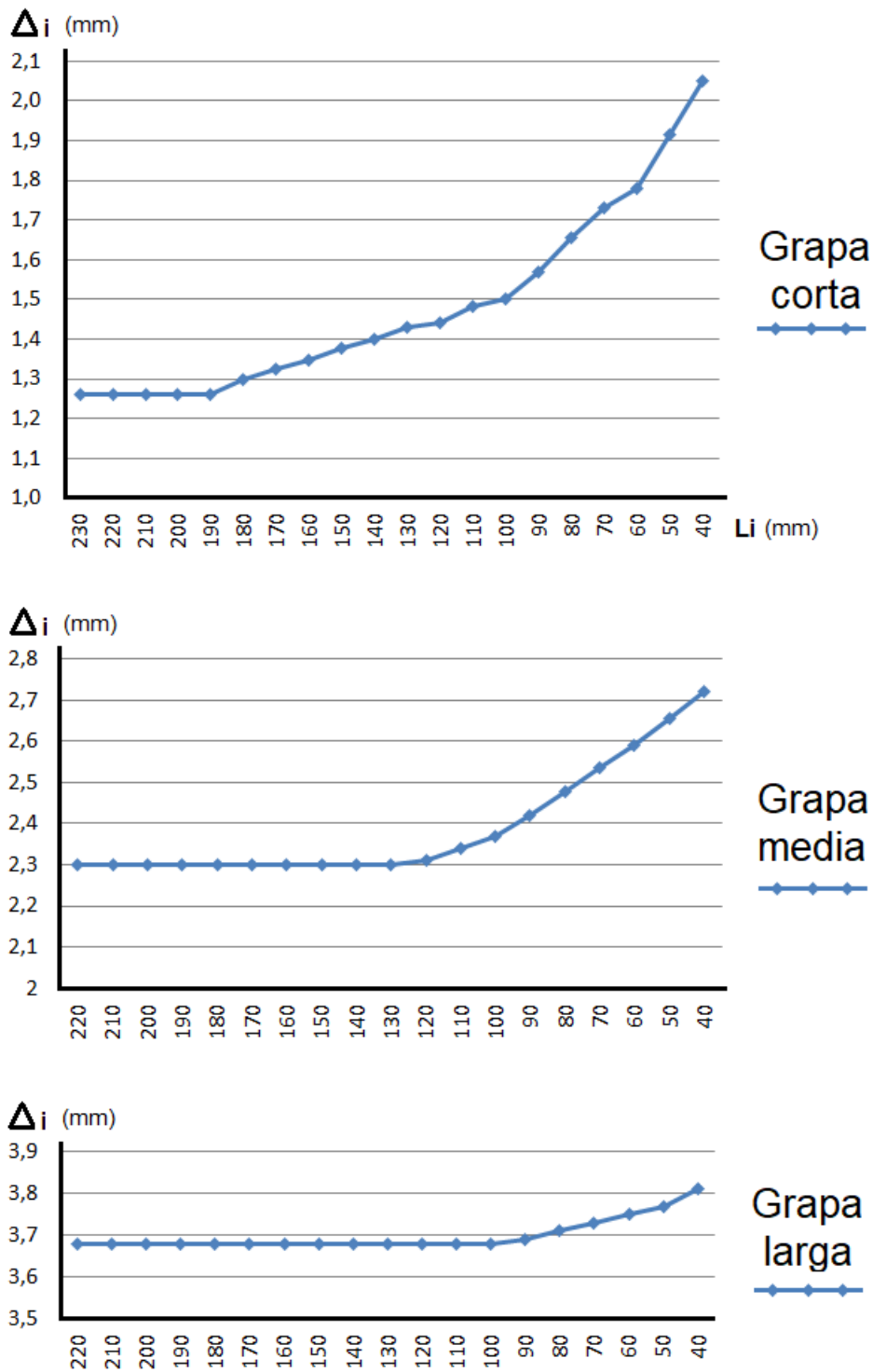


Figura 4.15 Deformación (Δ_i) en el extremo en voladizo de la viga para cada tamaño de grapa y según la longitud (L_i) del ala del pilar.

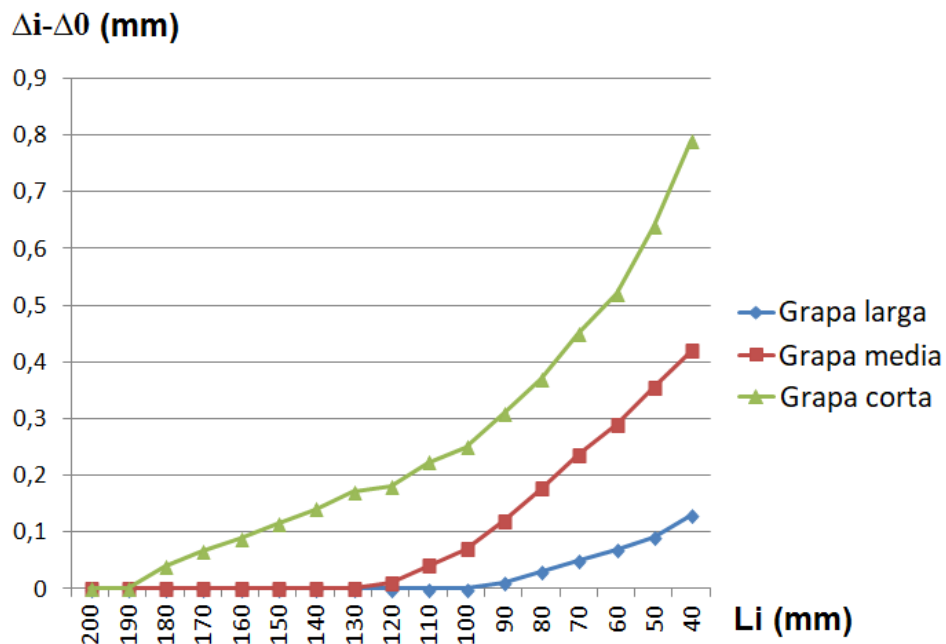


Figura 4.16 Aumento de la deformación ($\Delta i - \Delta 0$) en el extremo del voladizo de la viga para cada tamaño de grapa y según la longitud de trabajo (L_i) del ala del pilar ensayado en laboratorio (Cabaleiro et al. 2020).

La figura 4.16 muestra el incremento de deformación (Δi) en la unión para cada tamaño de grapa. En este gráfico se puede observar que cuando la longitud (L_i) del perfil disminuye, si la longitud (L_i) del perfil comienza a contribuir completamente a la resistencia de la unión, entonces hay una variación en la deformación (Δi) del extremo de la viga. Si consideramos que la longitud comienza a ser realmente toda efectiva justo antes de que comience a variar la deformación, entonces tendríamos que para el caso de la grapa grande la longitud mínima eficaz sería de 100 mm, para la grapa mediana la longitud mínima eficaz sería de 130 mm y para la grapa corta la longitud mínima eficaz sería de 190 mm. Como era de esperar, cuanto más cerca del alma está el punto de amarre de la grapa, la longitud del perfil necesaria para contribuir a la rigidez de la unión es mucho menor.

Respecto a los datos obtenidos experimentalmente indican que la deformación está en consonancia con la teoría de la distribución de tensión a 45° , donde longitudes inferiores a las obtenidas aplicando los 45° según la figura

4.7 pueden producir deformaciones plásticas en el ala del perfil.

Respecto al % de tensión a emplear en la zona V el valor a usar que permite estar siempre del lado de la seguridad es el de 75% del límite elástico, por lo cual es recomendable emplear este valor como valor de cálculo en las simulaciones realizadas empleado el método simplificado de la T-Stub planteado en el apartado 2 de este capítulo.

En las tablas siguientes se muestran los valores de la deformación para (Δ_i) en el extremo en voladizo de la viga y los valores incrementales de la deformación según se va disminuyendo el valor de la longitud (L_i) para cada tamaño de grapa.

Tabla 4.6 Valores de la deformación (Δ_i) en el extremo en voladizo de la viga para tamaño de grapa grande de 30 mm y según la longitud (L_i) del ala del pilar.

Longitud ala perfil (mm)	Deformación (mm)	Incremento deformación (mm)
240	3,68	0
230	3,68	0
220	3,68	0
210	3,68	0
200	3,68	0
190	3,68	0
180	3,68	0
170	3,68	0
160	3,68	0
150	3,68	0
140	3,68	0
130	3,68	0
120	3,68	0
110	3,68	0
100	3,68	0
90	3,69	0,01
80	3,71	0,03
70	3,73	0,05
60	3,75	0,07
50	3,77	0,09
40	3,81	0,13

Tabla 4.7 Valores de la deformación (Δ_i) en el extremo en voladizo de la viga para tamaño de grapa mediano de 30 mm y según la longitud (L_i) del ala del pilar.

Longitud ala perfil (mm)	Deformación (mm)	Incremento deformación (mm)
240	2,30	0
230	2,30	0
220	2,30	0
210	2,30	0
200	2,30	0
190	2,30	0
180	2,30	0
170	2,30	0
160	2,30	0
150	2,30	0,00
140	2,30	0,00
130	2,30	0,00
120	2,31	0,01
110	2,34	0,04
100	2,37	0,07
90	2,42	0,12
80	2,48	0,18
70	2,54	0,24
60	2,59	0,29
50	2,66	0,36
40	2,72	0,42

Tabla 4.8 Valores de la deformación (Δ_i) en el extremo en voladizo de la viga para tamaño de grapa grande de 30 mm y según la longitud (L_i) del ala del pilar.

Longitud ala perfil (mm)	Deformación (mm)	Incremento deformación (mm)
240	1,26	0
230	1,26	0
220	1,26	0
210	1,26	0
200	1,26	0
190	1,26	0
180	1,30	0,04
170	1,33	0,07
160	1,35	0,09
150	1,38	0,12
140	1,40	0,14
130	1,43	0,17
120	1,44	0,18
110	1,48	0,22
100	1,50	0,24
90	1,57	0,31
80	1,66	0,40
70	1,73	0,47
60	1,78	0,52
50	1,92	0,66
40	2,05	0,79

4.8 Conclusiones sobre el análisis de la longitud efectiva en vigas de sección I en uniones con grapas

Teniendo en cuenta los resultados obtenidos con la simulación en este trabajo en cuanto a la longitud efectiva necesaria, , el supuesto de distribución de tensión a 45° es bastante razonable para su uso de forma aproximada, teniendo en cuenta que para el esfuerzo nominal de trabajo (σ_{wi}) que están entre 70 y 80% para distancias pequeñas o medianas de la grapa al alma, esta metodología es conservadora pero para distancias grandes es deficiente, aunque el empleo de valores de V muy próximo al ala es muy poco habitual.

En base a los resultados obtenidos y del modelo de casquillo en T desarrollado, en futuros trabajos se deberán realizar diferentes tablas o ábacos que, en función del espesor del ala del perfil, y la distancia V de la grapa al alma nos permitirán una mayor optimización de las longitudes efectivas a utilizar en la fabricación de este tipo de estructuras

CAPÍTULO 5

COMPORTAMIENTO A FLEXIÓN DE UNIONES EMBRIDADAS A 90° PARA TUBOS CUADRADOS O RECTANGULARES

Resumen

Este capítulo trata del estudio de un nuevo sistema de conexión a 90° basado en bridas para tubos de acero cuadrados o rectangulares mediante ensayos de laboratorio y análisis numérico. Estas uniones con bridas para vigas cuadradas permiten realizar estructuras de acero completamente desmontables, reutilizables y reconfigurables. Este trabajo tiene como objetivo analizar el comportamiento mecánico en este nuevo tipo de conexión utilizando un procedimiento de análisis numérico 3D FE previamente validado con pruebas de laboratorio. La distancia entre tornillos, una de las variables más importantes que afectan a la respuesta mecánica de este tipo de unión, será parametrizada y analizada en el modelo numérico propuesto.

5.1. Antecedentes de uniones para tubos

Como se detalló en el capítulo 1 de esta tesis las uniones con bridas para vigas permiten realizar estructuras de acero completamente desmontables, reutilizables y reconfigurables. En el caso de los perfiles estándar de acero laminado en caliente (IPE, IPN, HE), las bridas se utilizan como sistemas de unión permitiendo construir estructuras removibles, reutilizables y reconfigurables. Las uniones con grapas dan solución a la conexión entre perfiles con alas, pero también existe la necesidad de diseñar y ejecutar conexiones entre perfiles tubulares de sección cuadrada o rectangular. Para ofrecer una solución a esta necesidad, en este trabajo se estudiará un innovador sistema de conexión a 90° basado en bridas desmontables.

Este tipo de conexión funciona principalmente por la fricción que se genera entre las bridas y los elementos estructurales y la precarga aplicada a los pernos. Debido a que solo se utiliza la fuerza de fricción, no es necesario realizar ninguna operación de mecanizado previa en los perfiles. Ante este hecho, estos perfiles de acero son reutilizables y se pueden reconfigurar para su uso en otra estructura, reutilizando también las bridas.

Existen en el mercado variantes de este tipo de conexión para perfiles de sección circular, rectangular o cuadrada. En la mayoría de los casos, sin embargo, estos sistemas no están diseñados para permitir la variación de las dimensiones de la sección, por lo tanto, solo son válidos para un solo tamaño de sección transversal del perfil. Aún están pendientes nuevos diseños de ingeniería que desarrollen más este tipo de conexiones, para ofrecer soluciones con más combinaciones y que sean válidas para diferentes tamaños de perfil. Actualmente existen conexiones desmontables para perfiles tubulares cuadrados, como los sistemas mediante perno ciego ([Cabrera et al. 2021a](#); [Cabrera et al. 2021b](#); [Wang et al. 2010](#); [Lee et al. 2010](#)), pero requieren perforación de los perfiles.

Como se indicó en el capítulo 1 los sistemas de unión basados en el uso de bridas y pernos podrían permitir una amplia variedad de conexiones entre elementos de sección rectangular o cuadrada para estructuras de acero. En la

figura 5.1 se muestran algunas de las uniones que se están utilizando actualmente, ya patentadas o pendientes de estudio y desarrollo: a) Cruce entre vigas, b) Uniones de cabeza a 90° , c) Unión lateral de vigas de sección cuadrada en cualquier ángulo, d) Sistema de base removible para columnas de sección cuadrada o rectangular.

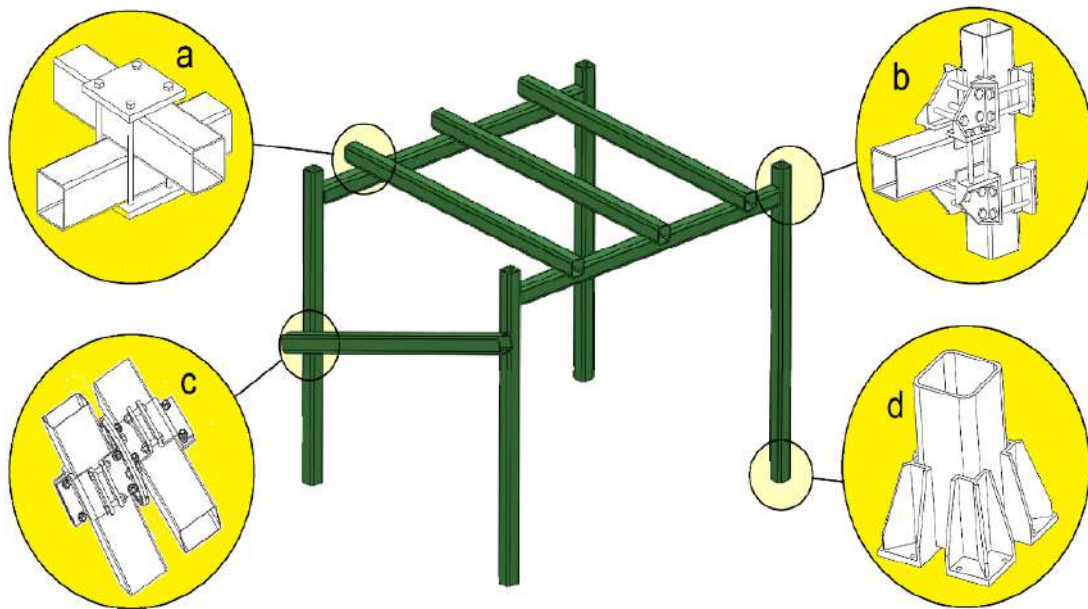


Figura 5.1 Diferentes soluciones para uniones entre perfiles tubulares de sección cuadrada. a) Cruce de vigas. b) Unión de cabeza a 90° . c) Unión lateral de vigas de sección cuadrada en cualquier ángulo. d) Sistema de base desmontable para columnas.

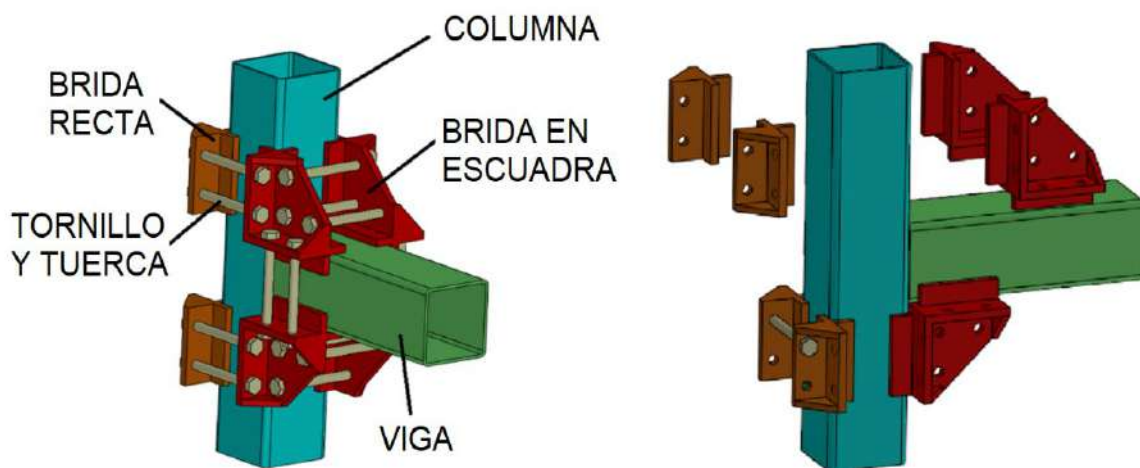
Los sistemas de unión con bridas para perfiles tubulares de sección cuadrada no se utilizan habitualmente para la fabricación de estructuras de acero, fundamentalmente por las siguientes razones: a) falta de investigación en profundidad sobre estos sistemas, b) no existen publicaciones relevantes o pruebas experimentales, c) falta de desarrollo de algunas de las soluciones mencionadas. El objetivo del trabajo presentado en este capítulo es analizar el comportamiento mecánico en este nuevo tipo de conexión mediante un procedimiento de análisis numérico 3D FEM previamente validado con varios ensayos de laboratorio. También se parametrizará y analizará el comportamiento

de la unión, en función de la distancia entre tornillos, una de las variables más importantes que afectan la respuesta mecánica de este tipo de unión, mediante el modelo numérico propuesto.

Uno de los campos principales en el que se utilizaría este tipo de unión sería en las instalaciones industriales, porque permiten reutilizar las estructuras industriales tantas veces como sea necesario, en función de cada cambio de disposición. No obstante, cualquier otro sector también podría beneficiarse de estos nuevos sistemas de unión.

5.2 Sistema de conexión propuesto para unión a 90°

El sistema propuesto para realizar una conexión entre tubos de sección cuadrada o rectangular es válido para realizar uniones de 90° entre el extremo de un tubo de sección cuadrada o rectangular y los lados de otro tubo cuadrado o rectangular ([figura 5.2](#)).



[Figura 5.2](#) Sistema de unión propuesto para realizar una conexión a 90° de tubos de sección cuadrada o rectangular.

La unión propuesta está registrada actualmente bajo la patente con examen previo con numero ES2540164 (Priority number: 201400002) titulada “Sistema de unión desmontable y reconfigurable para perfiles de tubo cuadrado”,

cuyo inventor principal es el autor de esta tesis: Manuel Cabaleiro.

Esta patente consiste en un sistema para la unión de perfiles cuadrados o rectangulares donde se une el extremo de un perfil (N1) con el lateral de otro perfil (N2) (figura 5.3). Para ello se emplean ocho bridas (N3-N4) (figura 5.4). Estas bridas están provistas de unos bordes en escuadra que encajan en las esquinas de los perfiles a unir. Cada brida está unida a otra brida mediante unos tornillos (N5) y sus tuercas correspondientes (N6). La unión está concebida de forma que el apriete se produzca de forma simultánea en las cuatro caras de cada tubo.

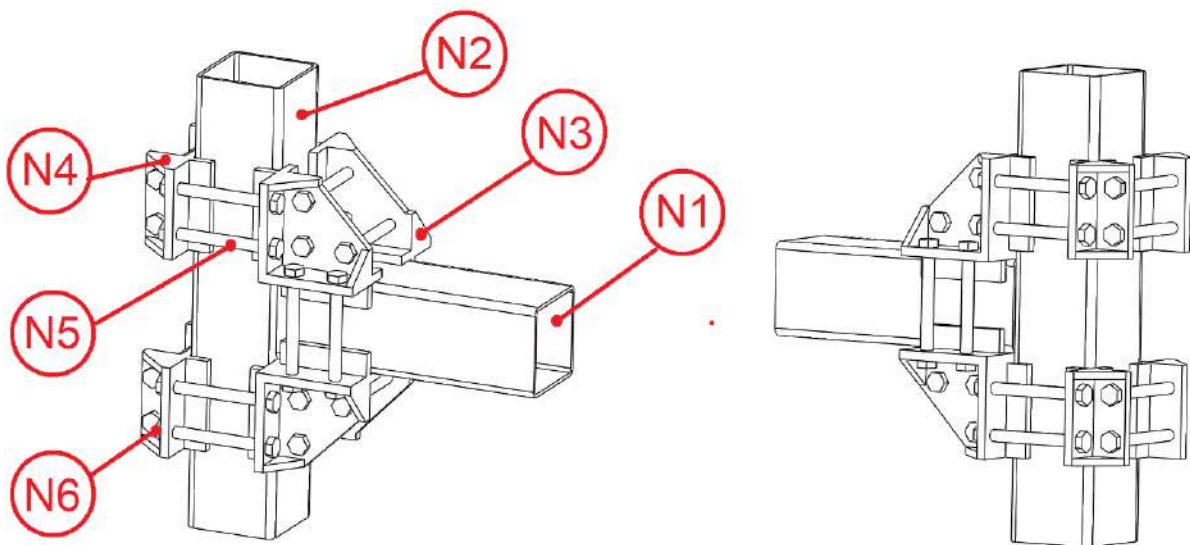


Figura 5.3 Esquema de los componentes del sistema de unión propuesto.

El uso de este tipo de unión que trabaja por presión hace que no sea necesario realizar ningún mecanizado previo en los perfiles.

Este tipo de unión permite realizar dos tipos de composiciones:

- La unión de un tubo pasante (N2) con uno no pasante (N1) por un solo lado, en este caso se emplean cuatro bridas en forma de escuadra (N3) para unir el tubo no pasante al tubo pasante (N1) y en la cara opuesta, que no tiene tubo, se emplea cuatro bridas rectas (N4). El sistema tal como está concebido permite montar la unión en cualquier punto del tubo pasante (figura 5.2).
- La unión de un tubo pasante (N2) con dos tubos no pasantes (N1-N7),

uno por cada lado del tubo pasante, en este caso se emplean cuatro bridas en forma de escuadra (N3) para unir el tubo no pasante al tubo pasante en una de las caras, y en la cara opuesta, otras cuatro bridas en forma de escuadra (N3) para unir el extremo del otro tubo no pasante. El sistema tal como está concebido permite montar la unión en cualquier punto del tubo pasante, pero siempre con los dos tubos no pasantes alineados uno con el otro ([figura 5.5](#))

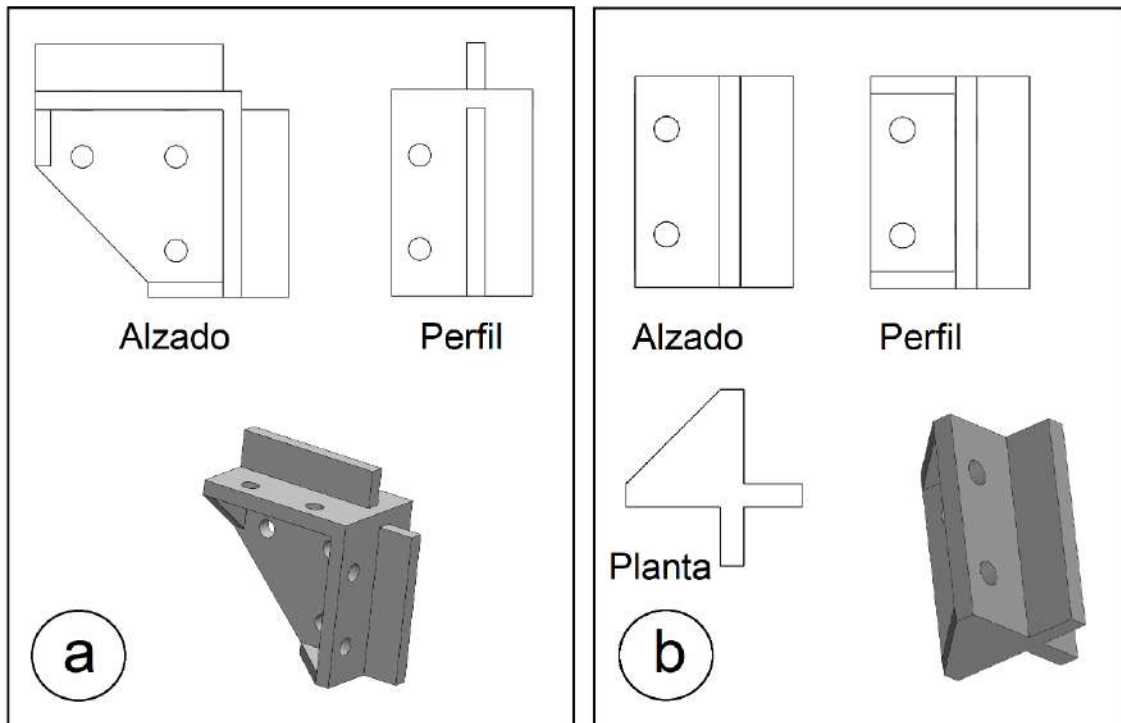


Figura 5.4 a) Planos y vista 3D de las bridas en escuadra. b) Planos y vista 3D de las bridas rectas.

El diseño de este sistema permite, que si se realiza empleando la misma precarga en todos los tornillos, se presione con una misma fuerza en las cuatro esquinas del tubo, (ver [figura 5.6](#)), siendo estas las zonas donde es más resistente el tubo y existe menos riesgo de pandeo o abolladura de las paredes del mismo. Además, con la aplicación de las fuerzas de apriete en las esquinas de los perfiles se produce un reparto por igual de fuerzas de amarre en todas las esquinas de los tubos que forma dicha unión.

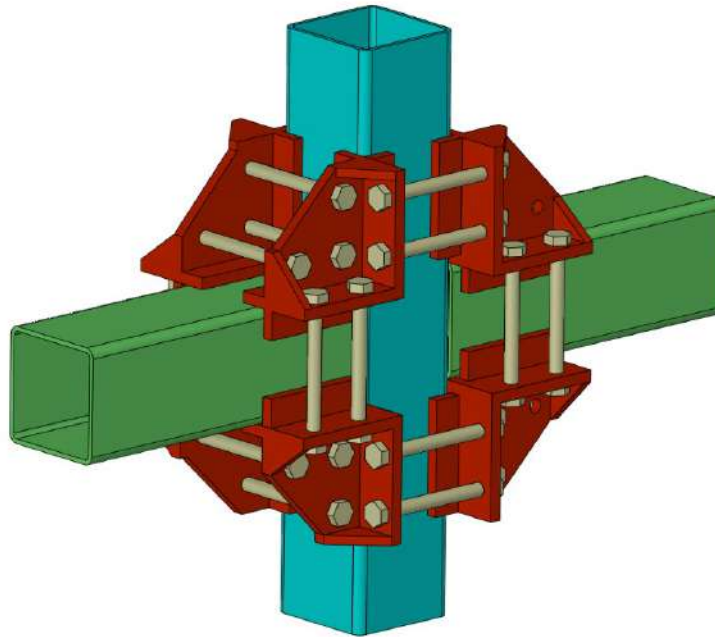


Figura 5.5. Unión de un tubo cuadrado a 90° (que podrían ser también tubos rectangulares) con dos tubos no pasantes.

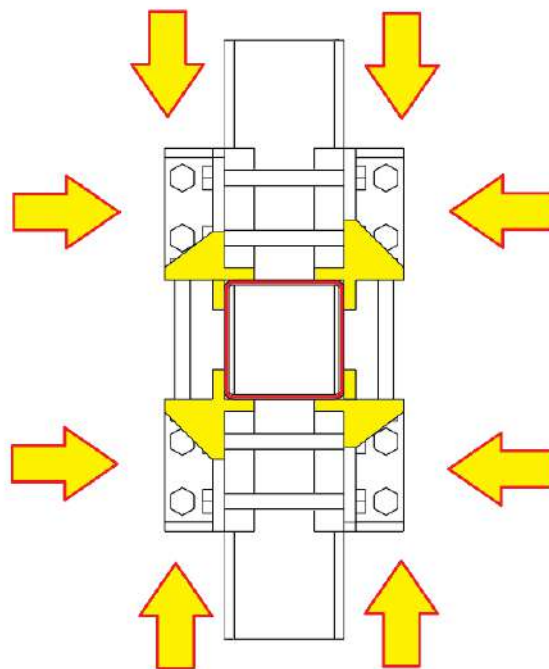
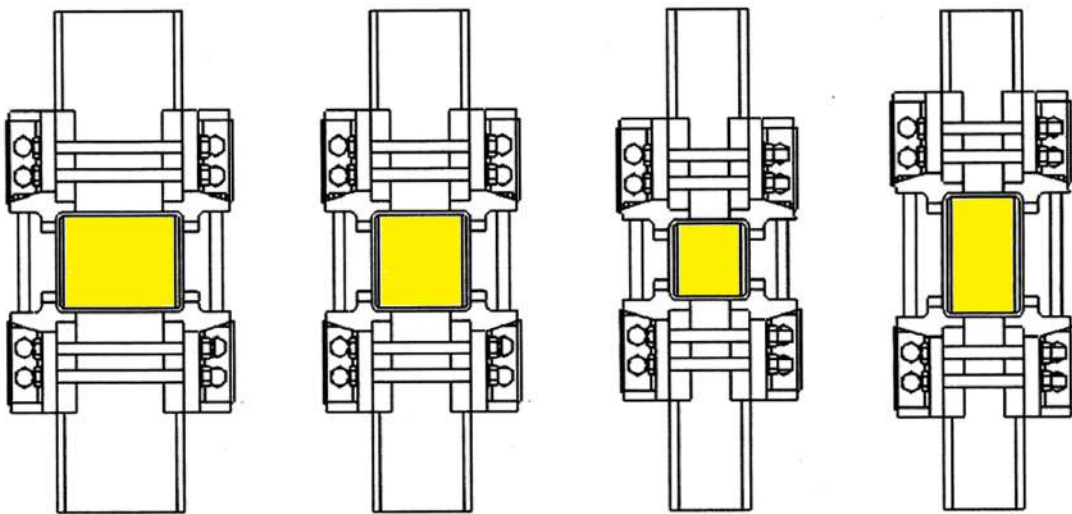


Figura 5.6. Esquema del apriete simultáneo debido a los tornillos en las cuatro esquinas del tubo cuadrado.

Con el diseño de la unión mediante bridas para las esquinas de los tubos y posterior unión mediante tornillos permite que, variando la longitud de los tornillos, las mismas bridas sean válidas para diferentes tamaños de tubos, pudiendo además ser empleada tanto para tubos cuadrados como tubos rectangulares. Esta particularidad evita tener un tamaño de brida diferente para cada tamaño de perfil, pudiendo así estandarizar los tamaños de bridas para diferentes rangos de tamaños de tubos (ver [figura 5.7](#)).



[Figura 5.7](#) Ejemplo de aplicación de un mismo tamaño de bridas a diferentes tamaños de tubos cuadrados y rectangulares.

Para el montaje de la unión se siguen los siguientes pasos, primeramente, se colocan dos bridas acarteladas (N3) en la posición inferior del tubo pasante (N2) donde queremos situar después el tubo no pasante (N1) y en el lado contrario las otras dos bridas (N4) sin cartelas, posteriormente se aprietan los tornillos y tuercas (N5-N6) correspondientes con el par de apriete según la métrica del tornillo. De esta forma queda fijado el apoyo inferior del tubo no pasante. El siguiente paso consiste en apoyar en las bridas con cartelas el tubo no pasante (N1). Después se colocan las bridas con cartela (N3) en la parte superior del tubo no pasante, con sus tornillos y tuercas correspondientes, para después colocar por la parte trasera del tubo pasante las bridas sin cartelas (N4)

correspondientes. Por último, se realiza un apriete progresivo de los tornillos y tuercas colocadas, hasta dar el par de apriete correspondiente según la métrica empleada.

En este tipo de sistema de unión, uno de las principales limitaciones y punto clave para la optimización, es el tamaño de la unión, es decir de los elementos que configuran la unión. Estos elementos deben ocupar el menor espacio posible, pero a su vez deben poder transmitir el máximo momento flector y cortante. En este sentido el tamaño de las escuadras, y por lo tanto la distancia entre los tornillos de la unión en la escuadra, son un parámetro clave para el diseño y cálculo estructural de este tipo de uniones. Una mayor distancia entre los tornillos, y por lo tanto un mayor tamaño de la escuadra, debería propiciar una mayor resistencia en la unión, pero tendría el inconveniente de ocupar mayor espacio (ver [figura 5.8](#)).

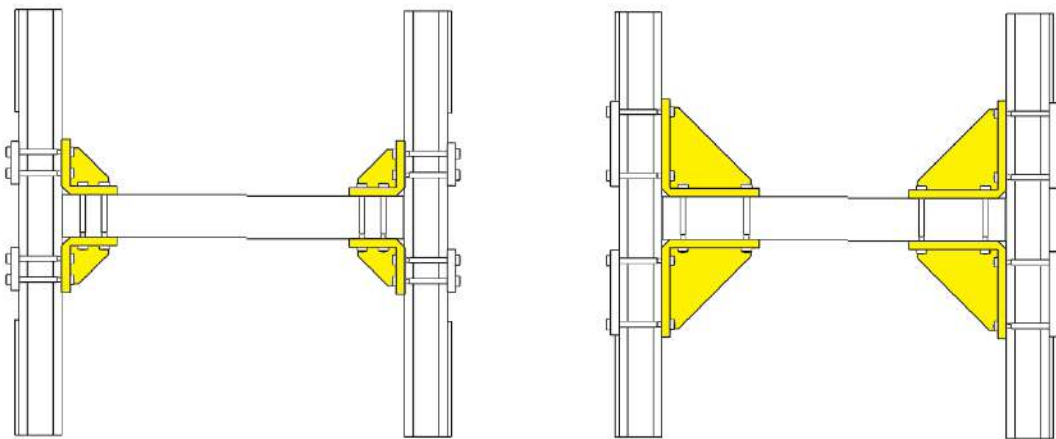


Figura 5.8 Simulación de la diferencia en espacio ocupado según el tamaño de la escuadra empleada

El objetivo de este trabajo es realizar un estudio del comportamiento de este tipo de uniones en función de los esfuerzos soportados por los tornillos y también el estudio del comportamiento en función de la distancia entre los tornillos y por lo tanto el tamaño de las escuadras empleadas en la unión. Para este fin se empleará un modelo FEM previamente calibrado y validado con un ensayo real de laboratorio.

5.3 Modelo numérico para análisis de unión embridada a 90° de tubos cuadrados

El modelo FEM se desarrolló mediante el software ANSYS 20 para proceder con el análisis numérico de la unión propuesta (figura 5.9). El objetivo es que una vez validado, el modelo FEM permite llevar a cabo un análisis más extenso y detallado del comportamiento de la unión que el que se puede realizar con las pruebas de laboratorio. En este modelo se parametrizan la distancia (d) entre tornillos y por lo tanto el tamaño de la escuadra (figura 5.13).

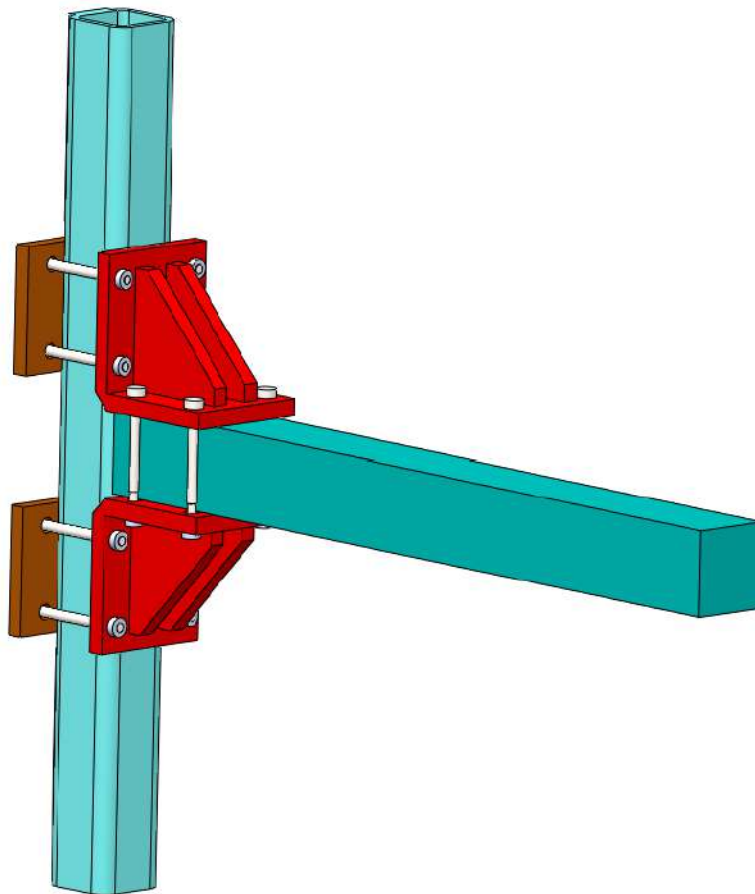


Figura 5.9 Modelo 3D del ensayo montado para simulación y ensayo en laboratorio.

El modelo está compuesto por una viga horizontal con dimensiones de sección transversal de 100x100 mm y longitud de 1000 mm. Este es un tamaño de perfil típico utilizado en las instalaciones industriales del sector de la automoción (Cabaleiro et al. 2015). La viga cuadrada o rectangular se une a

90° a una columna también cuadrada o rectangular mediante dos placas verticales, dos bridas soporte en escuadra y los tornillos tuercas y arandelas correspondientes, como se muestra en la [figura 5.9](#).

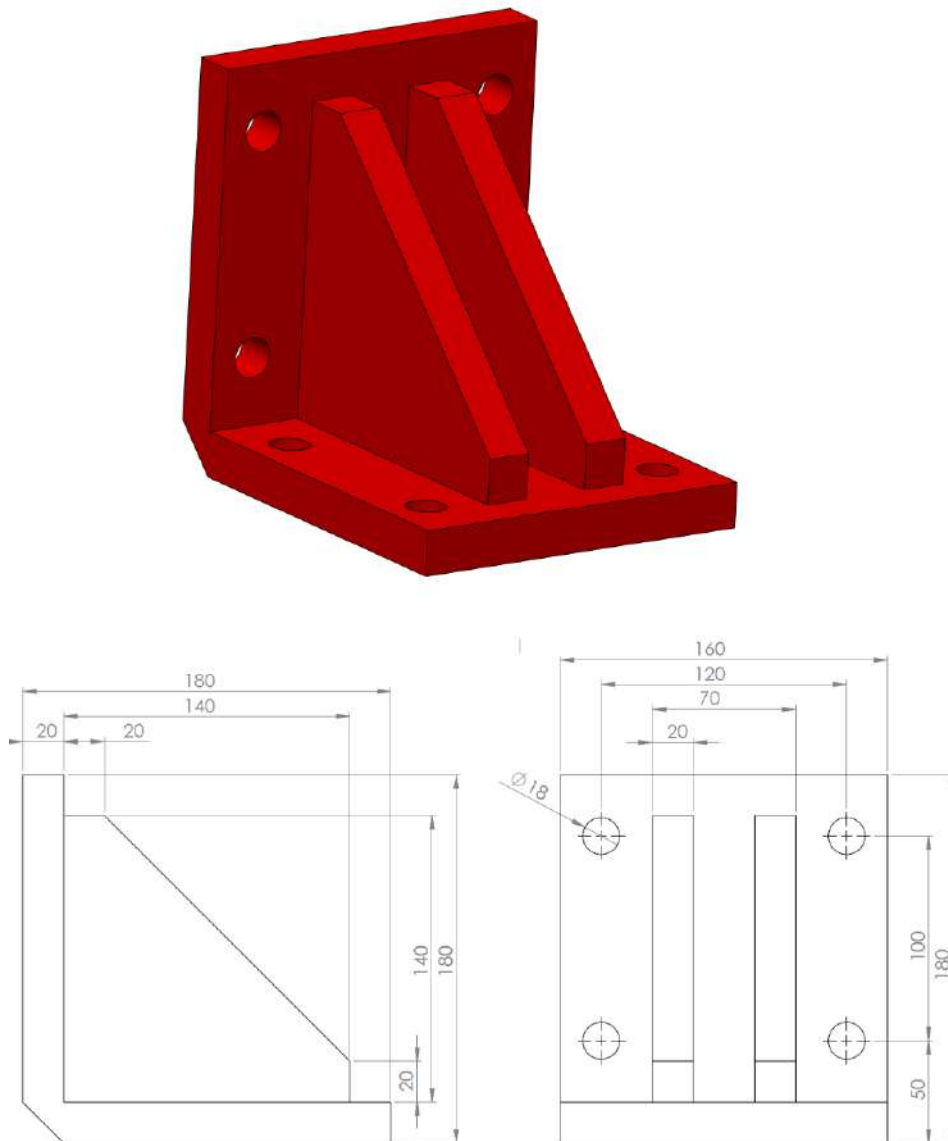


Figura 5.10 a) Modelo 3D de la brida en escuadra empleada en la unión. b) Planos acotados de alzado y perfil de la escuadra empleada en el modelo de simulación y en el ensayo de laboratorio.

Tanto en el modelo numérico como en las pruebas de laboratorio se han utilizado bridas simplificadas de alta rigidez que no son ajustables en la dirección horizontal ([figura 5.10](#)).

Esto significa que cualquier deformación que se produzca en la unión solo será debida al alargamiento de los tornillos y al giro y desplazamientos de las escuadras de la unión. Como brida trasera se empleó una placa plana de 150 mm de alto, 200 mm de ancho y un espesor 20 mm (ver [figura 5.11](#)).

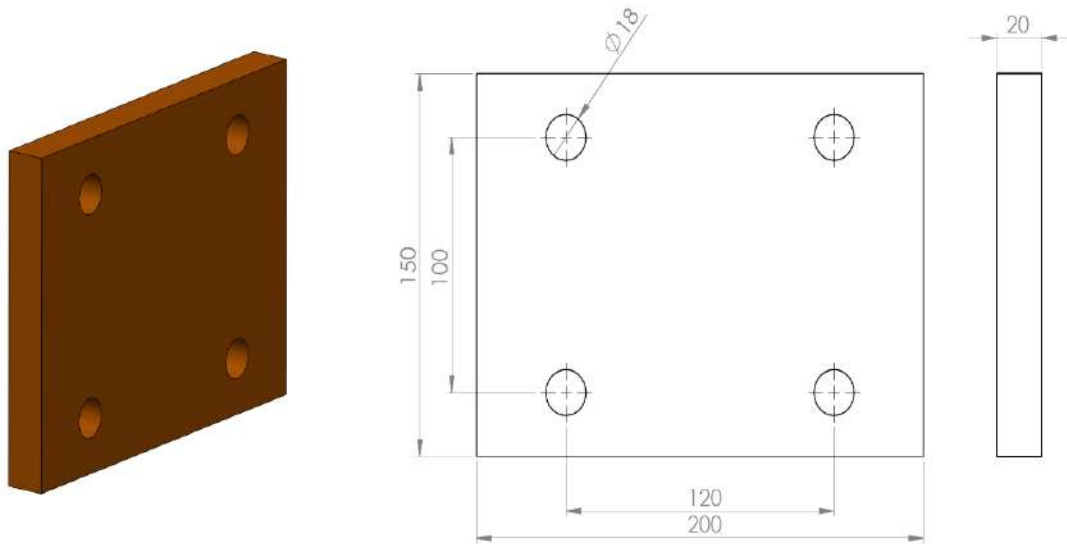


Figura 5.11 a) Modelo 3D de la brida plana empleada en la unión. b) Planos acotados de alzado y perfil de la brida plana empleada en el modelo de simulación y en el ensayo de laboratorio.

Se adoptó una malla con elementos hexaédricos de segundo orden para las vigas y los tornillos, mientras que para las escuadras se empleó elementos tetraédricos de segundo orden, debido a que las escuadras tienen taladros y formas más complejas que dificultan el empleo de elementos hexaédricos, sin por ello perjudicar los resultados obtenidos. Se utilizó un tamaño de elemento finito de 25 mm para las vigas, 3 mm para los pernos y 10 mm para las bridas. El número total de elementos y nodos fue de 22.872 y 96.844, respectivamente. El material considerado para bridas y miembros fue acero estructural con diagrama bilineal ([figura 5.12](#)) (límite elástico de 235 MPa, módulo de Young de 200 GPa, módulo tangente de 1450 MPa, relación de Poisson de 0,30 y densidad: 7850 kg / m³). El material considerado para los pernos también fue acero con diagrama bilineal ([figura 5.12](#)) (límite elástico: 640 MPa, módulo de Young de 200 GPa, módulo tangente de 1450 MPa, relación de Poisson de 0,30 y densidad de 7850 g / m³).

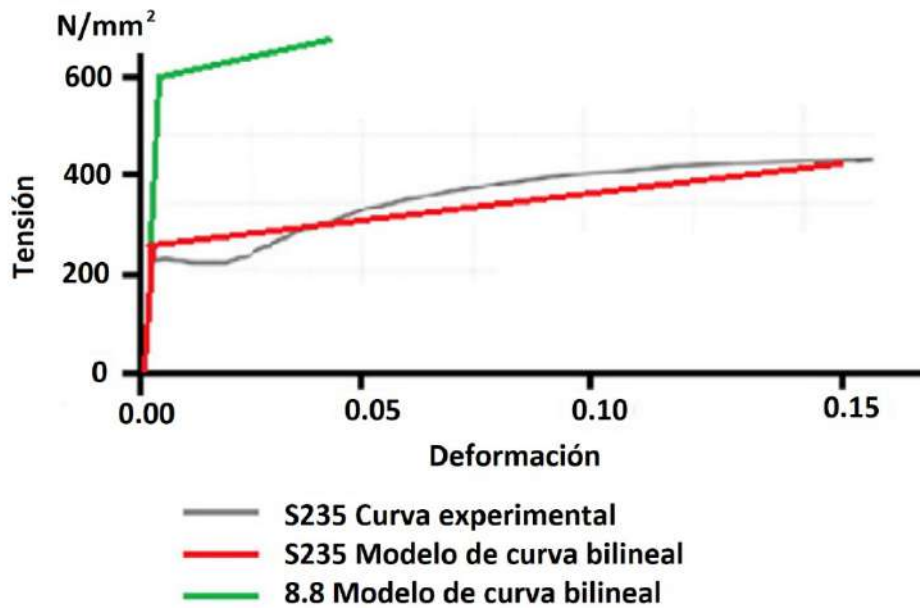


Figura 5.12 Diagramas bilineales de los aceros empleados en la simulación (fuente: Fig. de Cabaleiro et al. 2017).

Los pernos utilizados fueron de diámetro M12. Solo los lados de contacto entre perfiles y bridas se han considerado superficies de fricción, tomando las superficies de contacto de las cabezas de los tornillos y tuercas con las bridas y placas correspondientes como conexiones tipo “bonded”. Para validar este modelo simplificado, se han realizado previamente cinco análisis numéricos que incluyen todas las superficies de fricción posibles (entre tuercas y escuadras, cabezas de tornillos y escuadras, entre tuercas y placas y entre cabezas de tornillos y placas) mediante un modelo de fricción clásico tipo Coulomb, y las diferencias de resultados en comparación con el modelo simplificado propuesto fueron completamente insignificantes.

En la figura 5.13 se muestra el esquema de la unión, donde podemos observar el punto de aplicación de la fuerza en el extremo de la viga, las zonas tomadas como soporte fijo del tubo vertical, y las zonas donde se aplicó contacto con fricción. También en el esquema se puede ver la distancia “d” la cual será posteriormente parametrizada con diferentes valores.

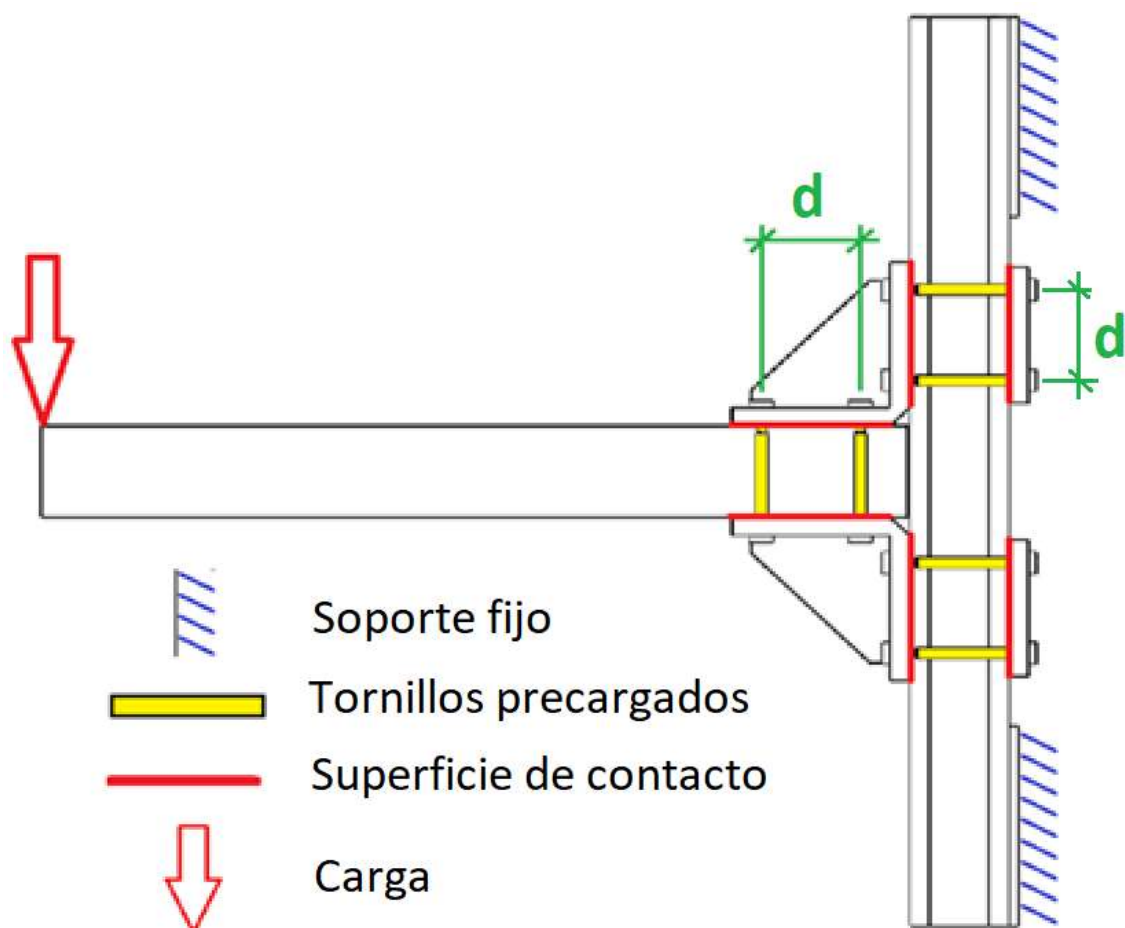


Figura 5.13 Esquema de modelo simulado donde se indican los tipos de soportes fijos (rayado de color azul), los tornillos precargados (color amarillo), las superficies en las que se ha tomado contacto con rozamiento (color rojo), las distancias entre tornillos que serán variadas y simuladas (cotas de color verde) y el punto de aplicación de la carga en el extremo de la viga horizontal.

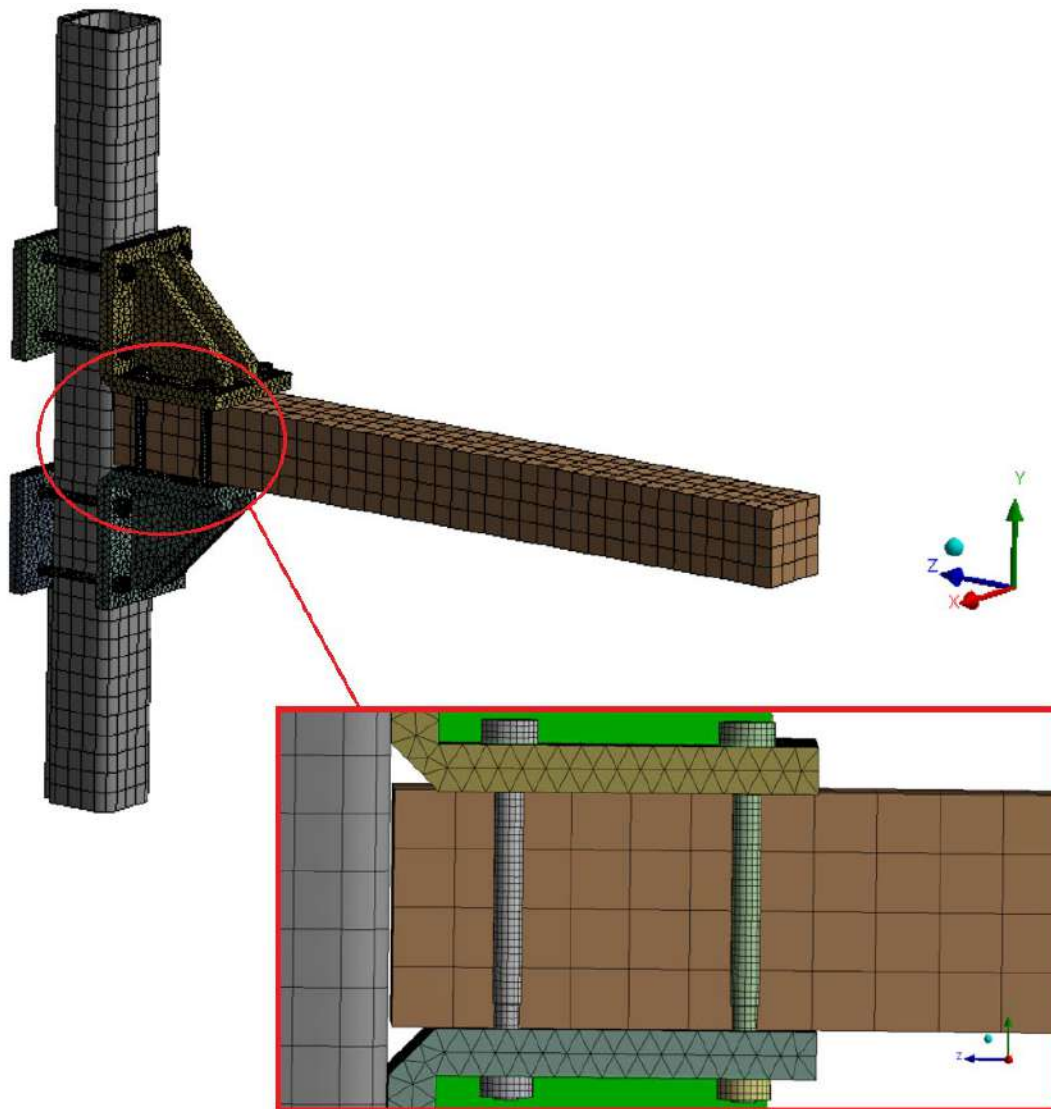


Figura 5.14 Modelo 3D FE utilizado para el análisis mecánico del comportamiento de la unión. Incluye detalle del mallado de los tornillos.

Para el análisis del comportamiento de la unión según el tamaño de la escuadra se varió la distancia “d” horizontal y vertical, en ambos casos con distancias de 50, 75, 100, 125, 150 mm (figura 5.15). Finalmente, cabe mencionar que la carga (F) aplicada en el extremo de la viga (ver figura 5.13) fue variable, desde 0 hasta que el límite elástico de todos los tornillos es rebasado o se produce deslizamiento de la unión.

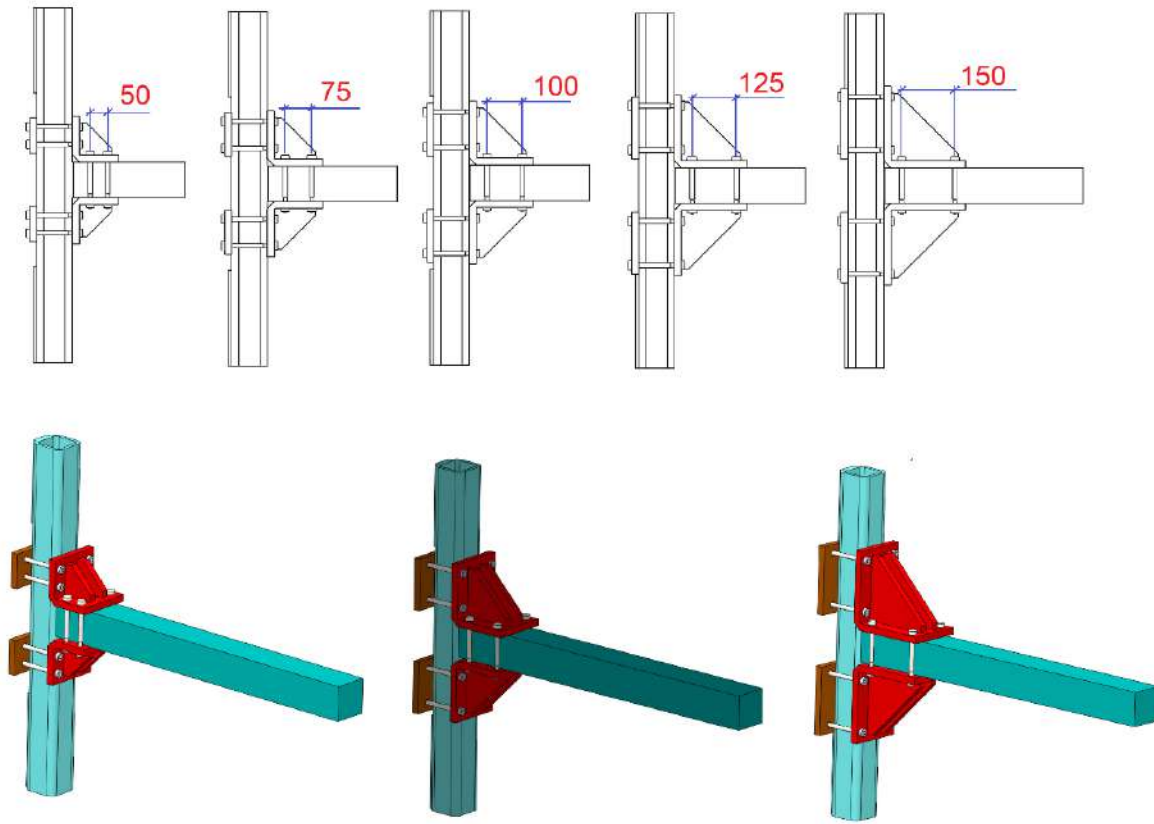


Figura 5.15 Detalle de los diferentes tamaños de escuadra con las distancias entre tornillos de 50,75,100,125 y 150 mm

5.4 Ensayos de laboratorio de unión embridada a 90° de tubos cuadrados

Se llevaron a cabo pruebas de laboratorio para analizar el comportamiento de las uniones en términos de respuesta de los tornillos y de deformación de la unión. Los resultados experimentales obtenidos permitieron calibrar el modelo computacional utilizado para estimar desplazamientos y tensiones en diversas combinaciones con escuadras de diferentes tamaños. Dos perfiles cuadrados, de 1000 mm de longitud, se unen a 90° mediante dos placas verticales y dos bridas de escuadra (figura 5.16 y 5.18). Esta unión a 90° es montada en la prensa de 300kN de ensayos estáticos del laboratorio de estructuras de la Universidad de Vigo (figura 5.17 y 5.19).

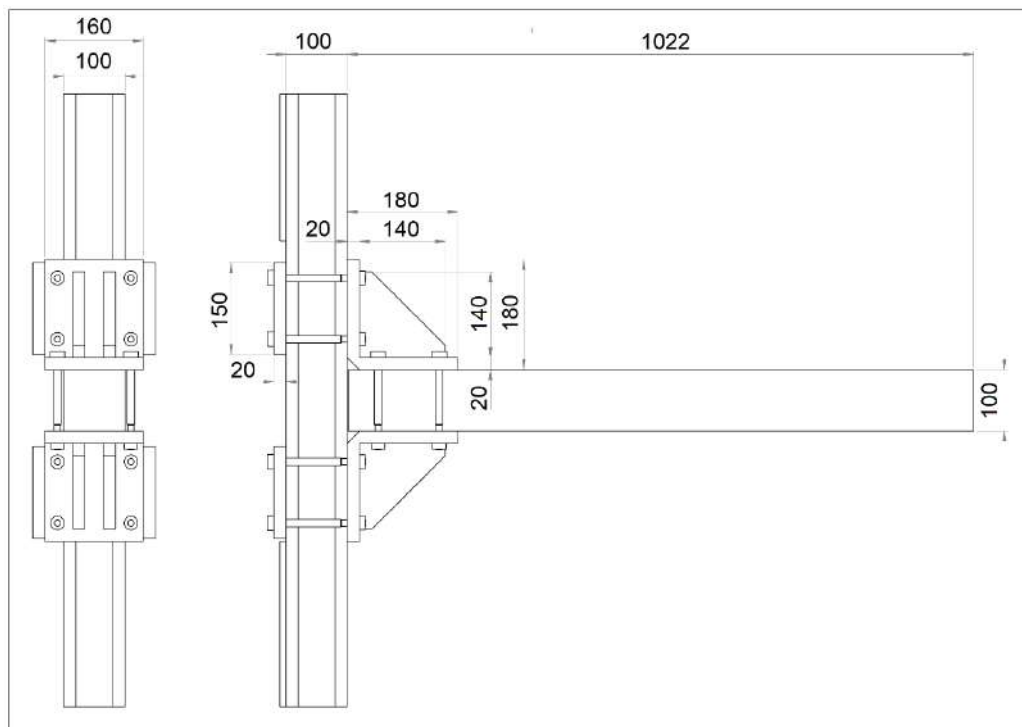


Figura 5.16 Vistas acotadas de alzado y perfil de la unión a fabricada y posteriormente montada y ensayada en la prensa de carga 300kN de ensayos estáticos del laboratorio de estructuras de la Universidad de Vigo.

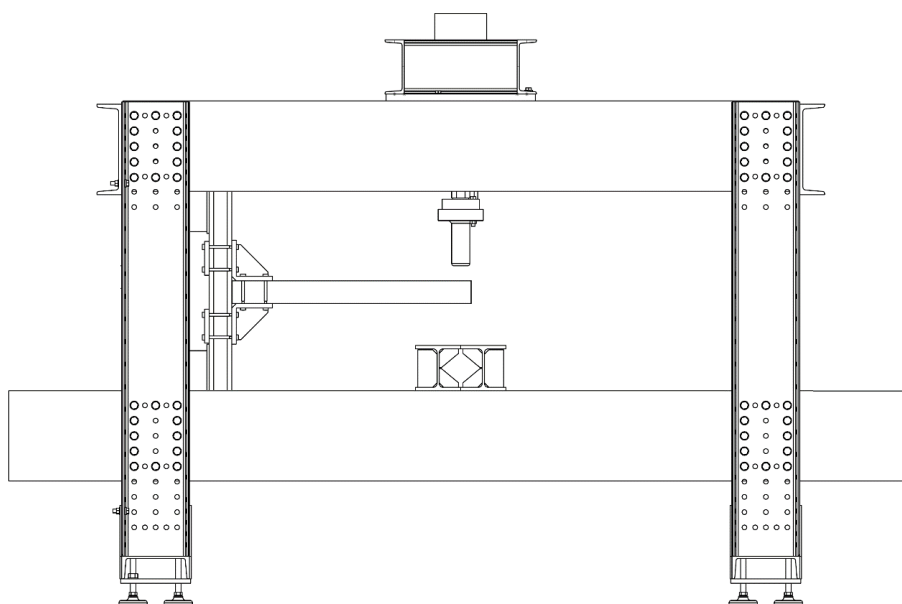


Figura 5.17 Plano de alzado de la prensa de 300kN de ensayos estáticos del laboratorio de estructuras de la Universidad de Vigo, con la unión a ensayar de tubos unidos con bridas a 90°.

En los perfiles y bridas se utilizó acero S235 (módulo de Young de 200 GPa, relación de Poisson de 0,30, resistencia a la compresión / tracción de 235 MPa, módulo de corte de 81 MPa y densidad de 7850 kg / m³). La columna es un tubo de sección transversal de 100x100x6 mm, unido rígidamente a sus extremos. Para la viga horizontal, se utiliza una sección transversal cuadrada sólida, de modo que los efectos de flexión local afecten lo menos posible al análisis de la unión. Se utilizan tornillos de cabeza hexagonal de métrica M12 y 8.8 (límite elástico de 640 N / mm²; límite de rotura de 800 N / mm²). Los desplazamientos que se producen en las escuadras de la unión, así como en la viga se miden mediante comparadores digitales ($\pm 0,01$ mm) (ver [figura 5.6](#)).

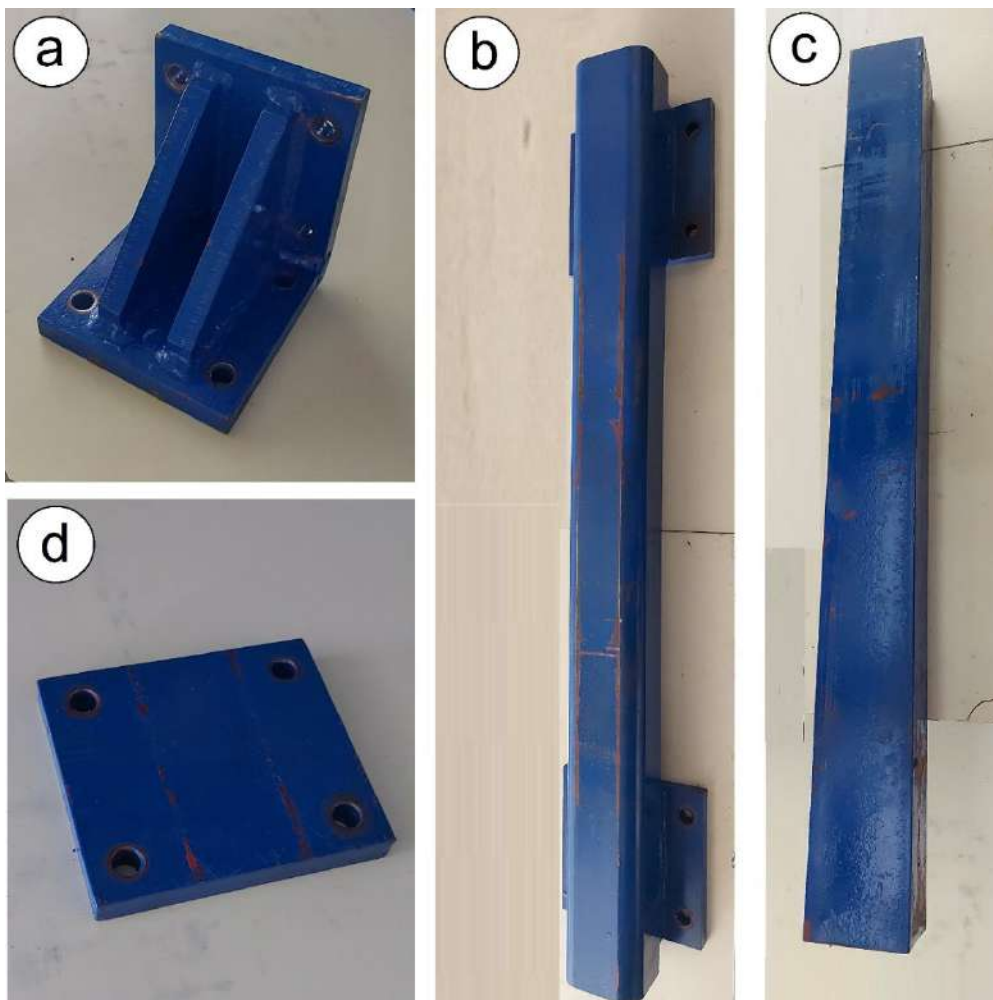


Figura 5.18 Componentes fabricados para el montaje y posterior ensayo de la unión en la prensa de ensayos. a) Brida en escuadra a 90° con las cartelas rígidas. b) Pilar de tubo cuadrado de 100x100x8mm con las placas de anclaje de cabeza para el amarre a

la prensa de ensayos. c) Viga maciza de 100x100mm. d) Brida plana para el amarre trasero de la unión.

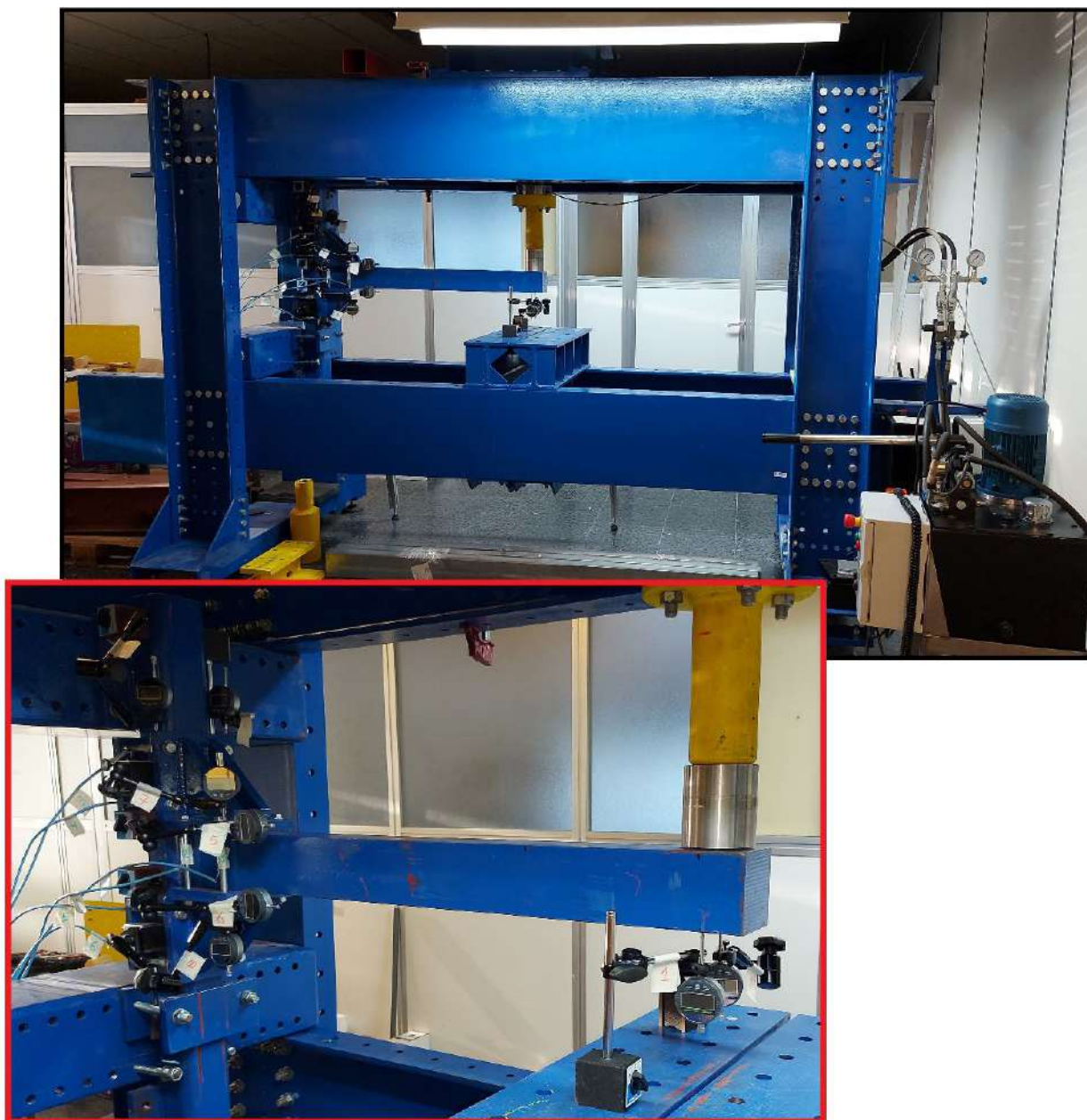


Figura 5.19. Imagen general de la prensa con el ensayo de la unión listo para ser realizado. Vista de detalle del montaje de la unión en la prensa con todos los comparadores digitales, así como las galgas extensiométricas montadas para la medición del comportamiento de la unión a diferentes cargas estáticas.

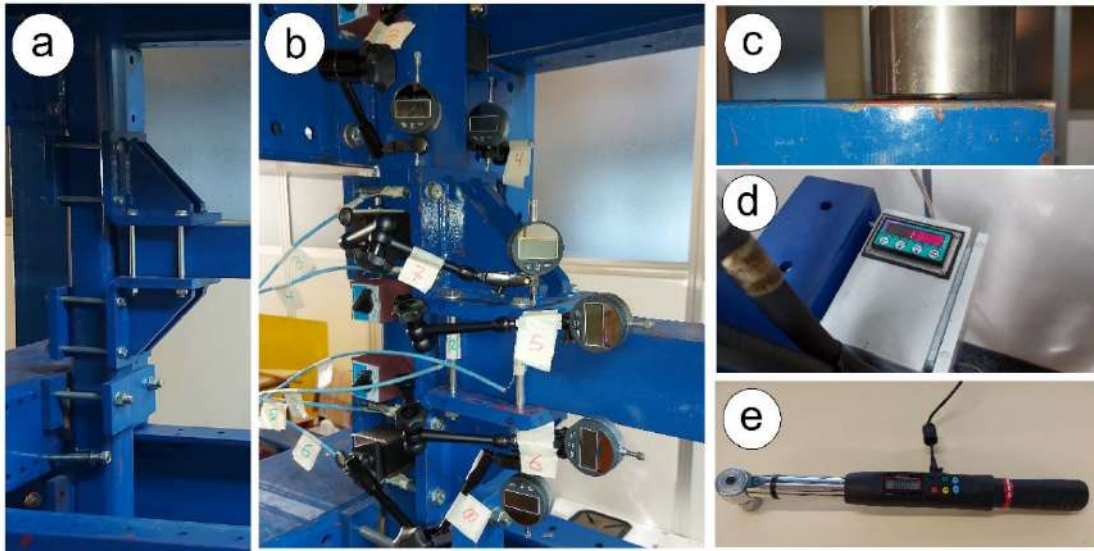


Figura 5.20 Detalles del ensayo. a) Detalle del montaje de la unión antes de colocar los medidores. b) Detalle de la unión con todos los medidores montados y marcados. c) Punto de apoyo de aplicación de la fuerza. d) Medidor de la carga aplicada. e) Llave dinamométrica empleada para el apriete de los tornillos.

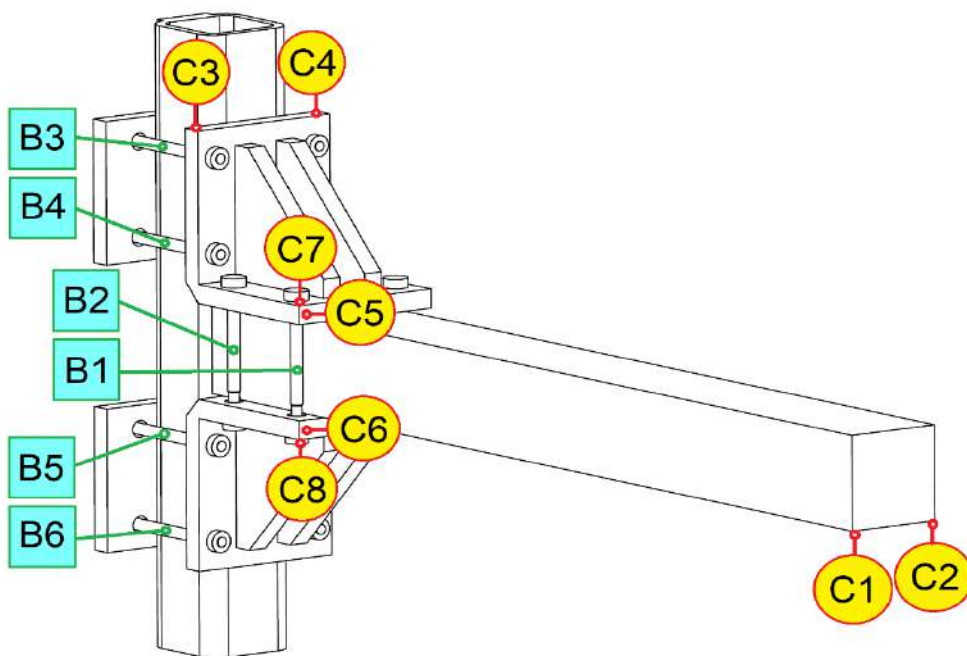


Figura 5.21 Esquema de los puntos de medición, así como numeración de los tornillos de la unión.

Se utilizaron varios puntos de control para el seguimiento de las deformaciones. Estos son los indicados en la [figura 5.21](#). Para el caso del extremo de la viga (C1-C2) y de la parte superior de la escuadra superior (C4-C5) se emplearon dos medidores en los extremos para así garantizar que no se producían torsiones o desviaciones en el ensayo. Para los resultados finales se empleó la media de ambos valores. Se instaló también un medidor horizontal C5 en la esquina delantera de la escuadra superior y uno C6 en la esquina delantera de la escuadra inferior. También se empleó un medidor vertical C7 en la esquina delantera de la escuadra superior y uno C8 en la esquina delantera de la escuadra inferior. Además, se pegaron galgas extensométricas a los vástagos de los pernos para medir las fuerzas de precarga (B1-B6). Los parámetros de estas galgas extensométricas fueron: longitud de 1,60 mm, factor de calibre de 2,16 y resistencia de 120.000 Ω . El equipo utilizado para capturar datos de las galgas extensométricas fue un micrómetro D4 con todas las galgas dispuestas en una configuración de cuarto de puente. Los medidores B1-B6 se colocaron en los pernos del lado derecho. Se utilizó la llave dinamométrica de precisión con el par de apriete controlado, (ver [figura 5.22](#)) para apretar los tornillos, verificando que se implementó correctamente en cada prueba utilizando las galgas extensométricas.

Para el cálculo de la precarga del tornillo (F_i) se empleará la ecuación indicada por el Eurocódigo 3 la cual es:

$$F_i = \frac{0,7 f_u A_s}{\gamma_{MA}} \quad (5.1)$$

Donde f_u es el límite último del material del tornillo (para tornillo calidad 8.8 es 800 N/mm²), A_s el área resistente del tornillo (para tornillo M12 es 84,3 mm²) y γ_{MA} es el coeficiente de seguridad para la precarga de tornillos de alta resistencia.

Para el caso de tornillos de M12 calidad 8.8 el valor de la precarga máxima a aplicar es de 42915 N. Pero en las aplicaciones reales los tornillos son apretados con llave dinamométrica y la exactitud de la precarga no está garantizada, quedando habitualmente siempre la precarga inferior a la máxima permitida por el tornillo. Teniendo en cuenta esto, para este trabajo se va a aplicar el 85% de la precarga máxima permitida, es decir 36kN.

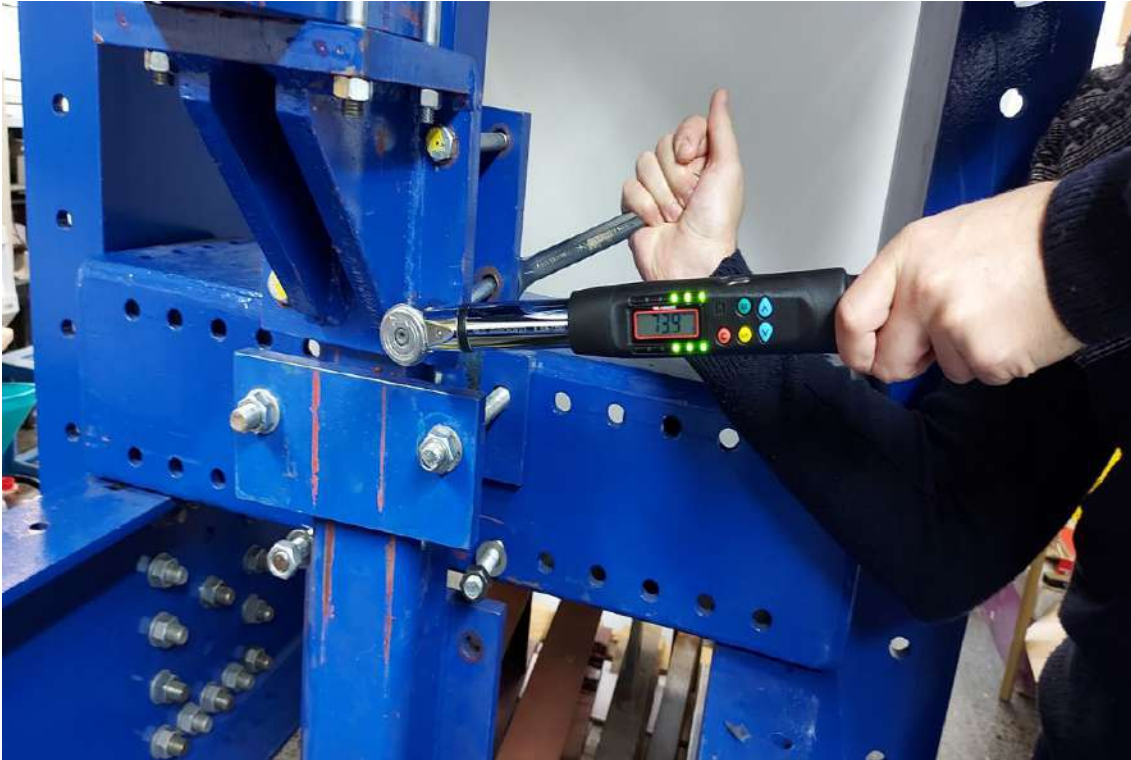


Figura 5.22 Precarga de los tornillos de la unión mediante llave dinamométrica tarada al par máximo de apriete permitido.

Todos los componentes de la unión ensayada en laboratorio tenían superficies sin tratar que posteriormente fueron pintadas. Previamente se realizaron 5 pruebas con probetas de ensayo para determinar el coeficiente de fricción con este tipo de superficie (tratadas con el mismo tratamiento y pintura que las del ensayo de la unión a 90°). Para ello se empleó una probeta de ensayos según la [figura 5.23](#) y [5.24](#), la cual está unida a dos placas fijas mediante dos tornillos M12 8.8 a los que se le aplicó la misma precarga de los tornillos de la unión a 90°. Se emplearon dos comparadores para medir el deslizamiento de la probeta.

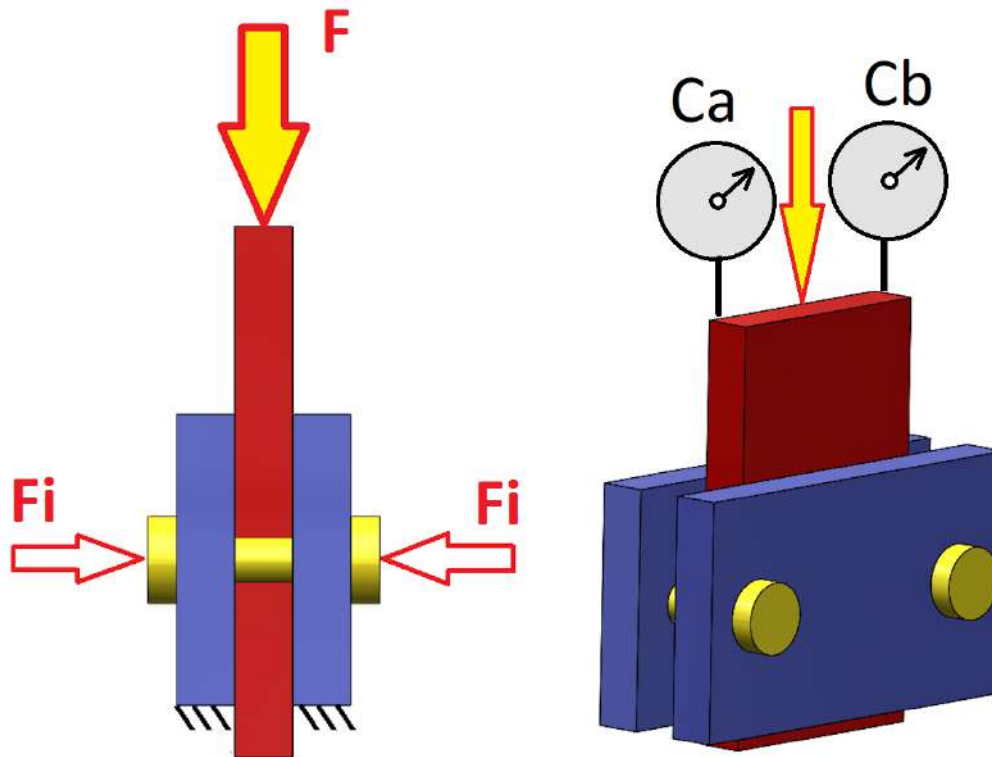


Figura 5.23 Esquema del ensayo de fricción realizado, donde se aplica previamente una precarga P en los tornillos de apriete y posteriormente una carga F progresiva en la placa intermedia. Los desplazamientos de dicha placa intermedia serán medidos por los comparadores Ca y Cb .

Para el cálculo del coeficiente de rozamiento se partió del valor Fr al cual comienza a deslizar la unión y teniendo en cuenta la precarga a la que estaban precargados los tornillos, se calculó el coeficiente de rozamiento mediante la ecuación siguiente:

$$\mu = \frac{Fr}{Fi \cdot 4} \quad (5.2)$$

donde μ es el coeficiente de rozamiento, Fr es la fuerza a la cual comienza a deslizar la unión y Fi la precarga real que le fue aplicada a los tornillos de unión de las placas



Figura 5.24 Ensayos realizado en la prensa de ensayos del laboratorio para hallar el coeficiente de rozamiento.

Los resultados de las pruebas (figura 5.25 y tabla 5.1) mostraron que el valor más pequeño para el coeficiente de fricción, donde se produce el deslizamiento, fue 0.072, con un valor medio de 0,082 y un máximo de 0,090.

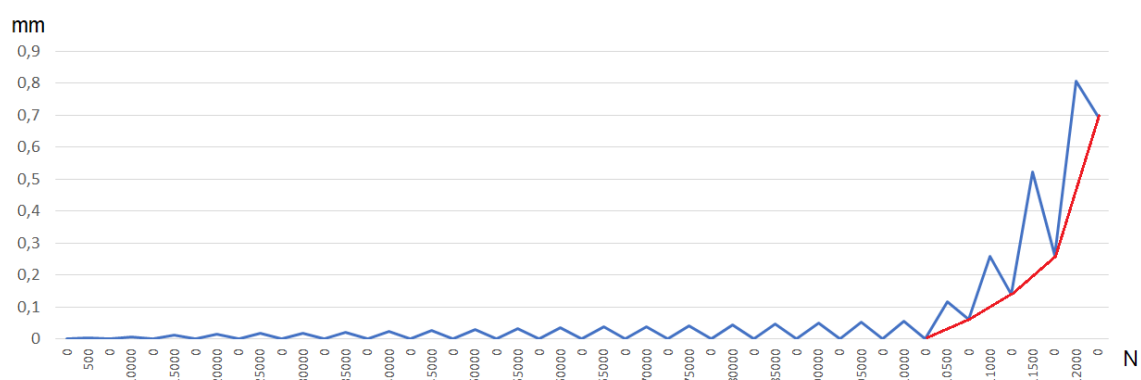


Figura 5.25 Gráfica del ensayo para cálculo a rozamiento en el que se obtuvo el valor mínimo de rozamiento de 0.072.

Tabla 5.1 Resultados en mm de los ensayos a deslizamiento.

	ENSAYO 1	ENSAYO 2	ENSAYO 3	ENSAYO 4	ENSAYO 5
Carga (N)	Desplazamiento	Desplazamiento	Desplazamiento	Desplazamiento	Desplazamiento
0	0	0	0	0	0
500	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002
0	0	0	0	0	0
10000	0,005	0,005	0,005	0,005	0,005
0	0	0	0	0	0
15000	0,011	0,009	0,010	0,010	0,010
0	0	0	0	0	0
20000	0,013	0,013	0,012	0,015	0,016
0	0	0	0	0	0
25000	0,016	0,017	0,015	0,021	0,021
0	0	0	0	0	0
30000	0,018	0,021	0,017	0,026	0,027
0	0	0	0	0	0
35000	0,021	0,025	0,020	0,031	0,032
0	0	0	0	0	0
40000	0,023	0,029	0,022	0,036	0,038
0	0	0	0	0	0
45000	0,026	0,033	0,025	0,041	0,043
0	0	0	0	0	0
50000	0,028	0,037	0,027	0,047	0,049
0	0	0	0	0	0
55000	0,031	0,041	0,030	0,052	0,054
0	0	0	0	0	0
60000	0,033	0,045	0,032	0,057	0,060
0	0	0	0	0	0
65000	0,036	0,049	0,035	0,062	0,065
0	0	0	0	0	0
70000	0,038	0,053	0,037	0,067	0,071
0	0	0	0	0	0
75000	0,041	0,057	0,040	0,073	0,076
0	0	0	0	0	0
80000	0,043	0,061	0,042	0,078	0,082
0	0	0	0	0	0
85000	0,046	0,065	0,045	0,083	0,087
0	0	0	0	0	0
90000	0,048	0,069	0,047	0,088	0,093
0	0	0	0	0	0
95000	0,051	0,073	0,050	0,093	0,098
0	0	0	0	0	0
10000	0,053	0,077	0,052	0,099	0,104
0	0	0	0	0	0
10500	0,116	0,081	0,055	0,104	0,109
0	0	0	0	0	0
11000	0,258	0,085	0,057	0,109	0,115
0	0,140	0	0	0	0
11500	0,521	0,089	0,110	0,114	0,120
0	0,260	0	0,050	0	0
12000	0,806	0,093	0,165	0,119	0,166
0	0,700	0	0,100	0	0,040
12500	2,331	0,097	0,225	0,185	0,291
0	1,501	0	0,205	0,060	0,121
13000	6,356	0,101	0,390	0,380	0,597
0	4,008	0,052	0,349	0,188	0,297

En la unión a 90° se llevaron a cabo dos ensayos diferentes: un primer ensayo en el que se aplicó una carga progresiva en el extremo de la viga y se realizaron todas las mediciones según los puntos de control de la [figura 5.21](#). Un segundo ensayo en el que la carga se fue aplicando en saltos de carga de 0,5 kN, regresando la carga a 0 y verificando para cada valor de carga, cuando alguno de los tornillos sufría pérdida de precarga. Este valor no se puede determinar de forma clara con las galgas extensiométricas porque estas están situadas en el vástago y el límite elástico es rebasado primero en la zona de la rosca, que es donde la sección es mucho menor. Para ello se empleó una llave de medición de par digital FACO de precisión 1%, verificando así en cada salto de carga si se producía pérdida en el par de apriete en alguno de los tornillos. El rango de carga aplicado (P) al extremo de la viga fue de 0 a 25 kN (valor en el cual, según se puede ver en el apartado 5, los tornillos 1 y 2 ya están en fase de plastificación, y además, los desplazamientos de las escuadras están en una fase de aumento exponencial)

5.5 Resultados de los ensayos y simulaciones de la unión embridada a 90° de tubos cuadrados

Los resultados alcanzados para la deformación en el extremo de la viga con la simulación FEM de modelo 3D de la unión descrita en el apartado 3 son los mostrados en la gráfica de la [figura 5.26](#) y en la [tabla 5.4](#).

En la [figura 5.27](#) se muestra el desplazamiento de cada uno de los puntos de control de las escuadras de la unión según el esquema de la [figura 5.21](#). En la [figura 5.26](#) se representa el desplazamiento producido en el extremo de la viga, media de las mediciones de los puntos 1 y 2, y su comparación con los resultados de la simulación FEM.

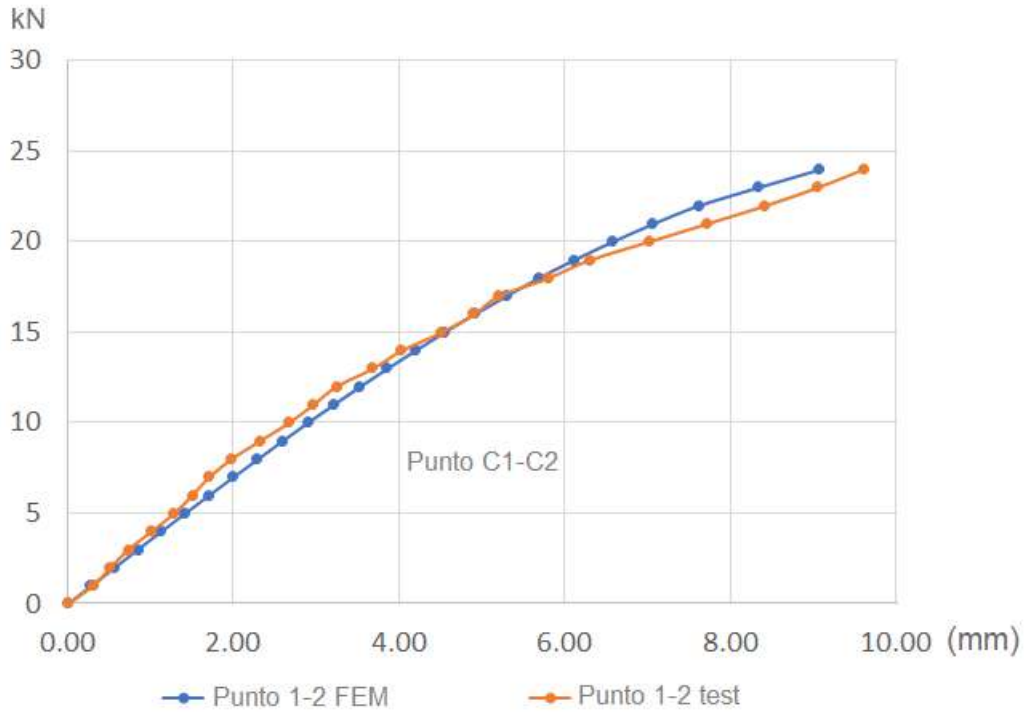


Figura 5.26 Gráfica de la deformación en el extremo de la viga según la simulación FEM y los ensayos de laboratorio.

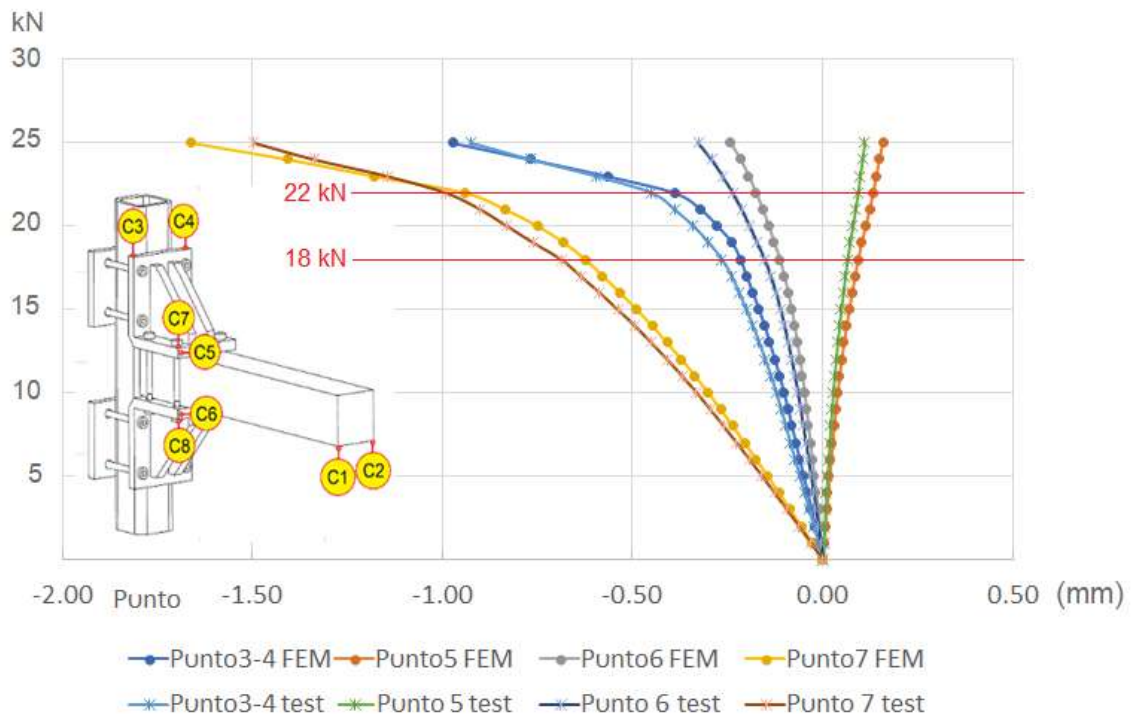


Figura 5.27 Gráfica de la deformación en los puntos de control según figura 7 de las escuadras de la unión según la simulación FEM y los ensayos de Laboratorio

Tabla 5.2 Datos de la deformación en mm según simulación FEM en los puntos de control acordes a la [figura 5.21](#) del modelo de la unión.

Carga P (kN)	Point C1-C2	Point C3-C4	Point C5	Point C6	Point C7	Point C8
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1	-0,34	-0,01	0,00	0,00	-0,03	-0,03
2	-0,56	-0,02	0,01	-0,01	-0,06	-0,06
3	-0,84	-0,03	0,01	-0,01	-0,09	-0,09
4	-1,13	-0,04	0,01	-0,02	-0,12	-0,11
5	-1,41	-0,05	0,02	-0,02	-0,14	-0,14
6	-1,70	-0,06	0,02	-0,03	-0,18	-0,17
7	-1,99	-0,07	0,03	-0,03	-0,21	-0,20
8	-2,29	-0,08	0,03	-0,04	-0,24	-0,23
9	-2,59	-0,09	0,03	-0,04	-0,27	-0,27
10	-2,89	-0,10	0,04	-0,05	-0,30	-0,30
11	-3,20	-0,11	0,04	-0,05	-0,34	-0,33
12	-3,52	-0,13	0,05	-0,06	-0,37	-0,37
13	-3,85	-0,14	0,06	-0,07	-0,41	-0,40
14	-4,19	-0,15	0,06	-0,07	-0,45	-0,44
15	-4,54	-0,17	0,07	-0,08	-0,49	-0,48
16	-4,90	-0,18	0,08	-0,09	-0,53	-0,53
17	-5,29	-0,20	0,09	-0,10	-0,58	-0,58
18	-5,68	-0,22	0,09	-0,11	-0,62	-0,62
19	-6,11	-0,24	0,10	-0,13	-0,68	-0,68
20	-6,56	-0,28	0,11	-0,14	-0,75	-0,75
21	-7,06	-0,32	0,12	-0,16	-0,84	-0,86
22	-7,61	-0,39	0,13	-0,17	-0,94	-0,97
23	-8,32	-0,57	0,14	-0,19	-1,18	-1,21
24	-9,07	-0,77	0,15	-0,22	-1,41	-1,44
25	-9,86	-0,97	0,16	-0,24	-1,66	-1,71

En la [figura 5.27](#) se presentan los resultados de los desplazamientos en los diferentes puntos de las escuadras de la unión (puntos 3, 4, 5, 6 y 7) tanto en laboratorio como para la simulación FEM. En este ensayo de laboratorio a partir de los 17kN se empezó a apreciar claramente la separación de la unión (entre viga y escuadra) en los tornillos posición 1 y posición 2 (ver [figura 5.28](#)). Decir que los primeros síntomas de superación del límite elástico del material de los tornillos y por lo tanto pérdida de precarga fue a partir de los 20kN y tuvo lugar primero en los tornillos verticales delanteros de la unión (tornillo posición 1) y según aumentó la carga también apareció a los 22 kN en los tornillos posición 2. (ver numeración de los tornillos en [figura 5.21](#)). Respecto a la deformación de

las escuadras se puede observar su comportamiento en la [figura 5.27](#). Decir que claramente a partir de los valores donde los tornillos comienzan a plastificar (20 kN) en las posiciones de medición 2, 6 y 7 se produjo un cambio en la pendiente de la gráfica aumentando de forma considerable las deformaciones (ver [figura 5.27](#)).

Tabla 5.3 valores de la flecha alcanzada en cada uno de los ensayos realizados y flecha media.

CARGA (kN)	Flecha FEM (mm)	Flecha Ensayo 1 (mm)	Flecha Ensayo 2 (mm)	Flecha Ensayo 3 (mm)	Flecha media (mm)
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1	0,28	0,27	0,32	0,31	0,30
2	0,56	0,46	0,54	0,52	0,51
3	0,84	0,69	0,77	0,72	0,73
4	1,13	0,96	1,05	1,01	1,01
5	1,41	1,22	1,33	1,29	1,28
6	1,70	1,40	1,61	1,49	1,50
7	1,99	1,61	1,79	1,71	1,70
8	2,29	1,87	2,03	2,02	1,97
9	2,59	2,21	2,39	2,35	2,32
10	2,89	2,58	2,75	2,67	2,67
11	3,20	2,87	3,03	2,98	2,96
12	3,52	3,16	3,30	3,26	3,24
13	3,85	3,58	3,76	3,70	3,68
14	4,19	3,91	4,12	4,06	4,03
15	4,54	4,42	4,59	4,52	4,51
16	4,90	4,80	4,98	4,92	4,90
17	5,29	5,15	5,24	5,22	5,20
18	5,68	5,68	5,89	5,83	5,80
19	6,11	6,20	6,38	6,32	6,30
20	6,56	6,91	7,09	7,03	7,01
21	7,06	7,60	7,82	7,73	7,72
22	7,61	8,30	8,51	8,44	8,42
23	8,32	8,96	9,14	9,05	9,05
24	9,07	9,49	9,70	9,62	9,60

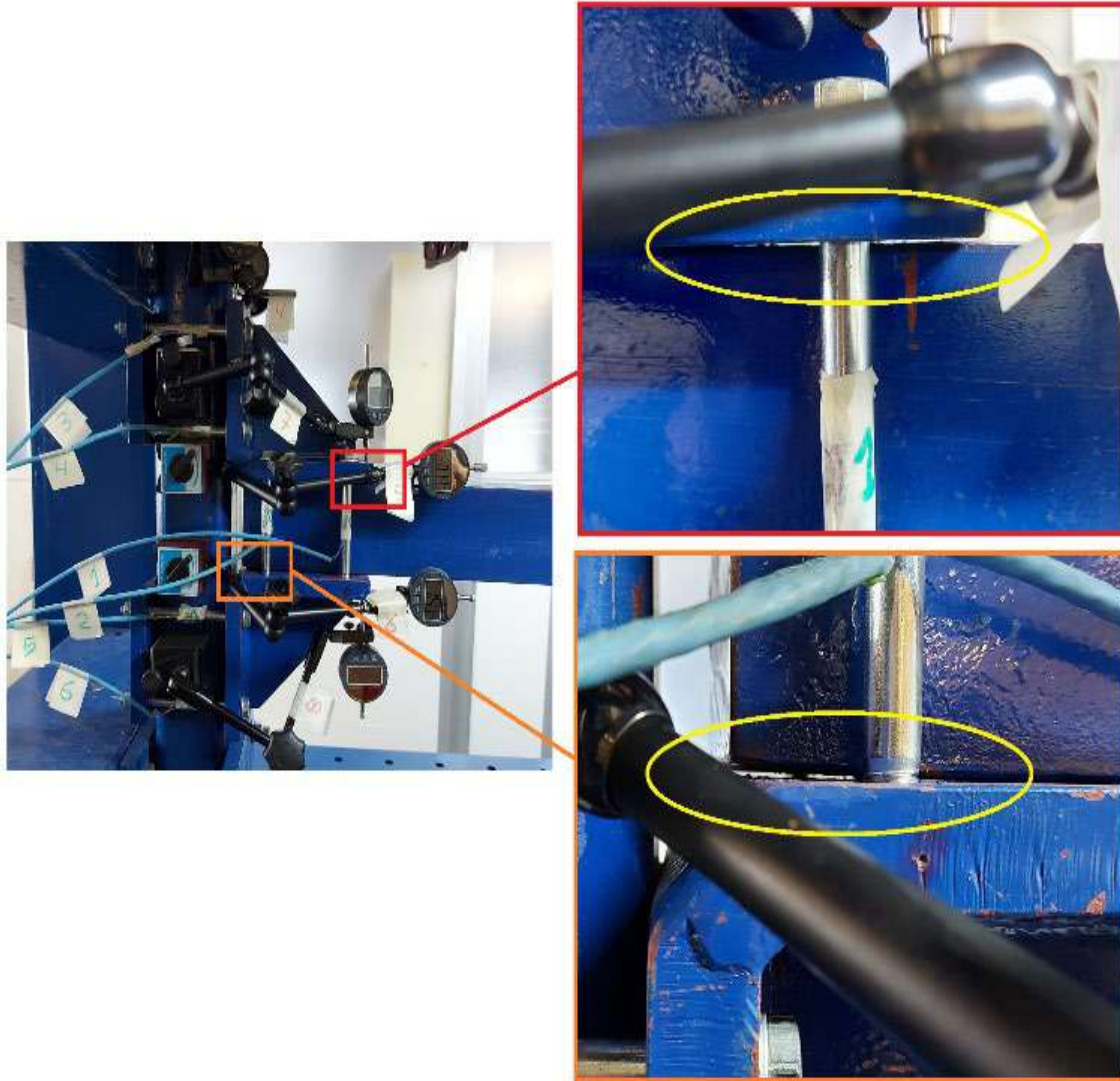


Figura 5.28 Separación de la unión (entre viga y escuadra) en los tornillos posición 1 y posición 2.

Una vez sobrepasado el límite elástico de los tornillos se continuó con la carga hasta el colapso de la unión (figuras 5.29-5.33). Este colapso se produjo a los 49kN y fue debido a la rotura del tornillo 1 (figura 5.30 y 5.31), aunque todos los tornillos quedaron dañados por efectos de plastificación como se puede ver en la figura 5.32-5.33. El valor de colapso está muy por encima del valor a partir del cual se sobrepasa la precarga en el tornillo 1, el cual se producía con 14 kN. Por lo tanto, entre la máxima carga de trabajo, recomendada para no sobrepasar la precarga de ninguno de los tornillos, y el colapso de la unión hay un coeficiente de seguridad de 3,5

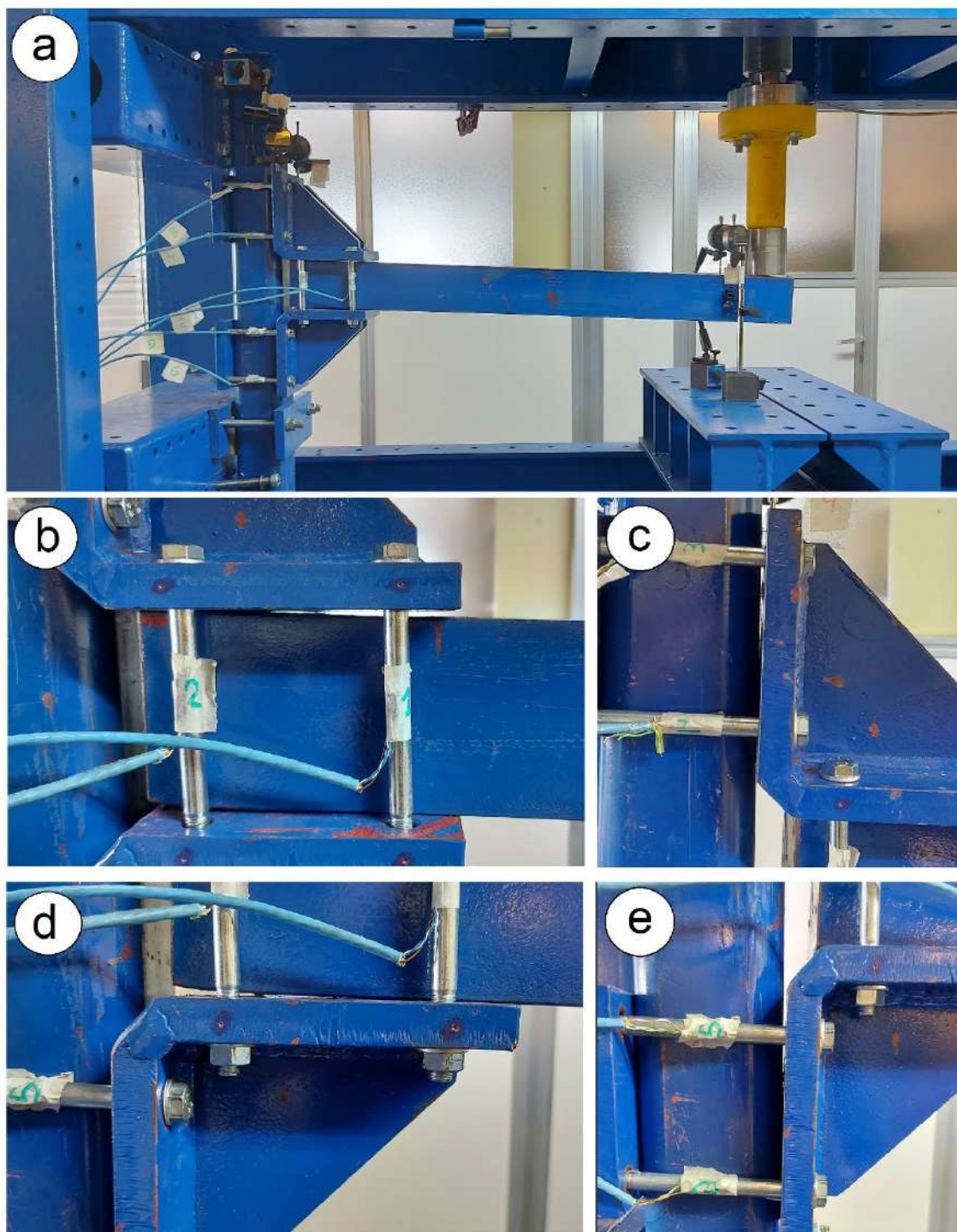


Figura 5.29 a) Ensayo de la unión cuando todos los tornillos ya rebasaron el límite elástico (carga de 35 kN). b) Separación de la viga en la escuadra superior. c) Separación de la viga en la escuadra inferior. d) Separación del pilar en la escuadra superior. e) Separación del pilar en la escuadra inferior.



Figura 5.30 Detalle de la separación de la viga de las escuadras. La escuadra superior en su parte delantera y la escuadra inferior en su parte trasera.



Figura 5.31 Detalle de los tornillos de la cara frontal dañados por la plastificación.



Figura 5.32 Detalle de la deformación de la unión por la cara trasera de la prensa.



Figura 5.33 Detalle de los tornillos de la cara trasera dañados por la plastificación.

5.6 Análisis de la deformación de la unión embridada a 90° de tubos cuadrados

Basándose en el modelo FEM y realizando un análisis en detalle del comportamiento de la unión, especialmente como varía el incremento de la deformación en la unión, las tensiones en los tornillos y el contacto entre las superficies de escuadra y vigas, podemos distinguir 4 zonas de comportamiento de este tipo de unión (figura 5.34):

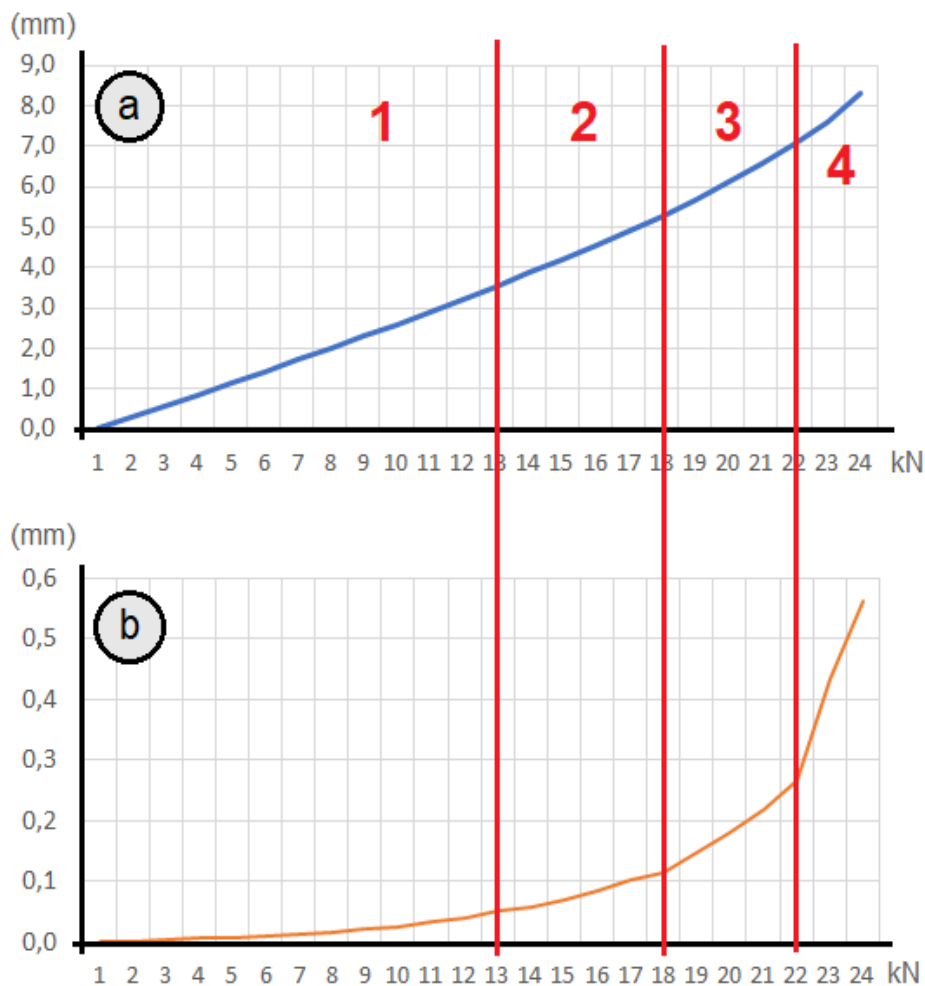


Figura 5.34 a) Gráfica de la deformación en el extremo de la viga con la carga en eje horizontal. b) Gráfico del incremento de la deformación a medida que se aumenta la carga. Identificación de los 4 modos de deformación que se producen en la unión. La gráfica b muestra el valor incremental de la deformación.

Tabla 5.4 Valores de la flecha y el incremento de la flecha en el extremo de la viga a medida que se aumenta la carga aplicada a la unión a 90° en el extremo de la viga en voladizo.

Carga (kN)	Flecha(mm)	Incremento (mm)
0	0,000	0,000
1	0,279	0,000
2	0,559	0,000
3	0,841	0,003
4	1,125	0,005
5	1,412	0,007
6	1,702	0,011
7	1,994	0,013
8	2,290	0,016
9	2,589	0,020
10	2,893	0,024
11	3,204	0,032
12	3,523	0,039
13	3,854	0,052
14	4,192	0,058
15	4,542	0,070
16	4,904	0,083
17	5,284	0,101
18	5,678	0,115
19	6,105	0,148
20	6,565	0,180
21	7,062	0,217
22	7,608	0,267
23	8,322	0,435
24	9,164	0,562

En la [figura 5.35](#) y [tabla 5.5](#) se muestra, según aumenta la carga aplicada en el extremo de la viga en voladizo, el aumento del axil soportado por los tornillos, así como el cambio de comportamiento de este incremento según el modo de deformación en el que se encuentre la unión.



Figura 5.35 Valor del aumento del axil soportado de los tornillos en cada uno de los cuatro modos de trabajo.

Tabla 5.5 Aumento de axil debido a la deformación sufrida por la unión según la carga aplicada.

Carga (kN)	Tornillo 1 (N)	Tornillo 2 (N)	Tornillo 3 (N)	Tornillo 4 (N)	Tornillo 5 (N)
0	0	0	0	0	0
1	0	0	0	0	0
2	2	-1	0	0	0
3	2	0	2	-6	7
4	3	4	5	-12	12
5	6	10	8	-16	19
6	11	15	10	-20	21
7	12	25	11	-27	22
8	5	47	14	-36	26
9	-3	73	17	-43	32
10	-3	93	22	-53	63
11	18	103	28	-64	88
12	24	127	35	-84	109
13	48	139	44	-95	116
14	57	194	58	-110	163
15	70	232	90	-123	215
16	157	271	131	-141	294
17	189	348	199	-139	391
18	225	373	242	-176	450
19	288	461	291	-175	544
20	415	617	349	-180	599
21	627	771	422	-165	628
22	1055	1002	528	-73	677
23	1124	1112	805	-80	763
24	1166	1271	903	-84	924
25	1249	1322	888	-37	1007

Los modos de deformación que se producen en la unión son:

5.6.1 Modo 1 (zona elástica con contacto completo): La unión se deforma, pero sin llegar a producirse una separación entre las escuadras y las vigas en ninguno de los tornillos. En este modo 1 el esfuerzo soportado por los tornillos no supera la precarga de los tornillos y no se produce la separación de las escuadras de la viga. Existe presión en todas áreas de contacto de las escuadras con la viga en la zona de los tornillos (figura 5.36.a y b). La distribución de tensiones en los tornillos es en general uniforme y los efectos de flexión en la zona de la rosca no es significativa (figura 5.36.c). El Modo 1 es una zona de deformación lineal de la unión donde la misma se comporta como un sólido. El axil soportado por los tornillos debido a la precarga inicial aumenta ligeramente, pero de forma proporcional al coeficiente de rigidez de cada tornillo (Norton, 2019; Budynas & Shigley's, 2014) según su posición en la unión.

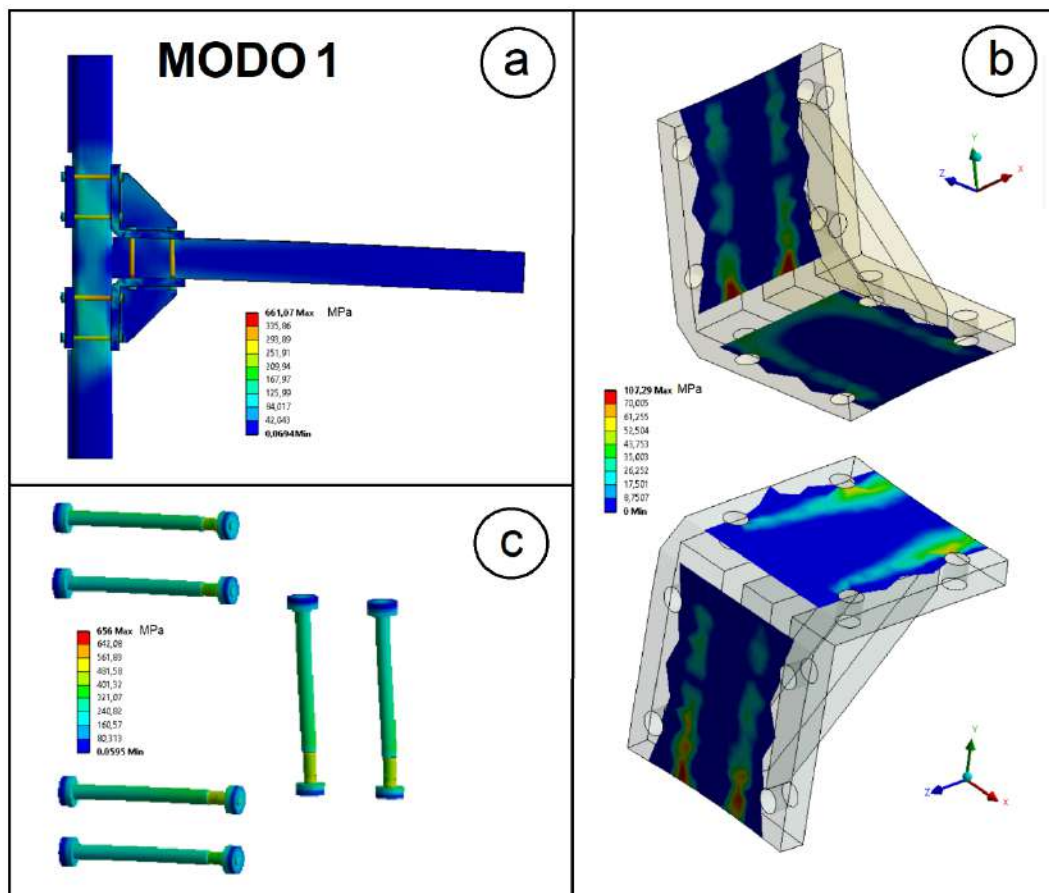


Figura 5.36. Modo 1. a) Deformación de la unión (para 12kN). b) Presión de contacto entre las escuadras y las vigas. c) Distribución de tensiones en los tornillos.

5.6.2 Modo 2 (zona elástica con contacto parcial).

En este modo de trabajo de la unión, debido a que las cargas aplicadas a los tornillos superan la precarga en los tornillos nº 1, 2, 3 y 5, ya se empieza a perder contacto entre la escuadra y alguna de las superficies de las vigas. Primero se pierde contacto en la zona de los tornillos 1 y 2 y después en los 3 y 5 (figura 5.38.b). En este modo los tornillos se comienzan a alargar, pero dentro del límite elástico del material del tornillo (figura 5.38.c). En esta fase las deformaciones de la unión son mayores y comienza los tornillos verticales (1 y 2) a sufrir, además de los esfuerzos de tracción, mayores esfuerzos de flexión debido a el giro de las escuadras en torno a las esquinas de la escuadra k y n por el estiramiento de los tornillos 3 y 5 (Figura 5.37). Los tornillos posición 1 son los más afectados por flexión en el tornillo debido al movimiento relativo (r) que se produce en el extremo de las escuadras (ver gráfica y esquema de la figura 5.37 y tabla 5.6). Este desplazamiento relativo hace que las tensiones de flexión junto con las de axil lleven el material en las zonas frontales roscadas de los tornillos hasta el límite elástico.

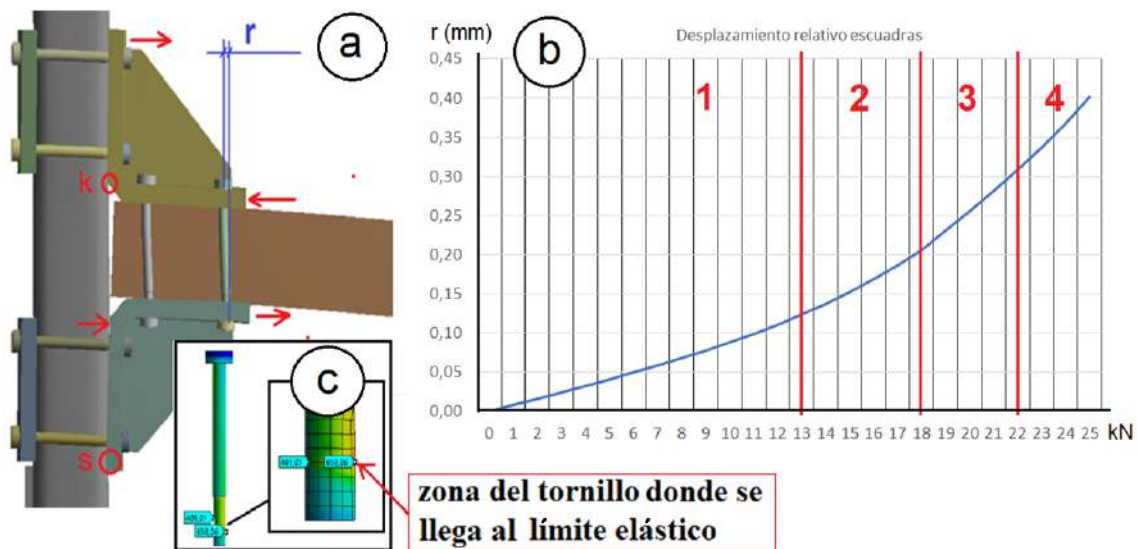


Figura 5.37 a) Esquema del desplazamiento relativo (r) que se produce en el extremo de las escuadras debido al giro de las mismas por el estiramiento de los tornillos. b) Gráfica del incremento del valor de desplazamiento relativo (r) en función de la carga aplicada c) Zona del tornillo posición 1 donde se llega al límite elástico por la combinación de los esfuerzos de axiles combinados con flexión debido al giro de las escuadras por el estiramiento de los tornillos.

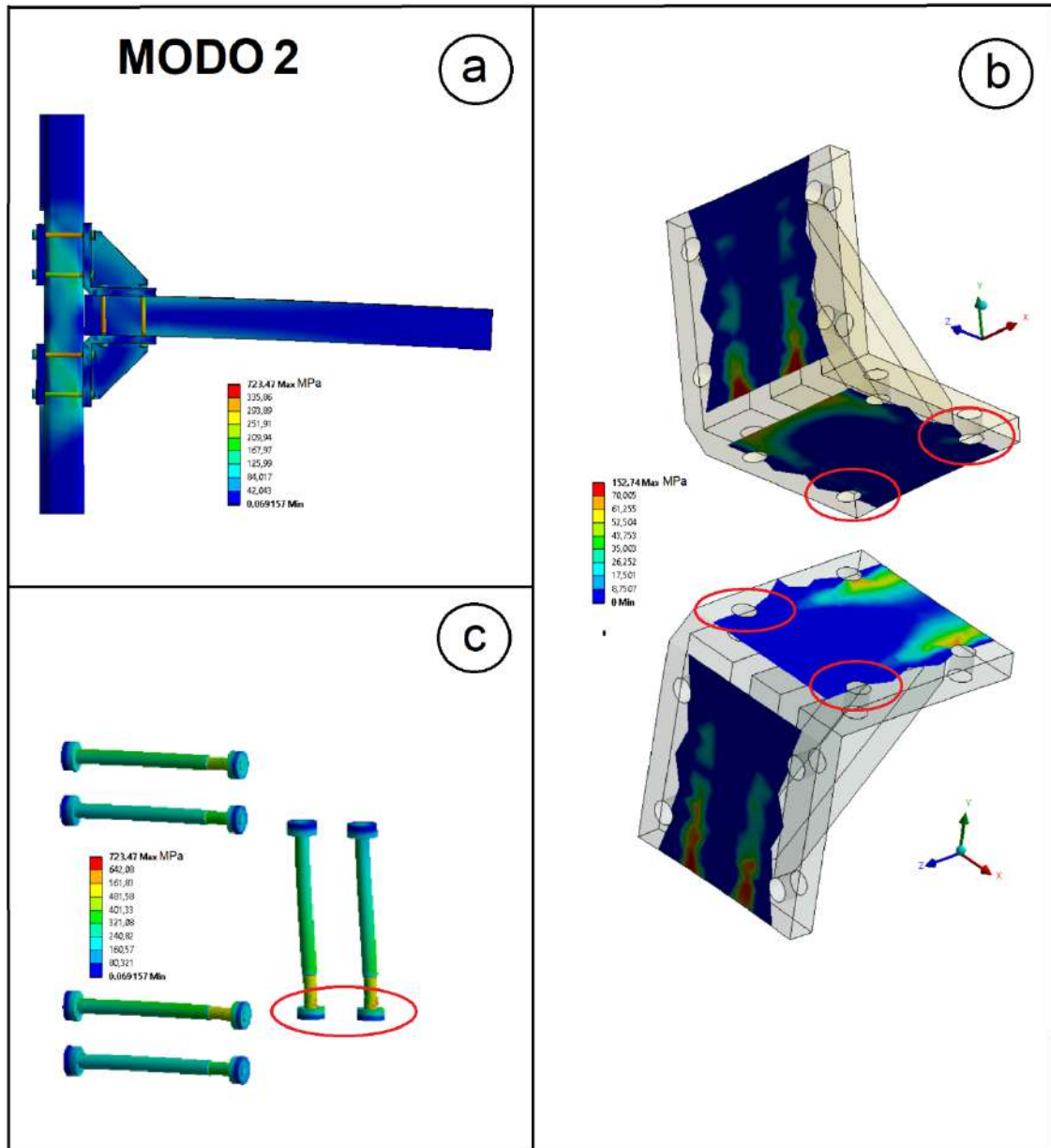


Figura 5.38 Modo 2. a) Deformación de la unión (para 17kN). b) Presión de contacto entre las escuadras y las vigas, donde se puede observar las zonas próximas a los talados donde deja de haber contacto entre la escuadra y la viga. c) Distribución de tensiones en los tornillos. En la rosca de los tornillos 1 y 2 ya se llega al límite elástico del material.

Tabla 5.6. Desplazamiento de cada una de las escuadras y desplazamiento relativo entre la escuadra superior e inferior de la unión según la carga vertical aplicada en el extremo de la viga horizontal.

Carga aplicada (kN)	Escuadra superior (mm)	Escuadra inferior (mm)	Desplazamiento relativo (mm)
0	0,12	0,12	0,000
1	0,13	0,12	0,008
2	0,13	0,11	0,016
3	0,13	0,11	0,024
4	0,14	0,10	0,032
5	0,14	0,10	0,041
6	0,14	0,09	0,050
7	0,15	0,09	0,059
8	0,15	0,08	0,068
9	0,16	0,08	0,078
10	0,16	0,07	0,088
11	0,17	0,07	0,099
12	0,17	0,06	0,111
13	0,18	0,05	0,124
14	0,19	0,05	0,137
15	0,19	0,04	0,152
16	0,20	0,03	0,169
17	0,21	0,02	0,187
18	0,22	0,01	0,206
19	0,23	-0,01	0,231
20	0,24	-0,02	0,256
21	0,25	-0,04	0,282
22	0,26	-0,05	0,309
23	0,26	-0,07	0,337
24	0,27	-0,09	0,367
25	0,28	-0,12	0,402

5.6.3 Modo 3 (zona plástica parcial)

En este modo 3, primero el tornillo 1 y después el 2 sufren deformaciones plásticas debidas a la combinación de los esfuerzos de tracción con los esfuerzos de flexión en la zona roscada junto a la tuerca (figura 5. 39c) y toda la unión comienza a deformarse de forma no lineal. En la parte inferior de la viga, además

de una pérdida de contacto en los tornillos posición 2 (figura 5. 39b), se produce una separación física entre la viga y escuadra que supera un tercio de la longitud de la escuadra (figura 5. 39a). Lo mismo sucede en la parte superior horizontal de la escuadra superior, en los tornillos posición 1, y en la esquina de la escuadra inferior, en los tornillos posición 5.

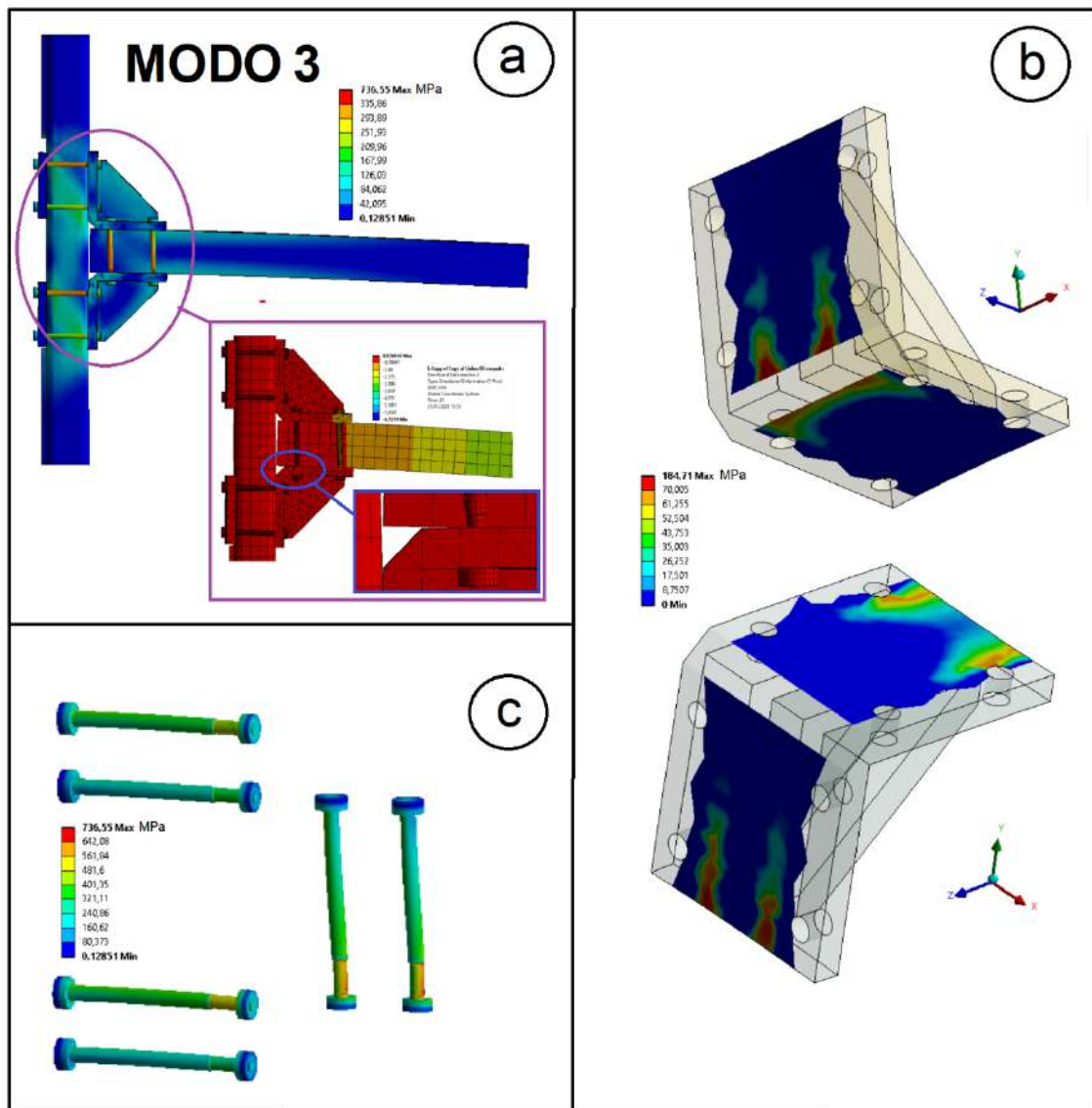


Figura 5.39 a) Deformación de la unión, donde se puede apreciar la separación entre la escuadra y la viga. b) Presión de contacto entre las escuadras y las vigas, donde se puede observar las zonas próximas a los taladros donde deja de haber contacto entre la escuadra y la viga. c) Distribución de tensiones en los tornillos (para 22kN) con plastificación debida a la combinación de los esfuerzos de tracción con los esfuerzos de flexión en la zona delantera roscada junto a la tuerca.

5.6.4 Modo 4 (zona plástica total).

Las deformaciones aumentan exponencialmente, comienza a producirse el deslizamiento frontal de la unión entre escuadra y pilar (figura 5.40b) y los tornillos verticales también comienzan a plastificar por flexión combinada con axil (figura 5.40c). La unión ya se comporta como un mecanismo.

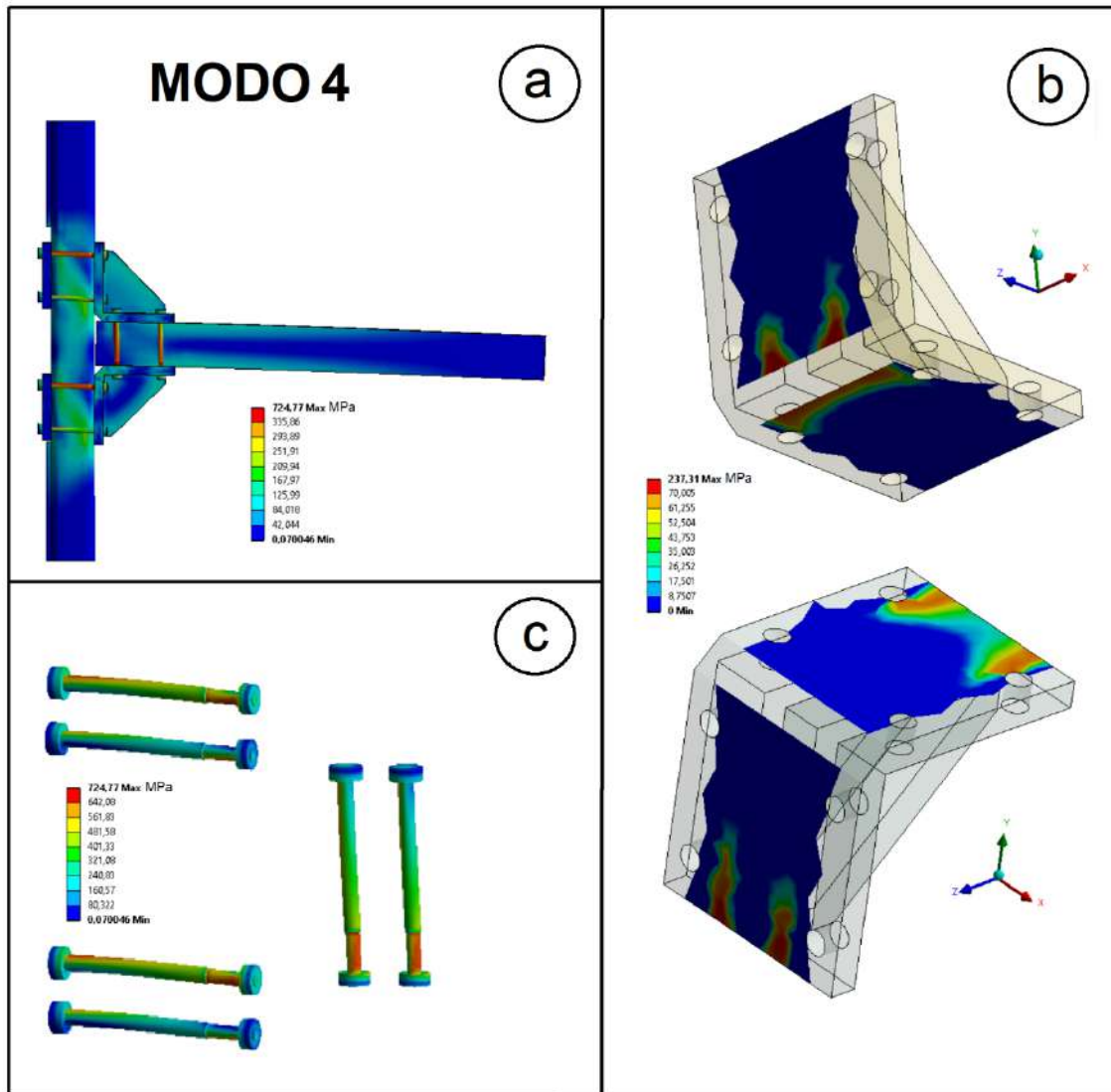


Figura 5.40 a) Tensiones y deformaciones generales de la unión, comienza a producirse el deslizamiento frontal de la unión entre escuadra y pilar. b) Presión de contacto entre las escuadras y las vigas. c) Distribución de tensiones en los tornillos (para 28 kN), donde los tornillos ya plastificaron en la zona delantera roscada debido a los esfuerzos de flexión combinados con los esfuerzos axiales.

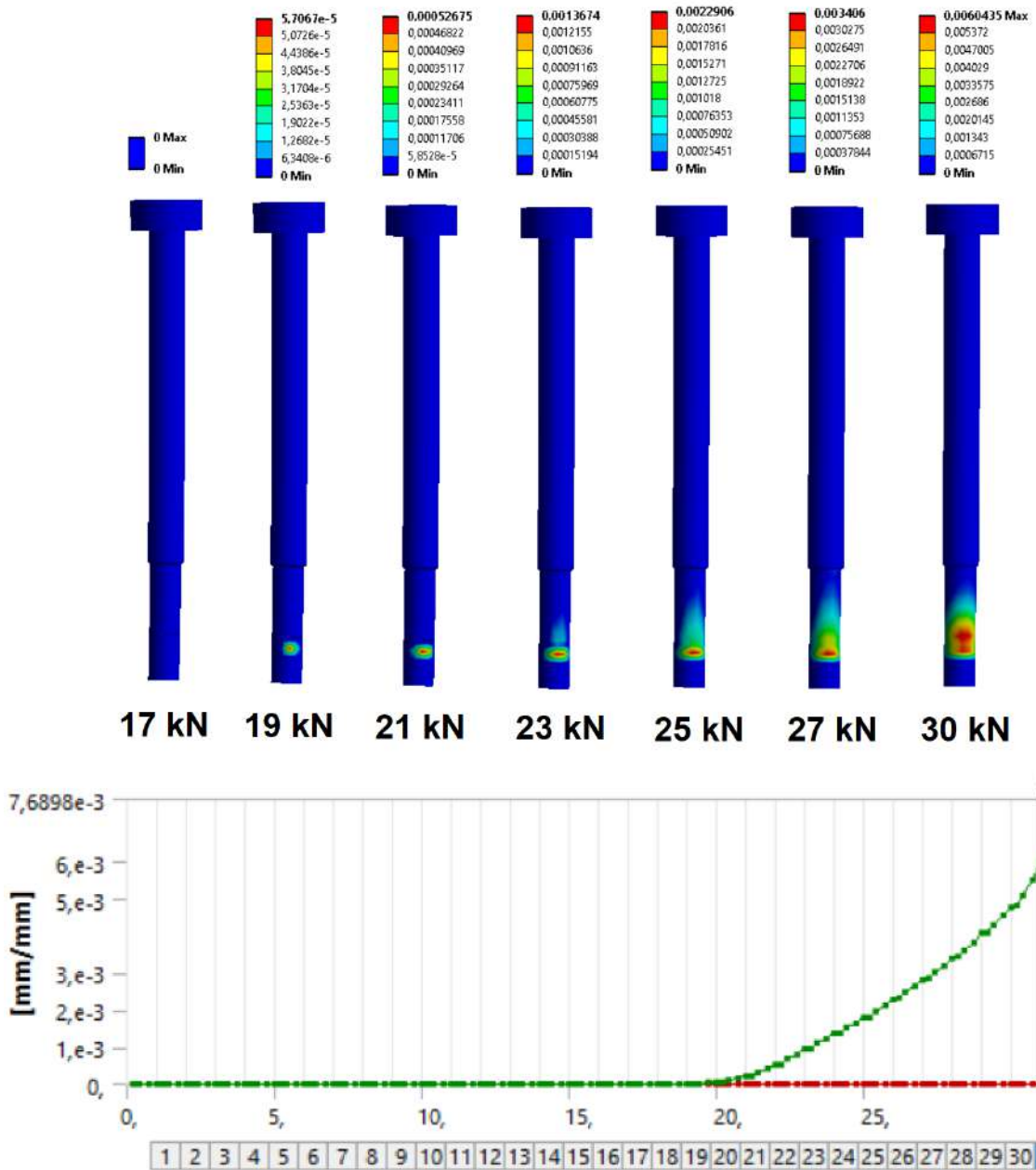


Figura 5.41 Proceso de plastificación de los tornillos de la posición 1 durante el rango de carga de 17kN a 30 kN. La zona plastificada es la zona situada en la parte superior de la tuerca.

5.7 Simulación FEM para diferentes valores de la distancia entre tornillos de la unión embridada a 90° de tubos cuadrados.

En la comparativa de la deformación general de la unión, en función de la distancia entre los tornillos, se puede observar en la [figura 5.42](#), como a medida que la distancia entre tornillos aumenta de 50 mm hasta 150 mm, la deformación en el extremo va disminuyendo. Pero la disminución de la deformación no es proporcional al aumento de la distancia de los tornillos, es decir, por ejemplo, para una carga de 10 kN pasamos de una flecha de 4,66 mm con distancias de 50 mm entre tornillos, a una flecha de 2,89 mm para distancia de 100 mm entre tornillos, y a una flecha de 1,98 mm para distancia de 150 mm entre los tornillos de la escuadra (ver [figura 5.43](#)).

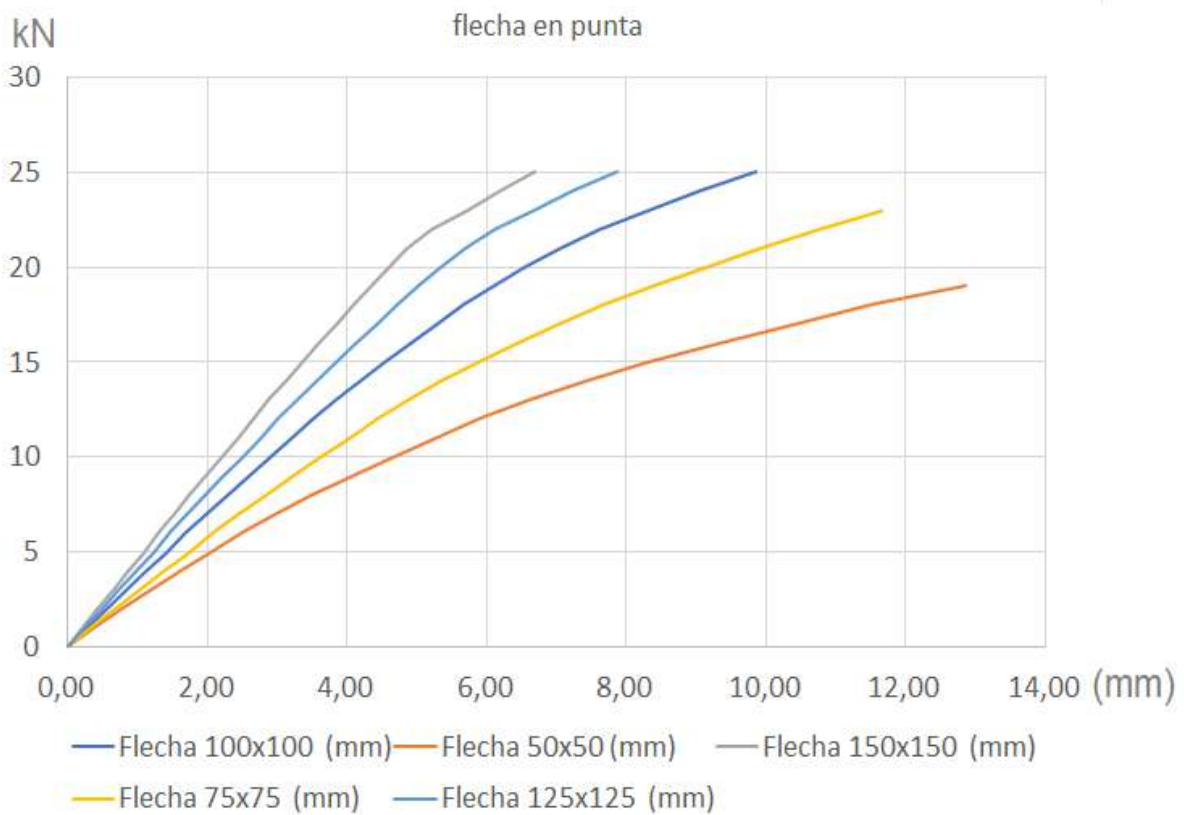


Figura 5.42 Flecha en el extremo de la viga horizontal según la distancia (dxd) entre los tornillos de la escuadra.

En la [figura 5.43](#) se muestra como varia la flecha en el extremo de la viga horizontal para una carga de 10 kN según se va variando la distancia d de los tornillos de la escuadra de un valor de 50 mm hasta un valor de 150 mm, variación de flecha que como se puede observar en la gráfica no es directamente proporcional a la variación de la distancia d .

Como muestra la [figura 5.44](#) y [5.45](#), los valores en los que la carga axial comienza a aumentar de forma exponencial en los tornillos de la posición 1 y 3 (los cuales están entre los más solicitados en la unión) aumenta según incrementa la distancia entre los tornillos en la escuadra.

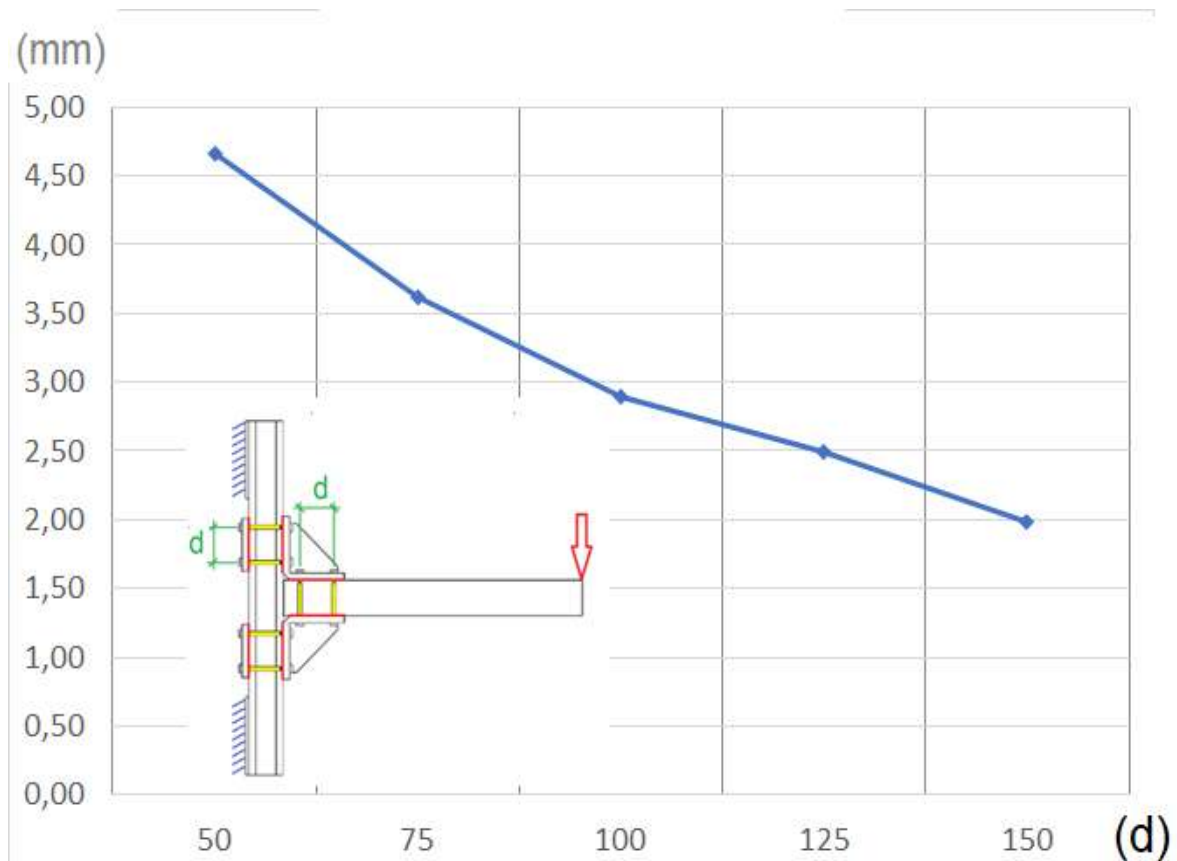


Figura 5.43 Variación de la flecha para una carga en el extremo de la viga horizontal de 10KN según varia la distancia entre los tornillos (d) en las escuadras que forman la unión a 90° de tubos.

Tabla 5.7 Deformación en el extremo de la viga según la distancia (dxd) entre los tornillos y la carga aplicada en el extremo de la viga horizontal de la unión con tubos a 90°.

Carga (KN)	Flecha 50x50 (mm)	Flecha 75x75 (mm)	Flecha 100x100 (mm)	Flecha 125x125 (mm)	Flecha 150x150 (mm)
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
1	0,39	0,34	0,28	0,24	0,22
2	0,78	0,68	0,56	0,49	0,43
3	1,19	1,03	0,84	0,73	0,65
4	1,62	1,38	1,13	0,98	0,87
5	2,05	1,74	1,41	1,23	1,09
6	2,51	2,10	1,70	1,48	1,31
7	2,99	2,47	1,99	1,73	1,53
8	3,51	2,84	2,29	1,98	1,76
9	4,08	3,23	2,59	2,24	1,98
10	4,66	3,62	2,89	2,50	2,20
11	5,27	4,03	3,20	2,76	2,43
12	5,91	4,46	3,52	3,02	2,66
13	6,62	4,90	3,85	3,29	2,89
14	7,43	5,36	4,19	3,57	3,12
15	8,32	5,88	4,54	3,85	3,36
16	9,34	6,43	4,90	4,14	3,60
17	10,38	7,01	5,29	4,43	3,84
18	11,52	7,68	5,68	4,73	4,09
19	12,86	8,40	6,11	5,04	4,35
20		9,16	6,56	5,36	4,60
21		9,94	7,06	5,71	4,88
22		10,77	7,61	6,11	5,21
23		11,67	8,32	6,67	5,72
24			9,07	7,25	6,20
25			9,86	7,86	6,70

En la [figura 5.44](#) se muestra el valor del aumento de la carga axil en el tornillo posición 1, según varía la distancia entre los tornillos, mientras que en la [figura 5.45](#) se muestran el valor de aumento de la carga axil en el tornillo posición 3, según varía la distancia (dxd) entre los tornillos de las escuadras de la unión a 90° simulada mediante ANSYS.

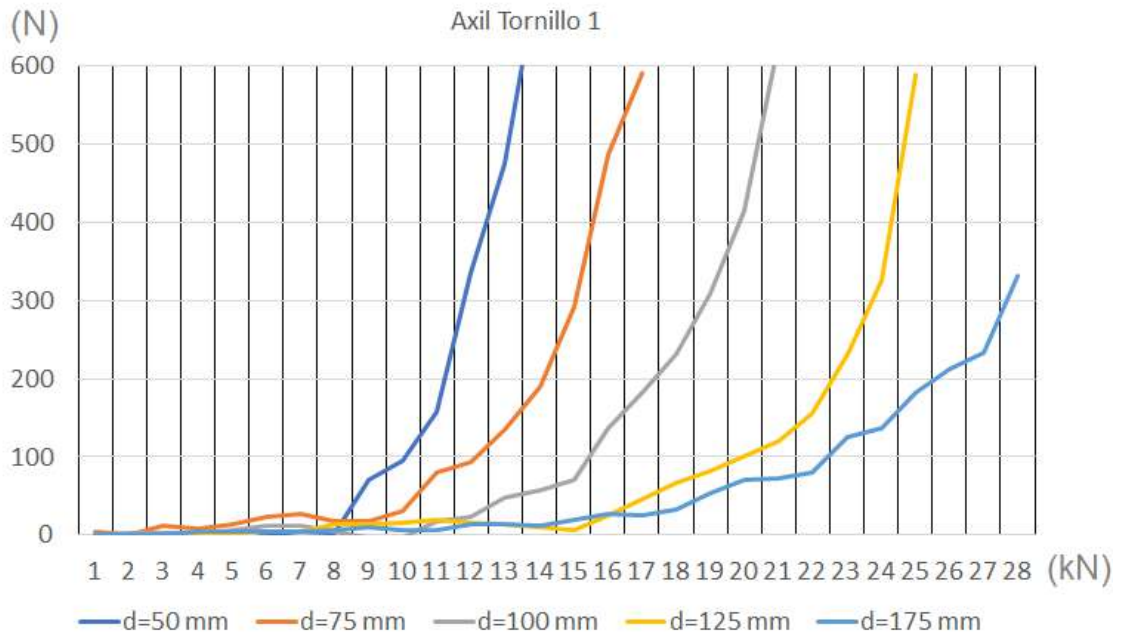


Figura 5.44. Valor de aumento de la carga axil en el tornillo posición 1 según la distancia entre los tornillos.

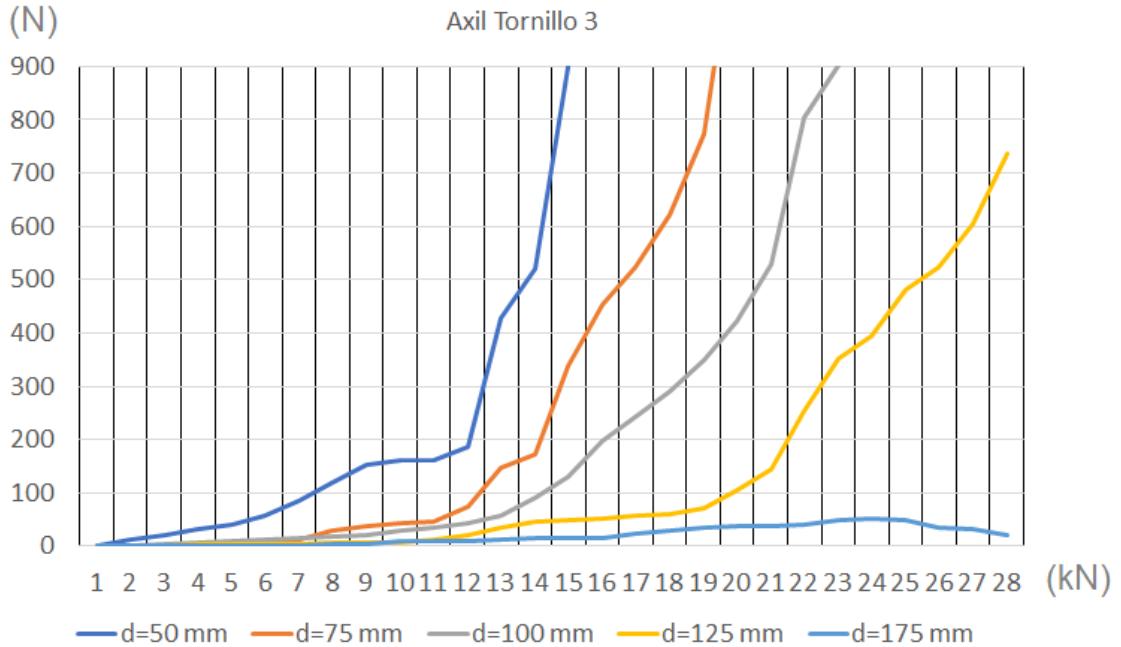


Figura 5.45. Valor de aumento de la carga axil en el tornillo posición 3 según la distancia entre los tornillos

Tabla 5.8 Incremento de axil en tornillo 1 según varía la distancia (dxd) entre los tornillos y la carga aplicada en el extremo de la viga horizontal de la unión con tubos a 90°.

Carga (kN)	d=50 mm	d=75 mm	d=100 mm	d=125 mm	d=175 mm
0	0	4	1	0	0
1	1	1	2	0	0
2	1	12	2	1	1
3	-2	9	3	1	4
4	-8	13	6	2	5
5	0	23	11	4	5
6	5	27	12	4	5
7	2	18	5	13	6
8	70	18	-3	13	10
9	95	30	-3	16	7
10	157	79	18	20	7
11	335	94	24	15	13
12	475	135	48	13	13
13	730	189	57	10	12
14		292	70	7	19
15		487	137	26	27
16		591	183	46	26
17			231	66	33
18			308	81	54
19			415	100	70
20			627	119	72
21			1095	156	79
22				232	125
23				326	137
24				589	183
25					213
26					234
27					332

Tabla 5.9 Incremento de axil en tornillo 2 según varía la distancia (dxd) entre los tornillos y la carga aplicada en el extremo de la viga horizontal de la unión con tubos a 90°.

Carga (kN)	d=50 mm	d=75 mm	d=100 mm	d=125 mm	d=175 mm
0	0	0	0	0	0
1	11	1	2	2	0
2	20	0	5	1	0
3	31	2	8	3	0
4	39	7	10	4	0
5	56	8	11	5	0
6	85	11	14	5	0
7	119	28	17	6	3
8	152	37	22	8	3
9	160	44	28	8	9
10	161	46	35	13	9
11	187	73	44	20	10
12	427	147	58	34	12
13	520	173	90	47	14
14	899	338	131	49	15
15		452	199	51	16
16		522	242	57	24
17		623	291	60	30
18		772	349	72	34
19		1183	422	105	37
20			528	143	37
21			805	255	41
22			903	352	50
23				394	52
24				482	50
25				523	34
26				604	32
27				737	21

5.8. Conclusiones del comportamiento a flexión de uniones embridadas a 90° para tubos cuadrados o rectangulares.

En este trabajo se ha realizado una evaluación preliminar del comportamiento mecánico de un nuevo tipo de conexión de acero a 90° compuesta por bridas y pernos, que permite desmontar, reconfigurar y reutilizar estructuras de acero de perfiles en tubo cuadrado cuantas veces sea necesario.

Mediante el modelo FEM calibrado según los ensayos de laboratorio se pudieron determinar 4 modos de comportamiento en este tipo de unión. Claramente el primer modo es en el que deben trabajar este tipo de uniones ya que es la zona de comportamiento lineal, donde no se sobrepasa ni la precarga, ni el límite elástico en ninguno de los tornillos.

Este estudio ha abordado también uno de los puntos clave en el comportamiento mecánico de las uniones desmontables con bridas la cual es la distancia entre pernos. De acuerdo con los resultados obtenidos con el modelo FEM desarrollado, se mejora la resistencia de la unión a medida que se aumenta la distancia entre los tornillos, pero esto también significa mayor tamaño de bridas y necesidad de mayor espacio. También es importante destacar que el aumento de la resistencia de la unión no es proporcional al aumento de la distancia entre los tornillos, de hecho, a partir de un valor determinado el aumento es poco significativo

Futuros trabajos podrían contemplar el desarrollo de modelos analíticos que, basados en los parámetros más importantes, permitan representar su comportamiento mecánico para poder realizar cálculos de una manera fácil y rápida sin recurrir a modelos FE más exigentes computacionalmente.

Finalmente, se puede afirmar que la utilización de estas uniones completamente desmontables basadas en bridas supone dar un paso adelante en la filosofía del Design for Deconstruction or Design for disassembly (DfD). Este innovador tipo de conexión da como resultado construcciones de acero totalmente removibles, reutilizables y reconfigurables.

CAPÍTULO 6

NUEVOS SISTEMAS DE AMARRE DESMONTABLES NO INVASIVOS PARA MANTENIMIENTO EN ESTRUCTURAS HISTÓRICAS DE ACERO

RESUMEN

Las estructuras históricas de acero son generalmente estructuras patrimoniales que hay que preservar y no se puede o debe realizar operaciones sobre ellas invasivas como son la soldadura o taladrado. Cualquier estructura montada sobre estas estructuras históricas debe ser fácilmente desmontable y retirable. Las estructuras históricas como puentes, estaciones de tren, etc. son de muy difícil acceso por lo que extraer las medidas con técnicas de medición directa es muy complicado. Una de las necesidades más habituales, es poder montar pasarelas o estructuras secundarias de fácil acceso para labores de inspección de salud estructural y de mantenimiento. Los sistemas de amarre mediante grapas es un sistema ya estudiado óptimo para la fabricación de estructuras desmontables y reconfigurables, el cual permite el amarre a estructuras ya existentes sin realizar operaciones sobre ellas invasivas como son la soldadura o taladrado. En este trabajo se propone desarrollar, simular y ensayar un novedoso sistema de amarre desmontable no invasivo para el montaje de pasarelas para inspección de salud estructural y mantenimiento de estructuras de acero históricas, sin necesidad de andamiaje adicional para su instalación. Además, se propone una metodología y sistemas que mediante la combinación de anclajes desmontables no invasivos con técnicas LIDAR permita la fácil y correcta instalación del sistema de pasarela propuesto. Los sistemas desarrollados fueron montados y testeados en dos puentes.

6.1 Antecedentes estructuras históricas de acero

Hoy en día existen una gran cantidad de estructuras de acero que, aunque tienen más de un siglo desde que se pusieron en funcionamiento, aún siguen en servicio. Entre estas estructuras están las estaciones de tren o los puentes de acero (figura 6.1, figura 6.2 figura 6.3). En el caso de los puentes, muchos de ellos aún siguen en servicio, bien sea para su uso inicial como era el paso de trenes o el paso de vehículos o reconvertidos a uso peatonal. Igual sucede con la mayoría de las estaciones de tren, las cuales aún siguen hoy en día en servicio. Uno de los grandes problemas de las estructuras de acero es la corrosión que sufren con el tiempo y sobre la cual hay múltiples trabajos realizados ((Li et al. 2022, Di Sarno et al. 2021, Lazorenko et al. 2021, Gocál et al. 2020, Guo et al. 2019, Chmielewski et al 2021, Kilic et al. 2021). La corrosión obliga a realizar labores periódicas de control de la salud estructural, tareas que son fundamentales para el mantenimiento de estas estructuras. Debido a la ubicación de estas infraestructuras, habitualmente a grandes alturas (ya que su función es salvar grandes desniveles), en la mayoría de los casos para estas labores de inspección es necesario cortar durante varios días su uso. También es necesario normalmente montar andamios suplementarios o emplear escaladores, especialmente en las partes exteriores donde de forma habitual no hay pasarelas fijas. Así mismo para realizar las labores de mantenimiento en la infraestructura la problemática que es necesario abordar es similar.

En base a lo expuesto en el párrafo anterior, una de las necesidades actuales para poder realizar estas labores de inspección y mantenimiento es disponer de pasarelas o estructuras secundarias de fácil acceso, pero sin tener que interrumpir el servicio de dicha infraestructura y no teniendo que recurrir a escaladores con el consiguiente riesgo humano. También, estas pasarelas podrían ser instaladas y utilizadas en el caso de los puentes para el acceso peatonal entre ambos extremos. Para la instalación de estas pasarelas se debe tener en cuenta los siguientes puntos:

a) Las estructuras históricas de acero son en la mayoría de los casos estructuras patrimoniales que hay que preservar y no se puede o debe realizar operaciones sobre ellas invasivas como son la soldadura o taladrado.

b) Cualquier estructura montada sobre estas estructuras históricas debe ser fácilmente desmontable y retirable de la misma.

c) Las estructuras históricas tipo puentes o similares suelen ser de muy difícil acceso por lo que extraer las medidas con técnicas de medición directa para el posterior montaje de estructuras secundarias es complicado, especialmente si no se quiere interrumpir el servicio de línea férrea o paso de vehículos.

d) Las estructuras históricas tipo puentes o similares normalmente están situados a grandes alturas y son de muy difícil acceso y cualquier sistema a instalar debe ser de fácil montaje. Teniendo en cuenta esta condición, el sistema de plataforma desarrollado tiene que permitir se montando y desmontando desde ella misma, y cualquier elemento a emplear debe ser fácilmente manipulable por una sola persona.

d) Una vez montada la plataforma de mantenimiento, esta tiene que estar totalmente nivelada para poder montar sobre ella equipos, escaleras y otros medios que permitan acceder a zonas donde, no se accede directamente desde la plataforma, para realizar las correspondientes inspecciones.

Las estructuras históricas de acero tienen una serie de características geométricas que deben ser consideradas para el desarrollo del sistema de anclaje, entre ellas destacar que:

a) Estas estructuras fueron realizadas mediante técnicas de unión por roblonado de chapas y perfiles angulares.

b) El espesor de los bordes de las alas de cordones longitudinales van cambiando a lo largo del puente, aumentando a medida que el número de chapas necesarias aumenta.

c) Cada puente tiene dimensiones de perfiles diferentes, especialmente los cordones longitudinales.

d) En las caras externas de los perfiles principales habitualmente están presentes las cabezas de los roblones, por lo que la superficie no es totalmente lisa.



Figura 6.1 a) Ejemplo de una estructura histórica de acero remachado en uso actualmente para ferrocarril. b) Detalle de la parte exterior de la estructura de muy difícil acceso. c) Cordón inferior con alas donde se pueden anclar nuevas estructuras con grapas. d) detalle interior inferior del puente donde hay coincidencia de una cartela con la chapa inferior del cordón inferior. e) Detalle de las cabezas de los roblones en la cara inferior de los cordones del puente, así como cambios de espesor en las chapas inferiores de los cordones inferiores.

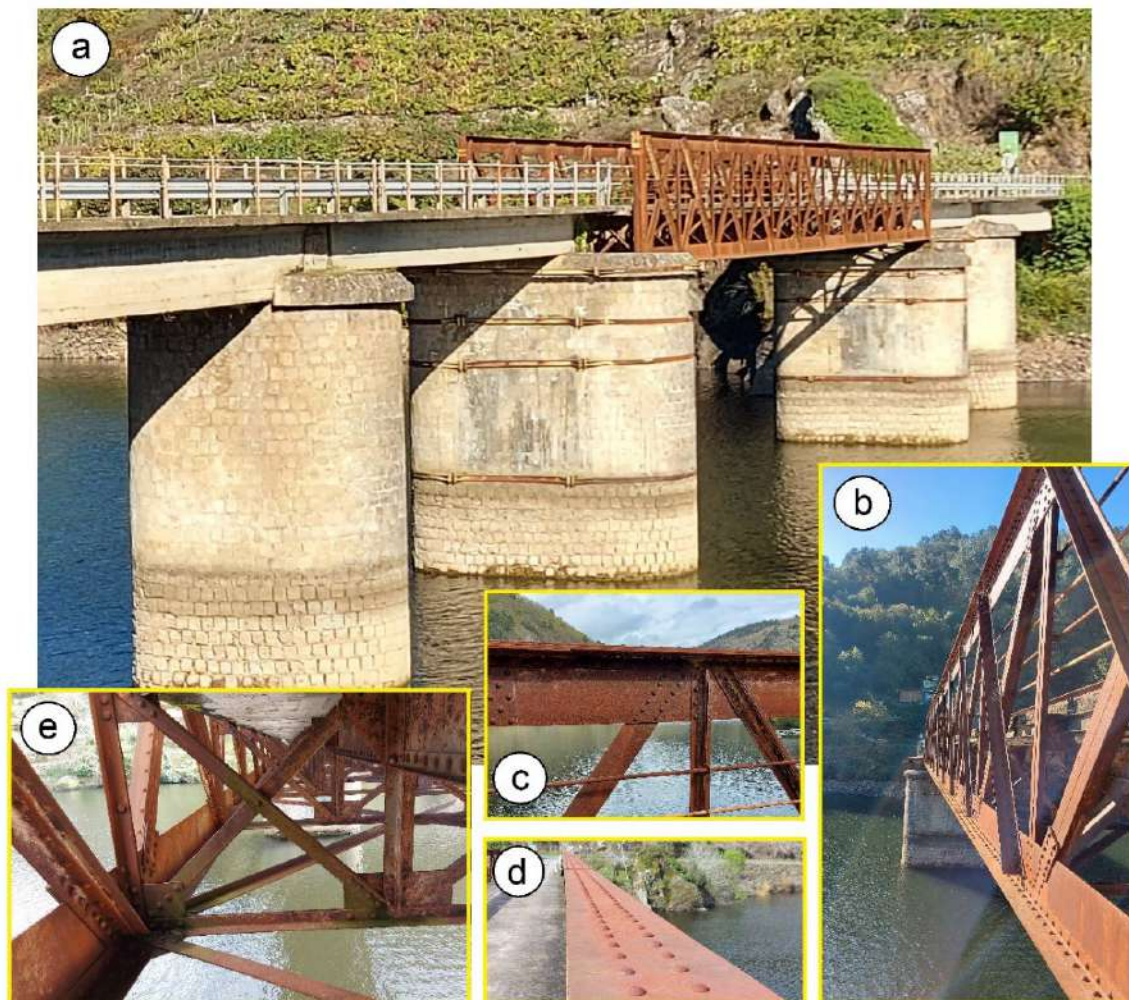


Figura 6.2 a) Ejemplo de una estructura histórica de acero remachado en uso para paso de vehículos y peatones. b) Detalle de la parte exterior de la estructura de muy difícil acceso. c) Detalle de los cambios de espesor en las chapas de los cordones longitudinales del puente. d) Detalle de las cabezas de los roblones en la cara superior de los cordones longitudinales del puente, e) detalle interior inferior del puente donde hay coincidencia de una cartela con la chapa inferior del cordón inferior.

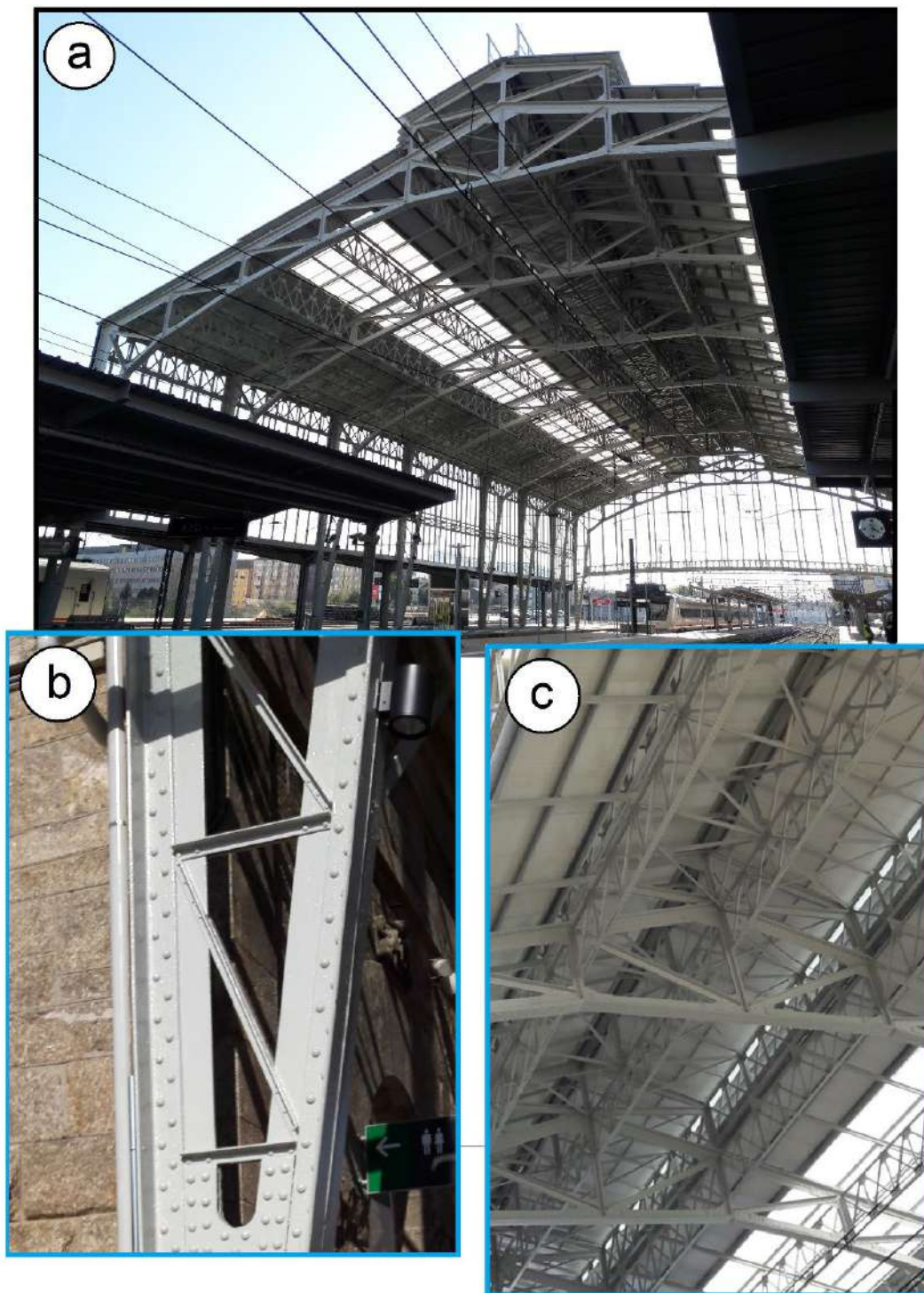


Figura 6.3. Ejemplo de estructura de acero histórica en uso actualmente como estación de tren. a) Vista general de la estructura de la estación de tren. b) Detalle del roblonado de los perfiles de un pilar. c) Detalle de la celosía de la cubierta.

Actualmente existen múltiples sistemas de unión para estructuras de acero, algunos permanentes como son la soldadura y otros desmontables como son las uniones atornilladas (Groover, 2010; Kalpakjian et al 2006; Ribeiro et al. 2022; Yin et al. 2022; Luo et al 2020; Reinosa et al. 2020). Pero todos estos sistemas requieren operaciones previas o durante su realización que son invasivas. Los sistemas de amarre mediante grapas es un sistema ideal ya estudiado para la fabricación de estructuras desmontables y reconfigurables, los cuales permiten el amarre a estructuras ya existentes sin tener que realizar operaciones previas (Pongiglione et al. 2021; Cabaleiro et al. 2017, 2020,2021)

Pero para la instalación de cualquier estructura sobre el puente, aun empleando sistemas desmontables como las grapas, es necesario conocer previamente las dimensiones geométricas del mismo, incluido los espesores donde se pueden amarrar las estructuras a colocar, la posición de los roblones para que no interfieran con los amarres, etc.

Como ya se indicó, el principal problema de este tipo de estructuras es el difícil acceso en general. Una solución prometedora para poder extraer las medidas de estas estructuras es la tecnología LiDAR (Laser Imaging Detection and Ranging), entre la cual está el escaneado laser.

El escaneado laser es una tecnología de última generación que permite obtener las medidas geométricas de cualquier objeto a distancia sin necesidad de entrar en contacto con él. El escaneo láser terrestre (TLS) está sustituyendo las técnicas topográficas tradicionales. Tiene múltiples ventajas en comparación con otras tecnologías de medición, entre las cuales están, adquirir la geometría 3D de una superficie sin contacto directo con la construcción, permitir el acceso a medidas de la construcción que pueden no ser accesibles de otra forma o recoger una gran cantidad de medidas en tiempos de ejecución muy cortos.

La precisión de las medidas obtenidas con el láser escáner depende de diferentes factores, como la distancia a la construcción a medir, el ángulo de incidencia del haz laser respecto a la superficie a medir, las propiedades de reflectividad de la superficie, etc. (Lerma y García-San-Miguel, 2014). El valor de la precisión viene indicado por el fabricante del equipo de medición y en general son aceptables para las aplicaciones actuales del escaneo laser.

Entre las aplicaciones más comunes del escaneo láser en construcción y edificación podemos incluir: documentación y seguimiento de construcciones existentes (Fobiri et al. 2022; Kavaliauskas et al. 2022; Trias et al. 2022; Boddupalli et al 2022; Pellis et al. 2021; Ribeiro et al. 2016;), modelado 3D de estructuras para cálculos estructurales (Szewczyk et al. 2022; Conde et al. 2021; Garzia et al. al. 2018; Cabaleiro et al. 2016; Herraez et al. 2014) y análisis de salud estructural (Ozbek 2022; Sanchez et al. 2022; Cuartero et al. 2019; Gyetvai et al 2018; Hess et al. 2018; Cabaleiro et al. 2016).

El objetivo de este trabajo es el desarrollo de metodologías y sistemas que mediante la combinación, de anclajes desmontables no invasivos con técnicas LIDAR, permita la instalación de pasarelas de fácil montaje y desmontaje para inspección de la salud estructural, mantenimiento o accesibilidad en estructuras históricas de acero, sin necesidad de andamiaje adicional para su instalación. Con el sistema propuesto se realizarán simulaciones FEM y ensayos de laboratorio para verificar su comportamiento a resistencia. Finalmente se aplicará a dos casos de estudio, extrayendo las medidas mediante técnicas LIDAR y posteriormente montando un módulo de sistema de plataforma desarrollado.

6.2 Sistema de amarre y accesibilidad propuesto

En este apartado se procederá a describir el sistema de amarre y accesibilidad propuesto, pero primero se debe tener en cuenta las siguientes premisas: las plataformas a instalar deberían ser colocadas por la parte exterior del puente, ya que por la interior siempre suele haber ya instalado pasarelas de mantenimiento o el acceso es siempre mucho más fácil, por otro lado, las pasarelas que sean montadas en la parte exterior es recomendable que sean situadas en la parte inferior, ya que desde ese lugar es más sencillo acceder a puntos de la parte superior mediante escaleras, por lo que el amarre de las pasarelas de mantenimiento deberá ser prioritariamente en los cordones inferiores del puente. Teniendo en cuenta estas premisas el sistema propuesto se explica en el siguiente párrafo.

6.2.1 Descripción del sistema propuesto.

El sistema innovador de amarre está compuesto por una viga en L (1) colocada en ménsula mediante el anclaje con dos grapas de amarre (2), amarradas con su tornillo (3) y tuerca correspondiente (4) a las alas de los perfiles de los cordones longitudinales (5) de las celosías verticales de la estructura, las cuales serán reguladas en altura mediante unos suplementos (6) según el espesor del ala del perfil al que se ancla.

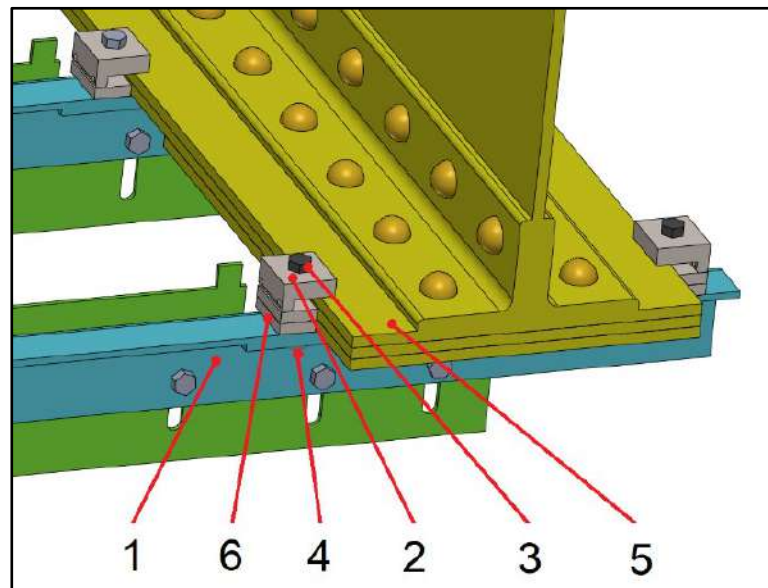


Figura 6.4 Vista en perspectiva de la unión de la Viga en L al perfil del cordón longitudinal mediante las correspondientes grapas y piezas de nivelación.

Cambio de espesor habitual en las alas de los perfiles, por ejemplo, en el caso de puentes férreos antiguos, donde el número de chapas empleadas en los cordones longitudinales varía a lo largo de los cordones de las celosías horizontales de la estructura.

Por otro lado, para conseguir que la pasarela se mantenga siempre nivelada, la viga en L (1) de anclaje estará provista de una pletina de regulación y refuerzo (7) que se amarra a la cara de la viga en L mediante varios tornillos (8) y tuercas (9) a través de unos rasgados, los cuales permiten la regulación en altura. Esta pletina de regulación está diseñada de tal forma que además de permitir la regulación en altura, permite también reforzar dicha viga L para que

resista las cargas de mantenimiento a las que va a ser sometida. Se debe tener en cuenta que la viga en L tiene que tener un ancho máximo para poder entrar siempre entre dos filas de cabezas de roblones. El ala también debe tener un canto máximo para que no superen el peso máximo para manipulación del operario, por lo que su resistencia a flexión está limitada y es necesario aumentarla, función que realiza la pletina de regulación (7).

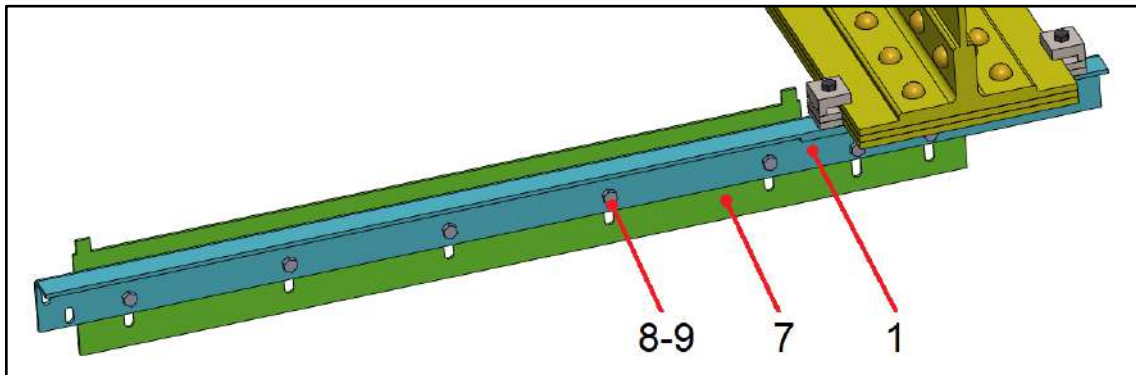


Figura 6.5 Vista en perspectiva del montaje de la pletina de regulación y refuerzo sobre la viga en L. La pletina de regulación es este caso está colocada en la posición más baja posible.

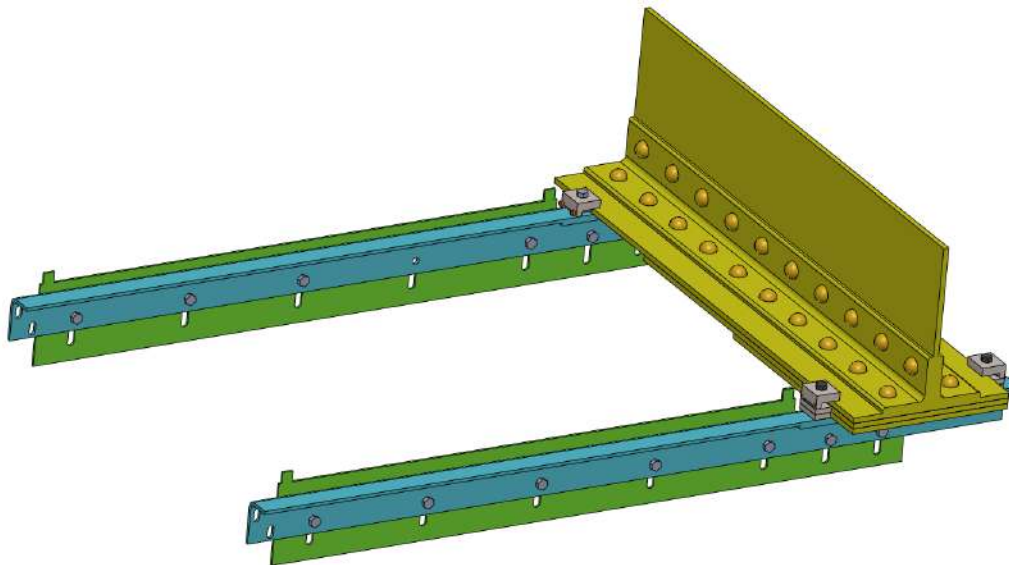


Figura 6.6 Vista en perspectiva del montaje de dos vigas soporte sobre ancho de alas diferentes mediante el empleo de suplementos.

También es habitual que en estos puentes existan cartelas horizontales en la parte interior de los perfiles longitudinales, lo que impediría la colocación de grapas del lado interior del puente. Para estos casos se colocaría en la parte interior de la viga en L una placa con taladro avellanado (10) y con su correspondiente tornillo (11) de cabeza avellanada y tuerca (12) que haría la función de tope contra el ala interior del perfil del puente. Por otro lado, las grapas de amarre (2) empleadas estarían provistas de unos taladros roscados en los cuales se colocarían unos tornillos (13) que permitirían asegurar el posicionamiento mediante la presión ejercida durante su apriete contra el ala del perfil exterior, haciendo tope en la placa con taladro avellanado (10) que haría la función de tope contra el ala interior del perfil del puente y no interferiría con las posibles cartelas horizontales (14) del puente.

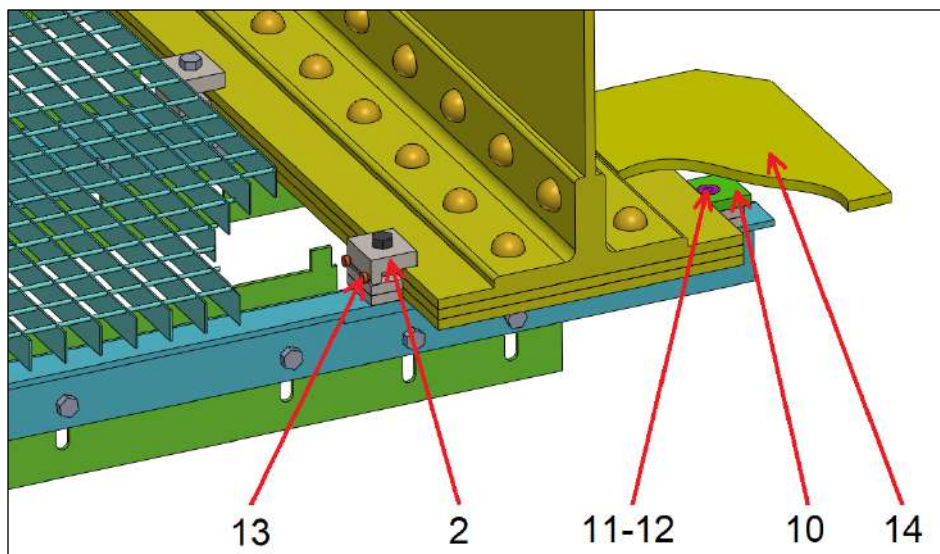


Figura 6.7 Detalle de sistema de amarre para interferencias con cartelas horizontales

6.2.2 Descripción del proceso de montaje de la pasarela

Para el montaje de la pasarela se seguirán los siguientes pasos, que permiten el montaje progresivo de la pasarela sin necesidad de andamiaje o elementos de elevación suplementarios.

1º Colocación de las dos primeras vigas en L con sus grapas de amarre al perfil

del puente. La distancia entre vigas será de aproximadamente 400 mm (adaptable según la separación entre las cabezas de los roblones). Después se colocarán las placas de regulación niveladas por la cota más baja permitida.

2º Colocación de un primer tramo de rejilla de 500 mm de ancho anclado con los anclajes propios de la rejilla a las vigas en L.

3º Colocación de una tercera viga en L a uno 400 mm aprox. de la última con sus grapas de amarre al perfil del puente. Posterior colocación de la pletina de regulación, nivelada con las anteriores.

4º Cambio del tramo de rejilla de 500 mm por uno de 1000 mm de ancho anclado con los anclajes propios de la rejilla a las vigas en L.

5º Colocación de dos nuevas vigas en L con sus grapas de amarre al perfil del puente. La distancia entre la última viga y la siguiente será de unos 200 mm aprox. y la distancia entre las dos nuevas vigas será de aprox. 400 mm (adaptable según la separación entre las cabezas de los roblones). Después se colocarán las placas de regulación niveladas por la cota más baja permitida.

6º Colocación de un tramo de rejilla de 500 mm de ancho anclado con los anclajes propios de la rejilla a las vigas en L.

7º Colocación de una nueva viga en L a uno 400 mm aprox. de la última con sus grapas de amarre al perfil del puente. Posterior colocación de la pletina de regulación, nivelada con las anteriores.

8º Cambio del tramo de rejilla de 500 mm por uno de 1000 mm de ancho anclado con los anclajes propios de la rejilla a las vigas en L.

9º Repetición del paso 5º y continuación con los siguientes pasos 6º, 7º, ... hasta la finalización de la estructura.

Las vigas de anclaje son colocadas a una corta distancia (máximo 500 mm), lo que permite a los operarios de montaje ir situando las pletinas a medida que se va avanzando en el montaje de la pasarela y permitirá que no sea necesario ningún tipo de accesorio ni andamio adicional. Además, todos los componentes tienen peso ligero, lo que permite su fácil manipulación.

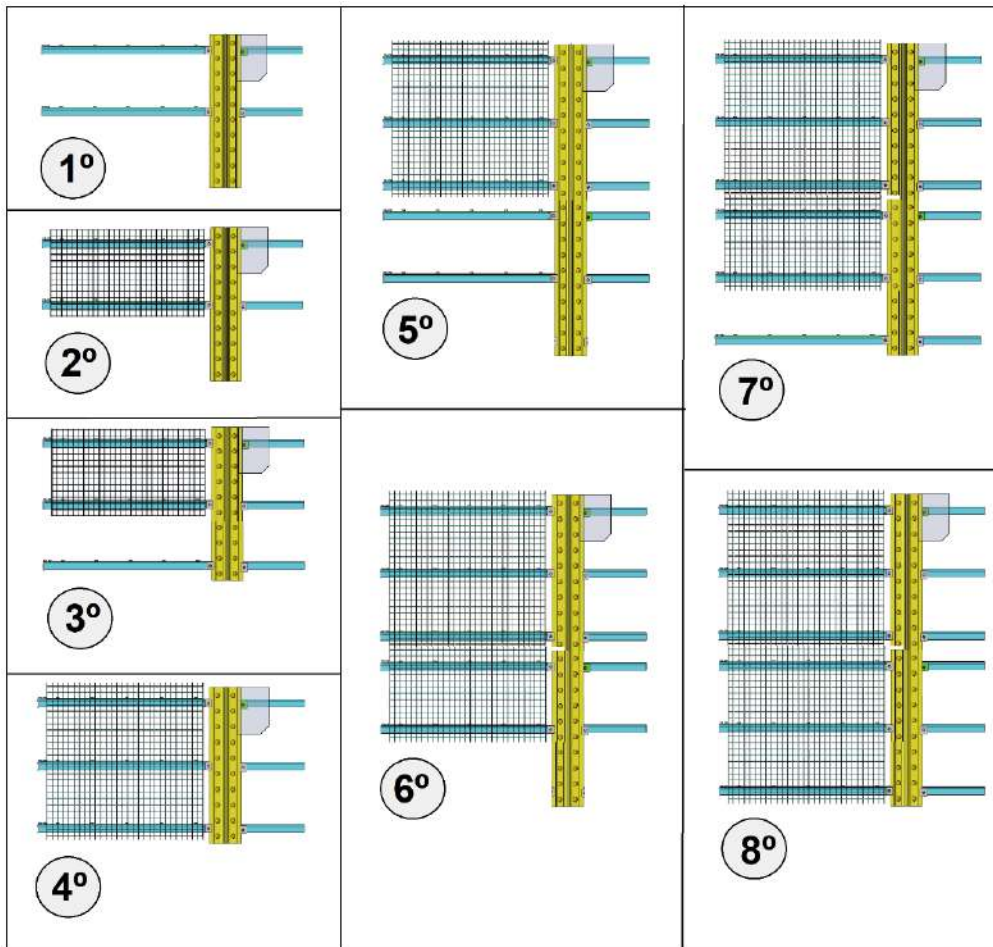


Figura 6.8 Modelo 3D del sistema de pasarela montado sobre un cordón de una celosía de puente.

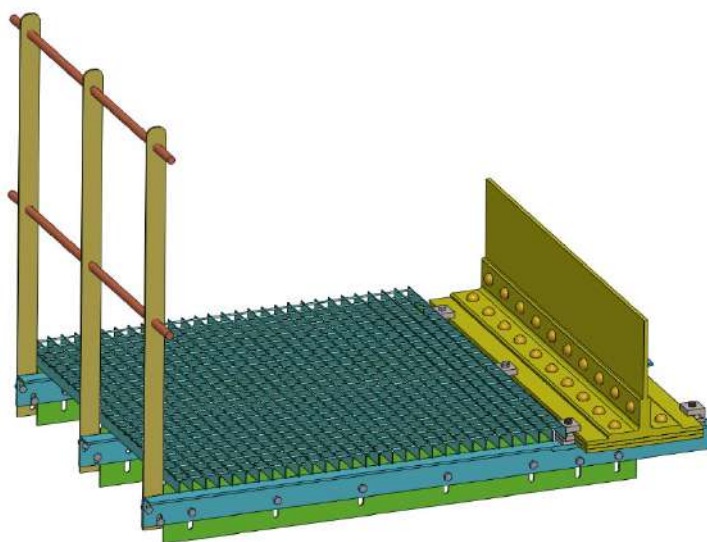


Figura 6.9 Proceso de montaje de la plataforma.

6.2.3 Cargas a soportar por la pasarela

Este diseño es un sistema especial para una aplicación muy concreta, por lo que las cargas máximas a aplicar no están ceñidas a una normativa específica, pero si deben adecuarse a las de su uso para la inspección y mantenimiento (carga máxima indicada claramente en el manual de uso de la plataforma). Para este caso se tomarán como referencia las cargas puntuales que exige el Eurocódigo 1 (EN 1991-1-1:2002) para mantenimiento de cubierta. Esta carga es una carga concentrada de 1kN en el punto más desfavorable, que en este caso es en el extremo en voladizo de la viga en L. Además, también se calculará con una carga repartida sobre la viga del valor total 2,4kN. Esta carga equivaldría a tres personas, o por ejemplo dos personas y una carga aproximada de 800N. El coeficiente de seguridad aplicado será el indicado por el Eurocódigo 0 (EN 1990:2002) para cargas variables, el cual es de 1.5.

Table 6.9 - Categorization of roofs		
Categories of loaded area	Specific Use	
H	Roofs not accessible except for normal maintenance and repair.	
I	Roofs accessible with occupancy according to categories A to [EC1] G [EC1]	
K	Roofs accessible for special services, such as helicopter landing areas	

Table 6.10 - Imposed loads on roofs of category H		
Roof	q_k [kN/m ²]	Q_k [kN]
Category H	q_k	Q_k
NOTE 1 For category H q_k may be selected within the range 0,00 kN/m ² to 1,0 kN/m ² and Q_k may be selected within the range 0,9 kN to 1,5 kN. Where a range is given the values may be set by the National Annex. The recommended values are: $q_k = 0,4 \text{ kN/m}^2$; $Q_k = 1,0 \text{ kN}$		
NOTE 2 q_k may be varied by the National Annex dependent upon the roof slope.		
NOTE 3 q_k may be assumed to act on an area A which may be set by the National Annex. The recommended value for A is 10 m ² , within the range of zero to the whole area of the roof.		
NOTE 4 See also 3.3.2 (1)		

Figura 6.10 Captura de la tabla 6.9 y 6.10 del Eurocódigo 1 de cargas aplicadas a cubiertas.

Table A1.2(A) - Design values of actions (EQU) (Set A)

Persistent and transient design situations	Permanent actions		Leading variable action (*)	Accompanying variable actions	
	Unfavourable	Favourable		Main (if any)	Others
(Eq. 6.10)	$\gamma_{G,j,sup} G_{k,j,sup}$	$\gamma_{G,j,inf} G_{k,j,inf}$	$\gamma_{Q,i} Q_{k,i}$		$\gamma_{Q,i} \psi_{0,i} Q_{k,i}$

(*) Variable actions are those considered in Table A1.1

NOTE 1 The γ values may be set by the National annex. The recommended set of values for γ are :

$\gamma_{i,j,sup} = 1,10$
 $\gamma_{i,j,inf} = 0,90$
 $\gamma_{Q,i} = 1,50$ where unfavourable (0 where favourable)
 $\gamma_{Q,i} = 1,50$ where unfavourable (0 where favourable)

NOTE 2 In cases where the verification of static equilibrium also involves the resistance of structural members, as an alternative to two separate verifications based on Tables A1.2(A) and A1.2(B), a combined verification, based on Table A1.2(A), may be adopted, if allowed by the National annex, with the following set of recommended values. The recommended values may be altered by the National annex.

$\gamma_{i,j,sup} = 1,35$
 $\gamma_{i,j,inf} = 1,15$
 $\gamma_{Q,i} = 1,50$ where unfavourable (0 where favourable)
 $\gamma_{Q,i} = 1,50$ where unfavourable (0 where favourable)
 provided that applying $\gamma_{i,j,inf} = 1,00$ both to the favourable part and to the unfavourable part of permanent actions does not give a more unfavourable effect.

Figura 6.11 Captura de la tabla A1.2 (A) del Eurocódigo 0 de coeficientes de seguridad.

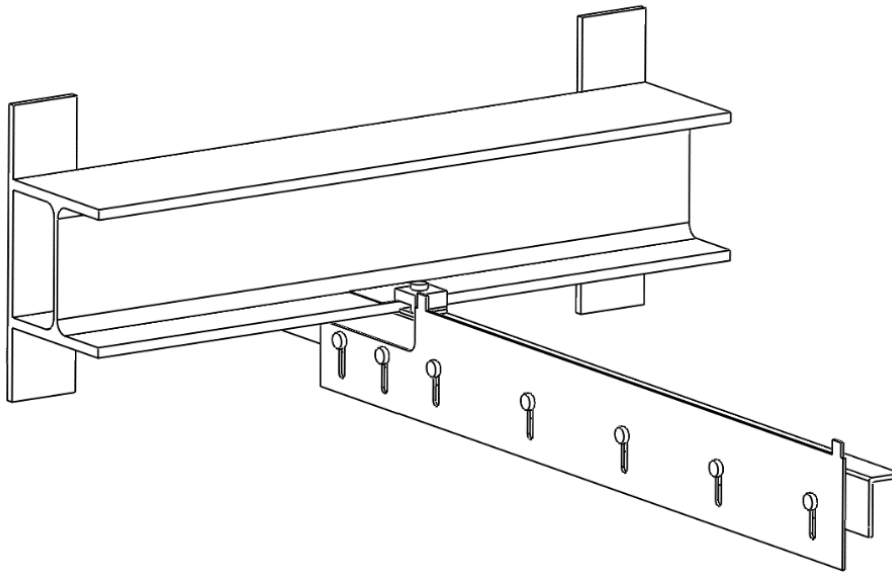
6.3 Ensayo en laboratorio del modelo propuesto de pasarela

Para analizar el comportamiento del sistema propuesto, tanto a resistencia como a deformación, se llevaron a cabo pruebas de laboratorio. Los resultados experimentales obtenidos permitirán validar el modelo computacional utilizado, para analizar desplazamientos y tensiones en el sistema en múltiples combinaciones.

6.3.1 Sistema de anclaje ensayado en laboratorio

El prototipo está compuesto (figura 6.12) por una viga L con dimensiones de sección transversal de 50x80mm, espesor 6mm y longitud de 1500 mm.

Como viga de amarre se empleará para el ensayo en laboratorio, y después para la posterior simulación, una viga IPE300 corroída (algo habitual en las estructuras de acero históricas) de longitud 1000mm cuya ala tiene un ancho de 300mm y un espesor de 14 mm. La unión de la L con el ala inferior de la IPE se realizará mediante una grapa y un tornillo y tuerca M12. Además, sobre la cara lateral de la viga en L se montará una placa de regulación de espesor 4 mm provista de unas correderas de 50 mm. La placa de regulación se une al ángulo mediante 7 tornillos M12. En los perfiles, chapas y abrazaderas se utilizó acero S235. Se utilizarán tornillos de cabeza hexagonal de métrica M12 y 8.8. Los tornillos serán apretados con llave dinamométrica con una precarga de 36000N. El prototipo será montado en la prensa de ensayos de 300kN del laboratorio de estructuras de la Universidad de Vigo ([figura 6.13-6.15](#)).



[Figura 6.12](#) Vista 3D del prototipo a ensayar.



[Figura 6.13](#) Componentes fabricados para el montaje y posterior ensayo de la unión.

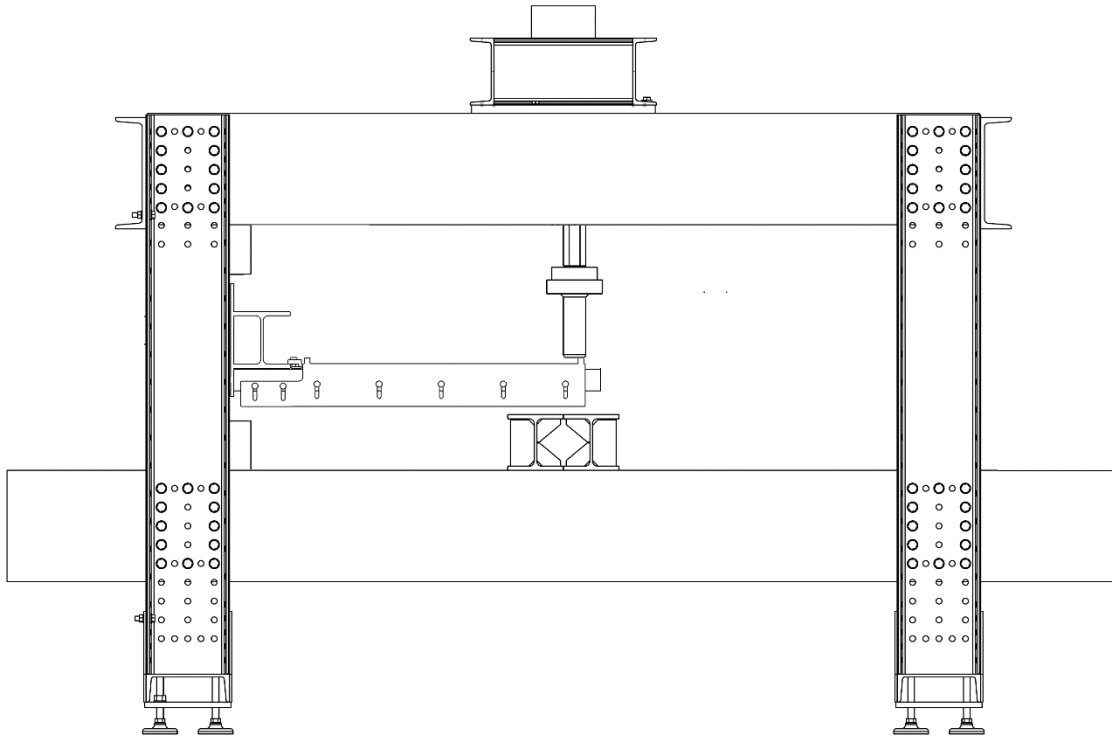


Figura 6.14 Planos de alzado de la prensa de 300kN de ensayos estáticos del laboratorio de estructuras de la Universidad de Vigo, con el sistema de anclaje de la pasarela a ensayar montado.



Figura 6.15 Imagen de la prensa de 300kN de ensayos estáticos, del laboratorio de estructuras de la Universidad de Vigo, con el sistema de anclaje de pasarela montado para el ensayo.

Los desplazamientos que se producen en el extremo de viga en L (C1),

así como en el área de anclaje de misma en el ala de la HEB300 (C3) y también los desplazamientos relativos entre la viga en L y la pletina de regulación (C2) y el desplazamiento relativo entre la viga en L y el ala de la HEB300 (C4) se miden mediante comparadores digitales ($\pm 0,01$ mm). (ver [figura 6.16](#) y [figura 6.18](#)).

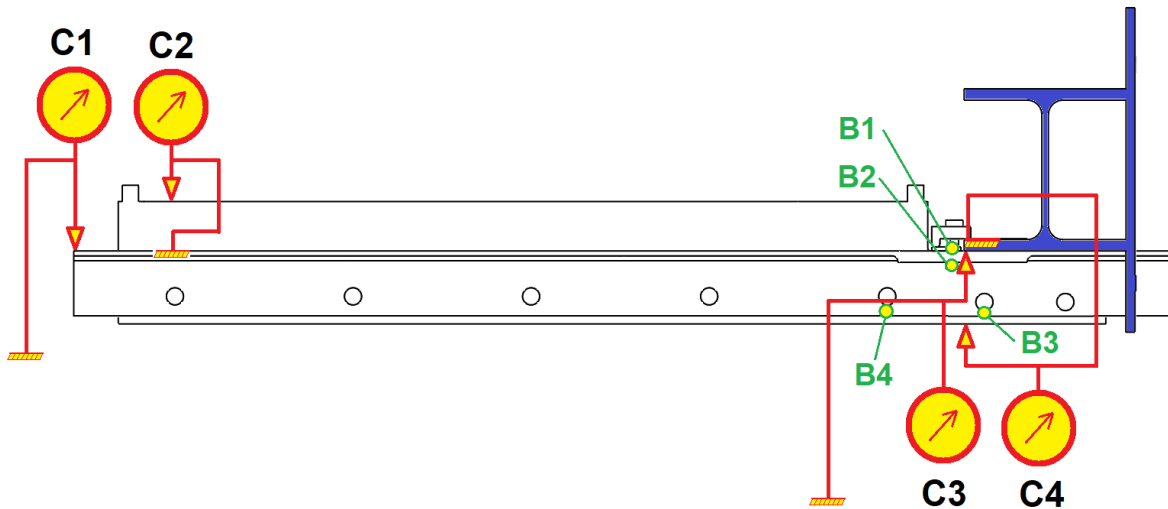


Figura 6.16 Esquema de los puntos de medición con comparador y con galgas extensiométricas.

Previamente a los ensayos de laboratorio se realizaron varias simulaciones numéricas con el modelo FEM para ver en que zonas se producían las tensiones máximas, en cada uno los ensayos a realizar en laboratorio. En base a los resultados obtenidos se instalaron galgas extensiométricas en los puntos más solicitados del perfil en L ([figura 6.17](#)). En concreto se midieron las tensiones en la parte superior de la viga en L, en el área de los tornillos de amarre de la pletina de regulación debajo de la HEB (B1 y B2) y también en la parte inferior de la viga en L, en el área junto al taladro de dos de los tornillos de amarre de la pletina de regulación con la viga en L (B3 y B4). Los parámetros de estas galgas extensiométricas son: longitud de 6 mm por un ancho de 4, factor de calibre de 2,16 y resistencia de 120.000 Ω . El equipo utilizado para capturar datos de las mismas fue un medidor D4 con todas las galgas dispuestas en una configuración de cuarto de puente.

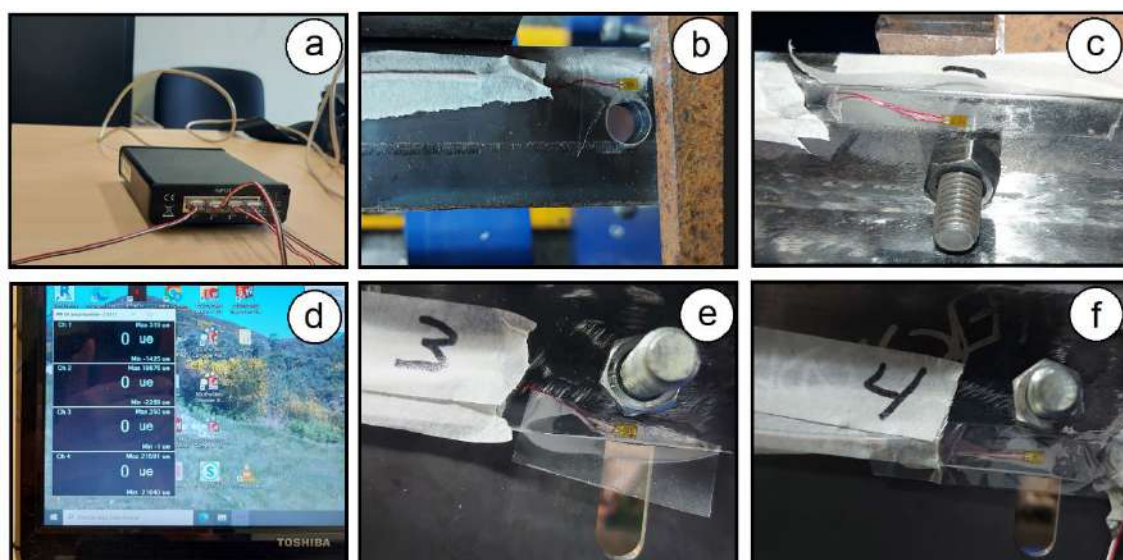


Figura 6.17 a) Equipo de medición D4. b) Galga B1. c) Galga B2. d) Pantalla del software del equipo de medición D4. e) Galga B3. f) Galga B4.

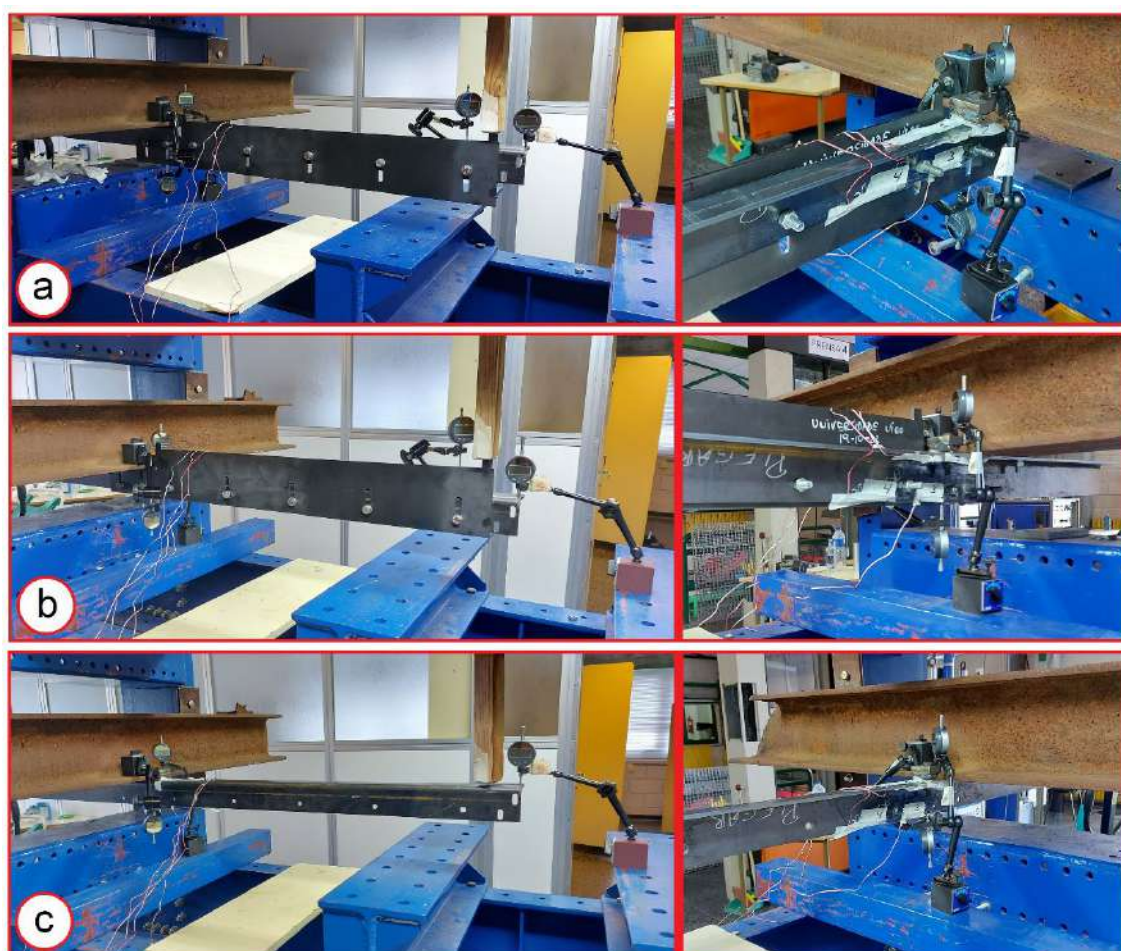


Figura 6.18. Imágenes de las tres combinaciones de la viga y pletina de regulación

ensayados. a) Montaje de la viga en L con la pletina de regulación en la parte más baja. b) Montaje de la viga en L con la pletina de regulación en la parte más alta. c) Montaje de la viga en L sin la pletina de regulación.

6.3.2 Ensayos realizados y resultados del sistema de anclaje

En el laboratorio se realizaron los siguientes ensayos con los siguientes resultados:

- a) En la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima que permiten los rasgados y carga puntual en el extremo, los resultados alcanzados son los mostrados en las [figuras 6.19](#) y [6.20](#). La tensión máxima es alcanzada en la zona de la galga B3, pero sin superar nunca el límite elástico. La flecha alcanzada con la carga de 1kN es de 10,9 mm
- b) En la viga con la pletina situada en la altura mínima que permiten los rasgados y carga puntual en el extremo, los resultados alcanzados son los mostrados en las [figuras 6.19](#) y [6.20](#). La tensión máxima es alcanzada en la zona de la galga B1, pero sin superar nunca el límite elástico. La flecha alcanzada con la carga de 1kN es de 10,5 mm

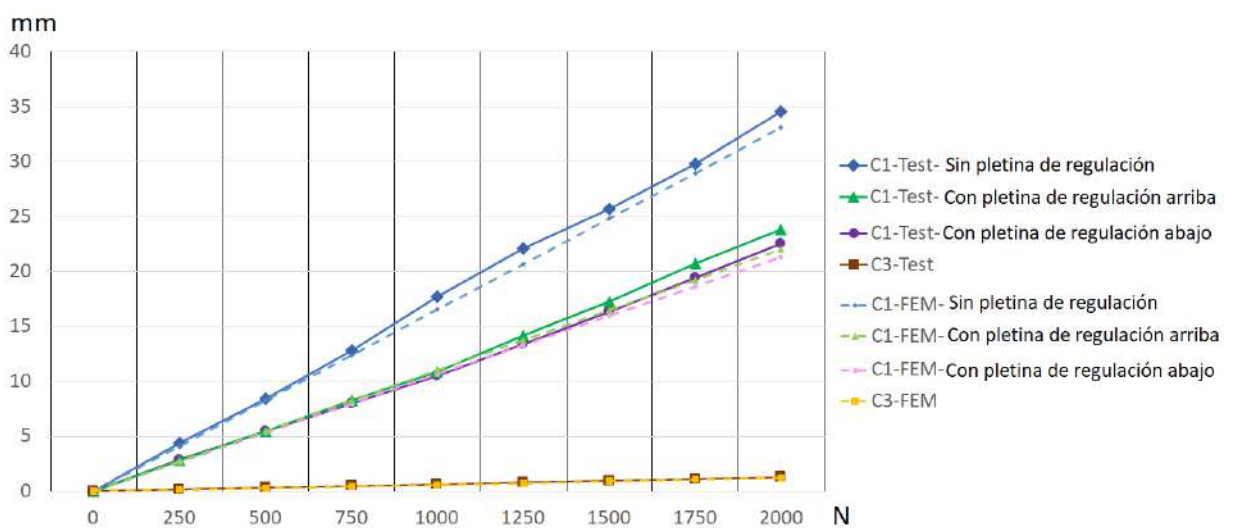


Figura 6.19 Gráfica de la deformación en los puntos C1 y C3 según los ensayos realizados en laboratorio.

- c) En la viga sin la pletina de regulación y carga puntual en el extremo, para

verificar cuanto mejora la resistencia del sistema al emplear la pletina. Los resultados obtenidos son los mostrados en las [figuras 6.19 y 6.20](#). Cuando se alcanza la carga de 2kN se sobrepasa el límite elástico del material en la zona de la galga B4, quedando una deformación en la misma de 5 MPa. La flecha alcanzada con la carga de 1kN es de 17,7 mm.

Además, en todos los casos nunca se produjo deslizamiento entre la pletina de regulación y la viga en L (medición C2) y la deformación alcanzada según la carga aplicada en el punto C3 fue la misma.

Las gráficas de la [figura 6.20](#) muestran los valores de tensión alcanzados en cada uno de los ensayos en los puntos de medición de las galgas B1-B2-B3-B4. También las [tablas 6.1, 6.2 y 6.3](#) muestran los resultados de las mediciones en laboratorio.

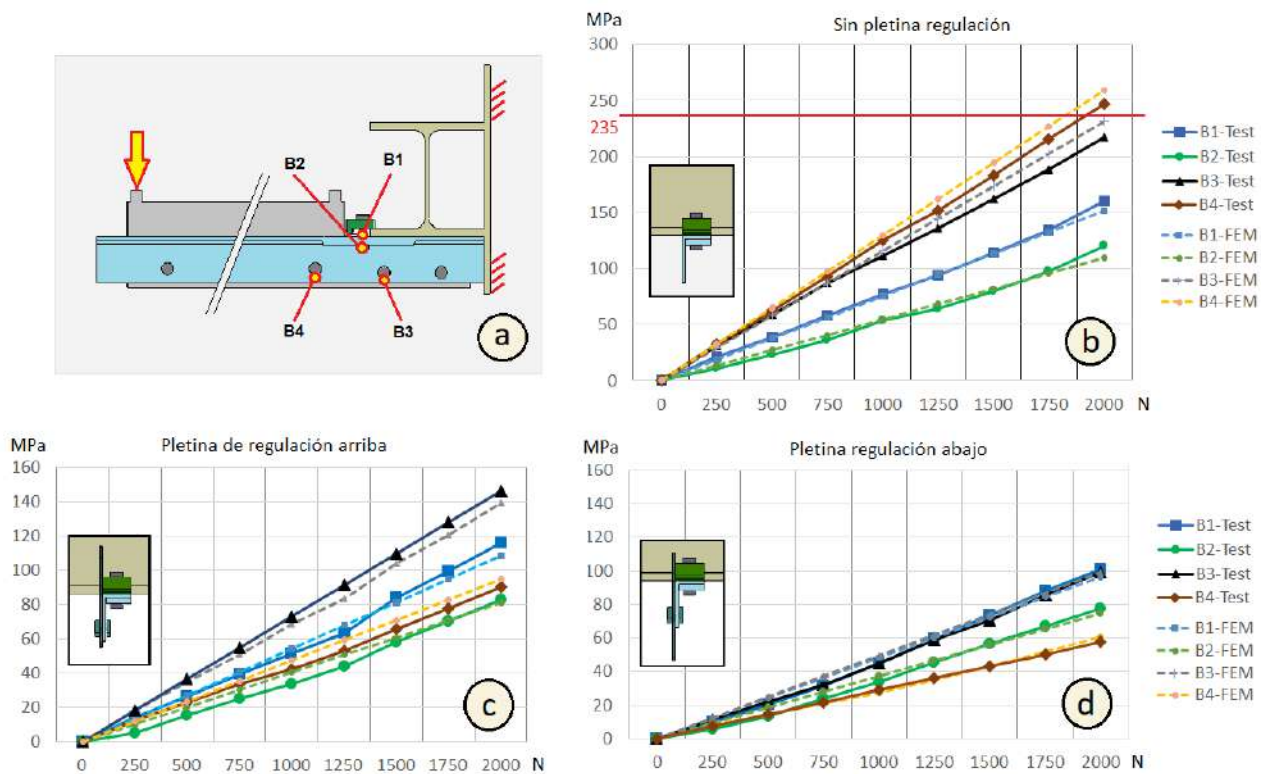


Figura 6.20 a) Esquema de los puntos de medición según las galgas. b) Tensiones para la viga sin la pletina de regulación. c) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima. d) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima.

Tabla 6.1 Resultados de los desplazamientos y de las tensiones para la viga en L sin la pletina de regulación.

<i>Carga</i> <i>N</i>	C1-Test mm	C2-Test mm	C3-Test mm	C4-Test mm	B1-Test MPa	B2-Test MPa	B3-Test MPa	B4-Test MPa
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0
250	4,38	0,00	0,17	0,00	21	11	31	33
500	8,44	0,00	0,33	0,01	39	23	59	62
750	12,81	0,00	0,49	0,02	58	37	87	93
1000	17,71	0,00	0,63	0,04	78	53	112	126
1250	22,08	0,00	0,79	0,05	94	65	136	152
1500	25,71	0,00	0,95	0,06	114	80	162	183
1750	29,83	0,00	1,11	0,09	134	98	189	215
2000	34,56	0,00	1,28	0,09	161	120	217	247

Tabla 6.2 Resultados de los desplazamientos y de las tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima.

<i>Carga</i> <i>N</i>	C1-Test mm	C2-Test mm	C3-Test mm	C4-Test mm	B1-Test MPa	B2-Test MPa	B3-Test MPa	B4-Test MPa
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0
250	2,85	0,00	0,17	0,00	10	6	11	8
500	5,44	0,00	0,33	0,00	20	14	22	15
750	8,00	0,00	0,49	0,00	31	24	32	21
1000	10,49	0,00	0,64	0,02	45	34	45	27
1250	13,42	0,00	0,77	0,03	59	45	59	35
1500	16,31	0,00	0,94	0,05	74	56	71	43
1750	19,42	0,00	1,10	0,07	88	67	85	52
2000	22,54	0,00	1,28	0,09	101	77	99	61

Tabla 6.3 Resultados de los desplazamientos y de las tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima

<i>Carga</i> <i>N</i>	C1-Test mm	C2-Test mm	C3-Test mm	C4-Test mm	B1-Test MPa	B2-Test MPa	B3-Test MPa	B4-Test MPa
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0	0	0	0
250	2,84	0,00	0,17	0,00	15	5	18	12
500	5,46	0,00	0,32	0,01	26	15	35	23
750	8,27	0,00	0,48	0,02	40	25	51	34
1000	10,85	0,00	0,64	0,04	52	34	69	43
1250	14,15	0,00	0,80	0,05	64	44	84	53
1500	17,31	0,00	0,95	0,06	84	58	104	66
1750	20,77	0,00	1,14	0,07	99	70	121	77
2000	23,81	0,00	1,28	0,09	116	83	139	90

6.3.3 Montaje de la plataforma en laboratorio

Después de ensayar uno de los elementos a resistencia se procedió a montar un tramo de 2 metros de plataforma para verificar su funcionalidad en laboratorio.



Figura 6.21 Sistema de plataforma desmontable montada en laboratorio.

6.4 Simulación FEM del sistema de soporte de la pasarela

El modelo FEM fue realizado utilizando el software ANSYS 20 para posteriormente simular el sistema de soporte de la pasarela propuesto en el punto anterior.

6.4.1 Combinaciones simuladas

Se han verificado las tensiones de cada componente para la carga de cálculo a deformación (puntual 1kN y repartida de 2,4kN) y para la carga de cálculo a resistencia (puntual 1,5kN y repartida de 3,6kN), también se realizaron

simulaciones para una carga puntual de 2kN, la cual rebasaba el límite elástico en el caso de viga en L sin pletina de regulación. En las simulaciones también se consideró el borde de la HEB como fijo, para así poder observar la deformación debida solo al sistema de anclaje (ver [figura 6.22](#)). También se ejecutó con dos espesores de alas diferentes, 14 mm y 54 mm. En la [tabla 6.4](#) se muestran las combinaciones simuladas.

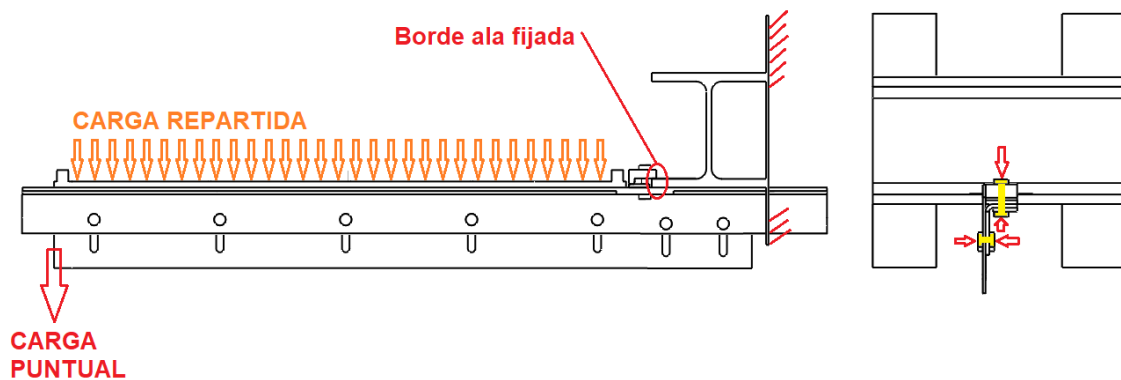


Figura 6.22 Esquema de modelo simulado donde se indican los tipos de cargas aplicadas, el punto de aplicación de la misma, los tornillos precargados y los soportes fijos.

Tabla 6.4. Simulaciones realizadas con el modelo FEM

	Carga Puntual			Carga Repartida		
	H15		H55	H15		H55
	Ala Libre	Ala fija	Ala Libre	Ala Libre	Ala fija	Ala Libre
Con la pletina de regulación situada en la altura máxima	X	X	X	X	X	X
Con la pletina de regulación situada en la altura mínima.	X	X	X	X	X	X
Sin la pletina de regulación.	X	X	X	X	X	X
Sin la pletina de regulación y sin rasgados.	X			X		

6.4.2. Modelo FEM empleado

El modelo está compuesto por los mismos elementos que los empleados en los ensayos de laboratorio. En el modelo FEM se adoptó una malla con elementos hexaédricos de segundo orden en los tornillos, mientras que para el resto de los componentes se emplearon elementos tetraédricos de segundo orden, debido a que estos componentes tienen taladros y formas más complejas que dificultan el uso de elementos hexaédricos, sin por ello perjudicar los

resultados obtenidos. Se empleó un tamaño de elemento finito de 30 mm para la viga HEB, 10 mm para la viga en L y la placa de regulación, 5 mm para las grapas de apriete y 4 mm para los pernos.

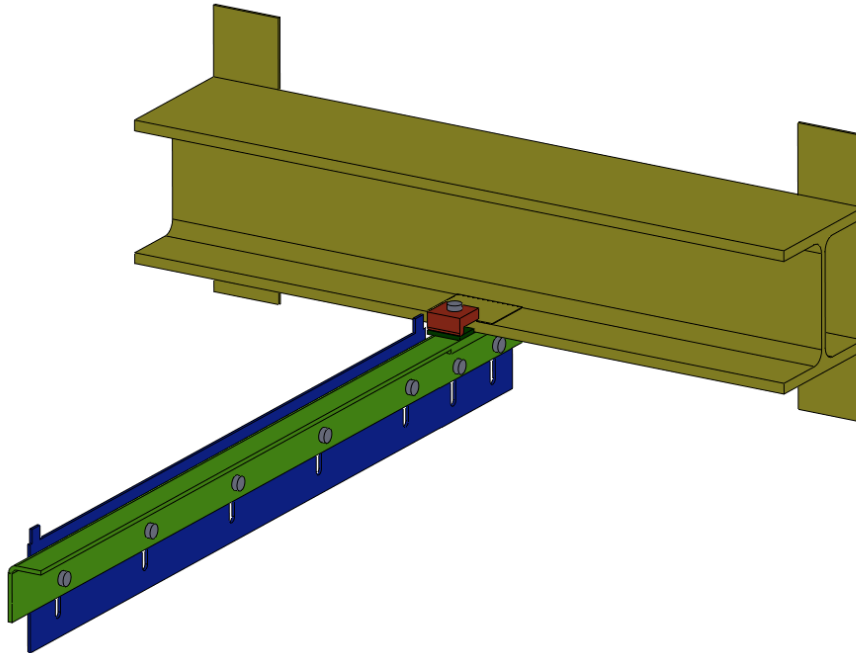


Figura 6.23 Modelo 3D del ensayo montado para simulación y ensayo en laboratorio.

En las zonas de las galgas extensiométricas B1-B4, se realizaron particiones del tamaño de la galga en la viga en L para así extraer las tensiones medias que se producían en estas zonas y compararlas con las obtenidas en los ensayos de laboratorio. El número total de elementos y nodos fue de 43.021 y 90.722, respectivamente. El material considerado para abrazaderas, vigas y placas fue acero estructural S235 (límite elástico de 235 MPa, módulo de Young de 200 GPa, relación de Poisson de 0,30 y densidad de 7850 kg / m³). El material considerado para los pernos fue acero grado 8.8 (límite elástico de 640 MPa, módulo de Young de 200 GPa, relación de Poisson de 0,30 y densidad de 7850 kg / m³). Los tornillos se precargaron con una carga de 36kN.

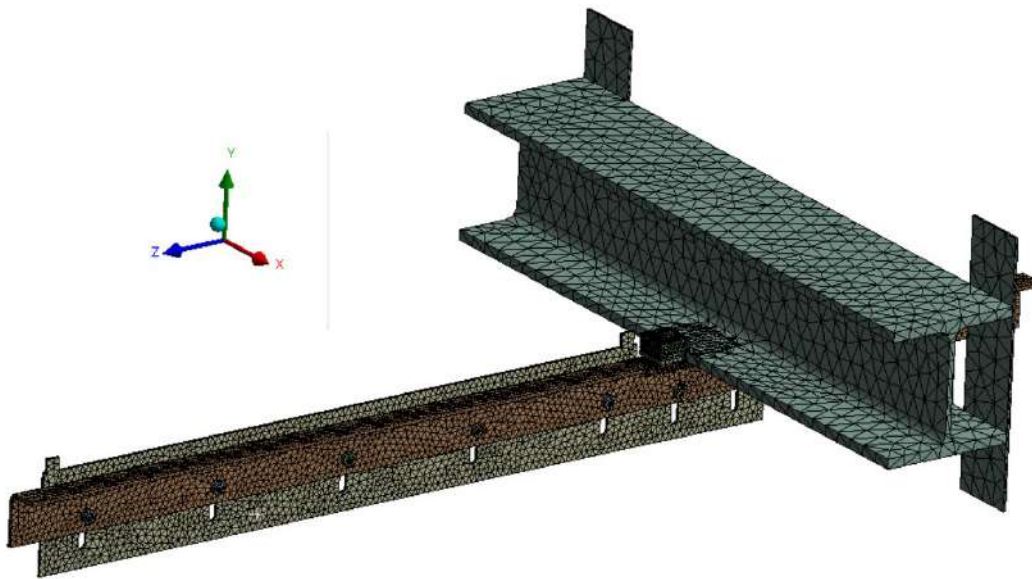


Figura 6.24 Modelo 3D FE utilizado para el análisis resistente del comportamiento del sistema.

Classifications that may be assumed for friction surfaces		
Surface treatment	Class ^a	Slip factor μ ^b
Surfaces blasted with shot or grit with loose rust removed, not pitted.	A	0,50
Surfaces hot dip galvanized to EN ISO 1461 and flash (sweep) blasted ^c and with alkali-zinc silicate paint with a nominal thickness of 60 μm ^d .	B	0,40
Surfaces blasted with shot or grit: a) coated with alkali-zinc silicate paint with a nominal thickness of 60 μm ^d ; b) thermally sprayed with aluminium or zinc or a combination of both to a nominal thickness not exceeding 80 μm .	B	0,40
Surfaces hot dip galvanized to EN ISO 1461 and flash (sweep) blasted (or equivalent abrasion method) ^c	C	0,35
Surfaces cleaned by wire-brushing or flame cleaning, with loose rust removed	C	0,30
Surfaces as rolled	D	0,20
^a Classes as given in G.6. ^b The potential loss of preloading force from its initial value is considered in these slip factor values. ^c Unless alternative equivalent abrasion process capability can be demonstrated, flash (sweep) blasting of hot dip galvanized surfaces shall be carried out according to the procedures and conditions set out in EN 15773. After flash (sweep) blasting the appearance of a matt surface indicates that a soft surface layer of un-alloyed zinc has been removed. ^d Dry thickness to be within 40 μm to 80 μm range.		

Figura 6.25 Captura de la tabla 17 de coeficientes de fricción indicados por la norma Europea EN 1090-2:2018. Execution of steel structures and aluminium structures - Part 2: Technical requirements for steel structures.

Las superficies de fricción posibles (entre tuercas y escuadras, cabezas de tornillos y escuadras, tuercas y placas y entre cabezas de tornillos y placas) se empleó un modelo de fricción clásico tipo Coulomb con un coeficiente de fricción de valor 0,2 acorde a las normas [EN 1090-2:2018](#) and [EN 1993-1-8:2005](#) para superficies de acero no tratadas ([figura 6.25](#)).

6.4.3 Resultado de las simulaciones y discusión.

Una vez realizadas las simulaciones, los resultados obtenidos para las deformaciones son los mostrados en la [figura 6.26](#). Destacar que la deformación obtenida en el caso del borde libre respecto al borde fijo es muy superior debido a la deformación del ala del perfil, pero esta deformación siempre dependerá de las vigas de la estructura a la cual se amarra el sistema de anclaje de la pasarela.

Para el caso de borde de ala fijo, carga puntual de 1kN y solo viga en L, la deformación es de 7,4 mm, mientras que con el borde libre es de 16,4 mm. También se puede observar en la [figura 6.19](#) como la diferencia de la deformación entre los ensayos de laboratorio y los obtenidos mediante el modelo FEM tienen una desviación media de un 5 % con un máximo de 9 %, lo que nos indica que el modelo de simulación es acorde con el sistema real ensayado en laboratorio.

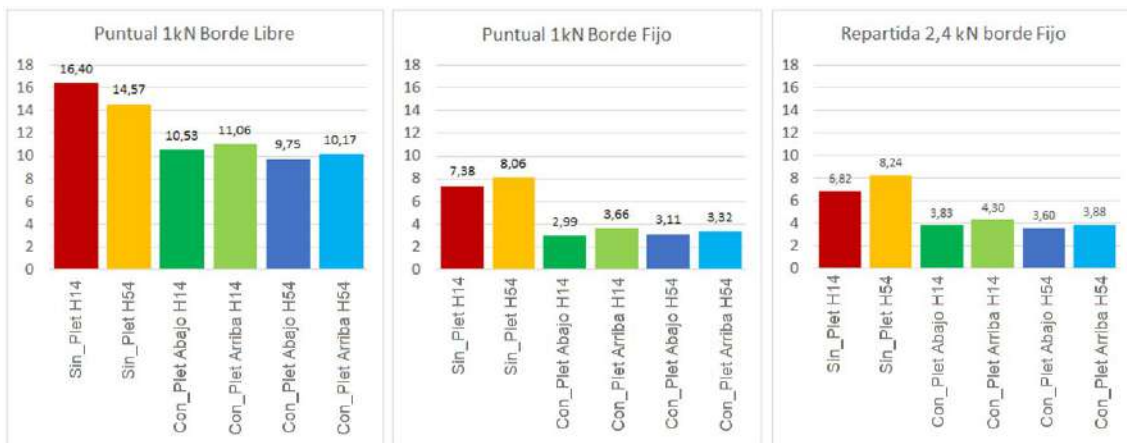


Figura 6.26 Gráficas de los valores de las deformaciones en el extremo de la viga en L (C1). a) Carga puntual en el extremo de 1 kN y borde de la HEB libre. b) Carga puntual en el extremo de 1 kN y borde de la HEB fijo. c) Carga repartida por la viga de 2,4 kN y borde de la HEB fijo.

Respecto a las deformaciones obtenidas con las simulaciones, lo

realmente importante es la obtenida con la viga HEB con el borde del ala fija, ya que estos valores son realmente los debidos a la deformación del sistema de anclaje formado por la grapa, la viga y la pletina de regulación. Para el caso del ala fija de espesor 14mm, se obtuvo que para la carga puntual de 1kN la deformación solo con viga en L fue de 7,4 mm mientras que cuando se emplea pletina de regulación en la parte más alta es de 3,0 mm y cuando está en la parte inferior es de 3,1 mm. Por lo tanto, el empleo de la pletina de regulación hace que la flecha se reduzca a menos de la mitad (227 %). Estas diferencias se mantienen para el caso de que el espesor del ala sea de 45 mm (ver [figura 6.26](#)).

Cuando se emplea solo la viga en L, para carga puntual de 1,5kN y borde libre de 14mm, el sistema no supera la tensión máxima de límite elástico, pero con 2kN la viga si superaba el límite elástico en la zona inferior de la galga B4 ([figura 6.27](#) y [figura 6.28](#)). Cuando se emplea viga con pletina de regulación en la parte superior las tensiones máximas se producen en la zona B3. Cuando se usa la pletina de regulación abajo, las tensiones máximas se producen en la zona B3 ([figura 6.27](#) y [figura 6.28](#)). También se simuló la viga sin pletina y sin rasgados, pero en este caso para una carga de 2kN también se rebasa el límite elástico en la galga B4. Las [figuras 6.29](#), [6.30](#) y [6.31](#) muestran los valores para carga repartida y para espesores de ala de 54mm.



Figura 6.27 Gráficas de los valores de las tensiones de von-Mises para espesor de ala libre de 14 mm y carga puntual de 2kN en el extremo de la viga en L. a) Tensiones para la viga sin la pletina de regulación. b) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima. c) Tensiones para la viga con la pletina de regulación

situada en la altura mínima.

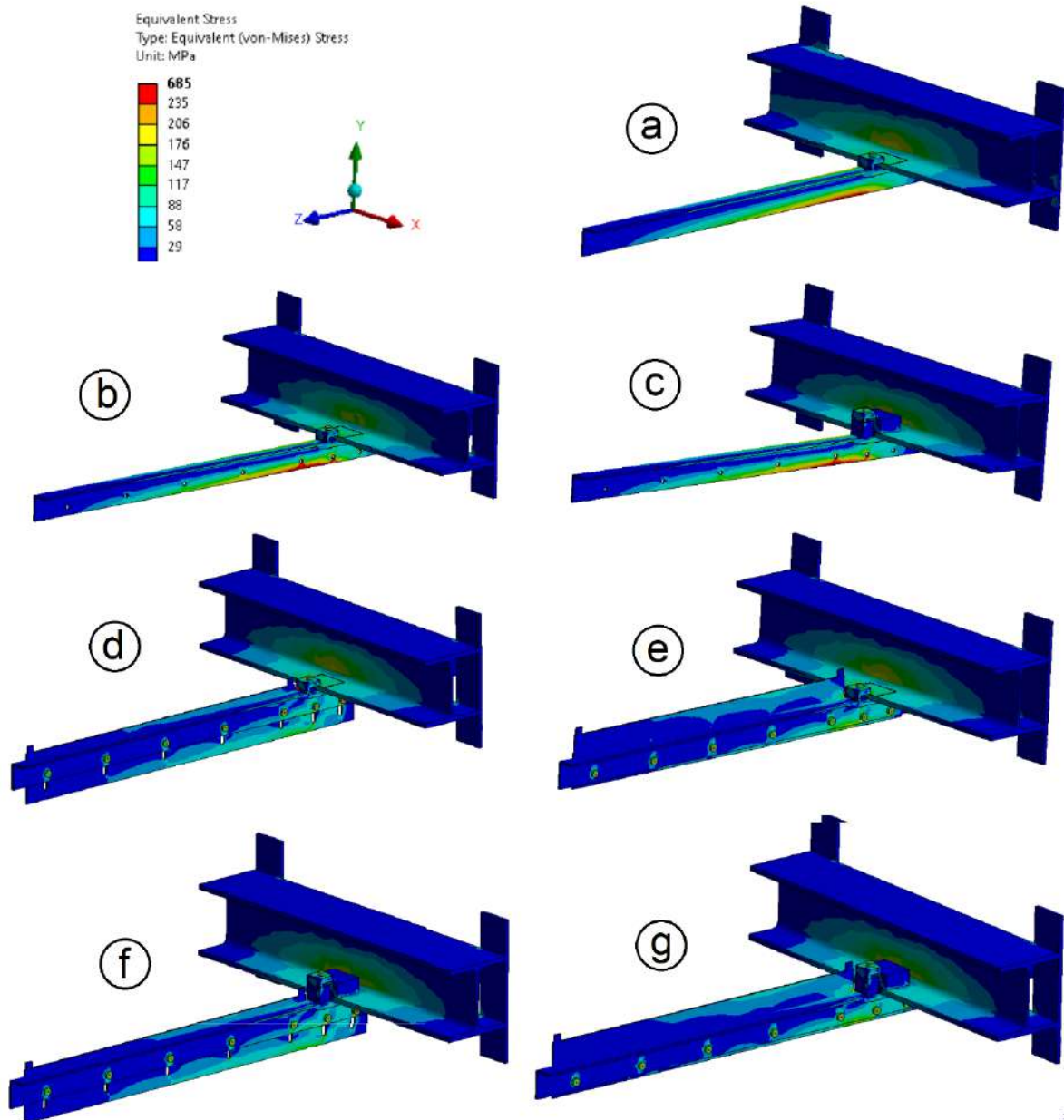


Figura 6.28 Distribución de tensiones para una carga puntual de 2kN en el extremo de la viga en L. a) Solo viga en L sin rasgados espesor de ala 14 mm. b) Solo viga en L con rasgados espesor de ala 14 mm. c) Solo viga en L con rasgados espesor de ala 54 mm. d) Viga en L con pletina de regulación abajo espesor de ala 14 mm. e) Viga en L con pletina de regulación arriba espesor de ala 14 mm. f) Viga en L con pletina de regulación abajo espesor de ala 14 mm. g) Viga en L con pletina de regulación arriba espesor de ala 14 mm.

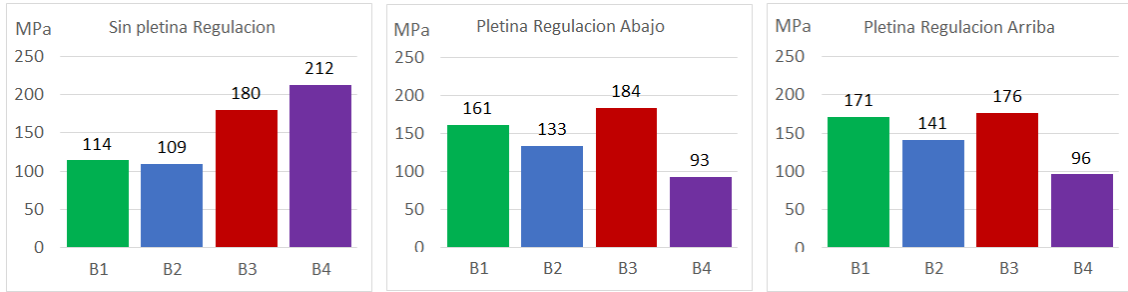


Figura 6.29 Gráficas de los valores de las tensiones de von-Mises para espesor de ala libre de 14 mm y carga repartida de 3,6 kN en el extremo de la viga en L. a) Tensiones para la viga sin la pletina de regulación. b) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima. c) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima.

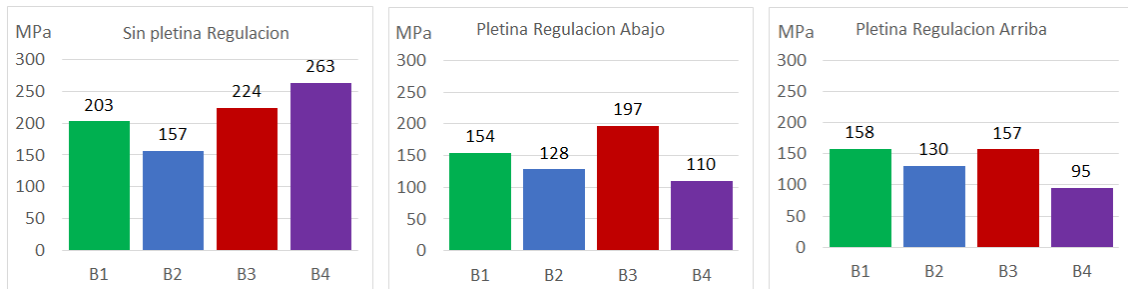


Figura 6.30 Gráficas de los valores de las tensiones de von-Mises para espesor de ala libre de 54 mm y carga puntual de 2,0 kN en el extremo de la viga en L. a) Tensiones para la viga sin la pletina de regulación. b) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima. c) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima.

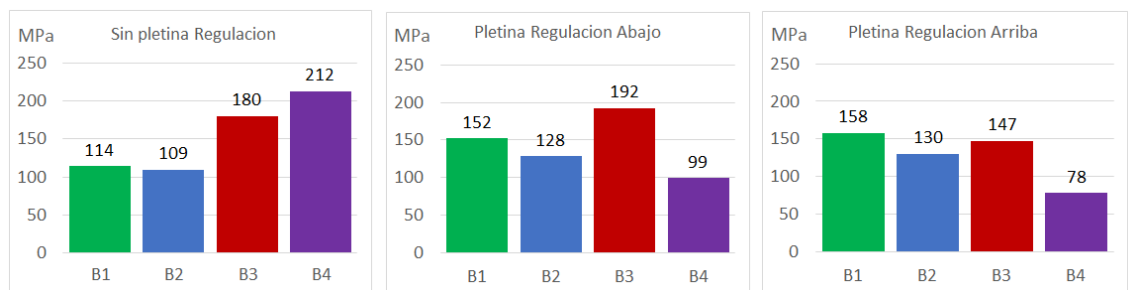


Figura 6.31 Gráficas de los valores de las tensiones de von-Mises para espesor de ala libre de 54 mm y carga repartida de 3,6 kN en el extremo de la viga en L. a) Tensiones para la viga sin la pletina de regulación. b) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura máxima. c) Tensiones para la viga con la pletina de regulación situada en la altura mínima.

Tabla 6.4 Resultados de los desplazamientos para la viga sin la pletina de regulación en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM.

<i>Carga</i> <i>N</i>	C1-Test mm	C2-Test mm	C3-Test mm	C4-Test mm	C1-FEM mm	C2-FEM mm	C3-FEM mm	C4-FEM mm
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
250	4,38	0,00	0,17	0,00	4,14	0,00	0,15	0,01
500	8,44	0,00	0,33	0,01	8,27	0,00	0,30	0,02
750	12,81	0,00	0,49	0,02	12,41	0,00	0,45	0,03
1000	17,71	0,00	0,63	0,04	16,54	0,00	0,60	0,04
1250	22,08	0,00	0,79	0,05	20,68	0,00	0,75	0,05
1500	25,71	0,00	0,95	0,06	24,81	0,00	0,90	0,06
1750	29,83	0,00	1,11	0,09	28,95	0,00	1,05	0,07
2000	34,56	0,00	1,28	0,09	33,08	0,00	1,20	0,08

Tabla 6.5 Resultados de las tensiones para la viga sin la pletina de regulación en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM

<i>Carga</i> <i>N</i>	B1-Test MPa	B2-Test MPa	B3-Test MPa	B4-Test MPa	B1-FEM MPa	B2-FEM MPa	B3-FEM MPa	B4-FEM MPa
0	0	0	0	0	0	0	0	0
250	21	11	31	33	19	14	29	32
500	39	23	59	62	38	27	58	65
750	58	37	87	93	57	41	87	97
1000	78	53	112	126	76	55	116	130
1250	94	65	136	152	95	68	144	162
1500	114	80	162	183	114	82	173	194
1750	134	98	189	215	132	96	202	227
2000	161	120	217	247	151	109	231	259

Tabla 6.6 Resultados de los desplazamientos para la viga con la pletina de regulación en el punto más bajo en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM.

<i>Carga</i> <i>N</i>	C1-Test mm	C2-Test mm	C3-Test mm	C4-Test mm	C1-FEM mm	C2-FEM mm	C3-FEM mm	C4-FEM mm
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
250	2,85	0,00	0,17	0,00	2,66	0,00	0,15	0,01
500	5,44	0,00	0,33	0,00	5,32	0,00	0,30	0,02
750	8,00	0,00	0,49	0,00	7,98	0,00	0,45	0,03
1000	10,49	0,00	0,64	0,02	10,65	0,00	0,60	0,04
1250	13,42	0,00	0,77	0,03	13,31	0,00	0,75	0,05
1500	16,31	0,00	0,94	0,05	15,97	0,00	0,90	0,06
1750	19,42	0,00	1,10	0,07	18,63	0,00	1,05	0,07
2000	22,54	0,00	1,28	0,09	21,29	0,00	1,20	0,08

Tabla 6.7 Resultados de las tensiones para la viga con la pletina de regulación en el punto más bajo en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM

<i>Carga N</i>	B1-Test MPa	B2-Test MPa	B3-Test MPa	B4-Test MPa	B1-FEM MPa	B2-FEM MPa	B3-FEM MPa	B4-FEM MPa
0	0	0	0	0	0	0	0	0
250	10	6	11	8	12	9	12	7
500	20	14	22	15	24	19	25	14
750	31	24	32	21	36	28	37	22
1000	45	34	45	27	48	37	50	29
1250	59	45	59	35	60	47	62	36
1500	74	56	71	43	72	56	74	43
1750	88	67	85	52	84	65	87	50
2000	101	77	99	61	96	75	99	58

Tabla 6.8 Resultados de los desplazamientos para la viga con la pletina de regulación en el punto más alto en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM.

<i>Carga N</i>	C1-Test mm	C2-Test mm	C3-Test mm	C4-Test mm	C1-FEM mm	C2-FEM mm	C3-FEM mm	C4-FEM mm
0	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00	0,00
250	2,84	0,00	0,17	0,00	2,75	0,00	0,15	0,01
500	5,46	0,00	0,32	0,01	5,50	0,00	0,30	0,02
750	8,27	0,00	0,48	0,02	8,25	0,00	0,45	0,03
1000	10,85	0,00	0,64	0,04	11,00	0,00	0,60	0,04
1250	14,15	0,00	0,80	0,05	13,75	0,00	0,75	0,05
1500	17,31	0,00	0,95	0,06	16,50	0,00	0,90	0,06
1750	20,77	0,00	1,14	0,07	19,25	0,00	1,05	0,07
2000	23,81	0,00	1,28	0,09	22,00	0,00	1,20	0,08

Tabla 6.9 Resultados de las tensiones para la viga con la pletina de regulación en el punto más alto en los ensayos de laboratorio y en la simulación FEM

<i>Carga N</i>	B1-Test MPa	B2-Test MPa	B3-Test MPa	B4-Test MPa	B1-FEM MPa	B2-FEM MPa	B3-FEM MPa	B4-FEM MPa
0	0	0	0	0	0	0	0	0
250	15	5	18	12	14	10	18	12
500	26	15	35	23	27	20	37	24
750	40	25	51	34	41	30	55	36
1000	52	34	69	43	54	40	73	47
1250	64	44	84	53	68	51	91	59
1500	84	58	104	66	81	61	110	71
1750	99	70	121	77	95	71	128	83
2000	116	83	139	90	108	81	146	95

6.5 Metodología para montaje de la pasarela en estructuras de acero históricas a partir de datos LIDAR

La metodología propuesta (figura 6.32) se basa en la combinación de técnicas LIDAR que proporcionan datos geométricos de edificios históricos con tolerancias de +/- 2mm y el proceso de instalación de este tipo de pasarelas con anclajes removibles y no invasivos, (que permiten una fácil regulación y adaptación a diferentes espesores y posiciones de la estructura) siguiendo los siguientes pasos:

6.5.1 Escaneo de la construcción.

Trabajo de campo que consiste en el escaneo láser de la construcción desde diferentes posiciones, especialmente aquellas que permiten obtener la geometría de la zona inferior de la estructura.

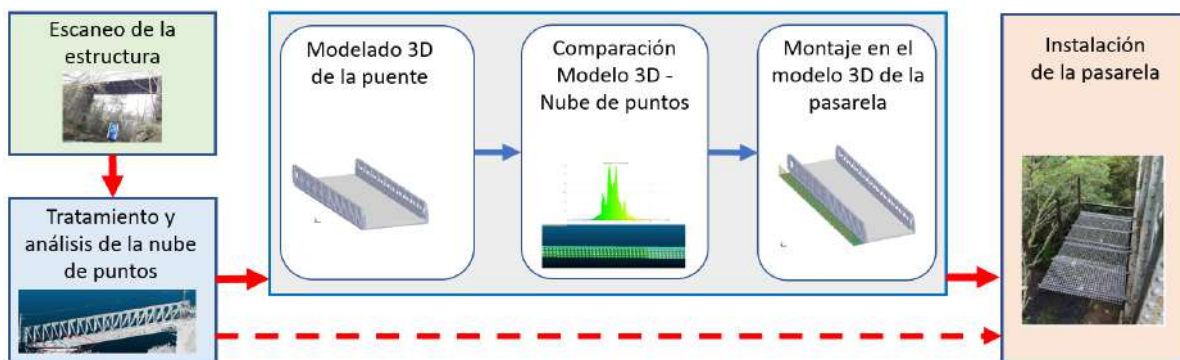


Figura 6.32 Esquema de la metodología para montaje de la pasarela en estructuras de acero históricas a partir de datos LIDAR.

6.5.2 Proceso y análisis de la nube de puntos.

Tras el escaneo láser, se realiza el análisis de cada una de las nubes de puntos obtenidas. De las mismas se obtendrán, entre otras, las siguientes medidas: a) Ancho de las vigas de los cordones inferiores de las cerchas. b) Espesor del ala de las vigas donde se realizará el anclaje. c) Posición y separación de los roblones. d) Posición y situación de la cartela que pueda interferir con los anclajes.

Si posteriormente se va a realizar el modelo 3D completo de la estructura, es necesario registrar las diferentes nubes de puntos de cada escaneo en una

única nube con un único sistema de referencia. Este proceso se denomina registro de nube de puntos y con él se genera un único archivo completo de la estructura con una única nube de puntos, limpiando también todo lo que no forma parte de la estructura.

6.5.3 Modelado 3D de la construcción y verificación previa.

A partir de las medidas geométricas obtenidas con el escaneo láser (y completadas si fuera necesario con alguna medida manual en zonas de fácil acceso) se realizará el modelo 3D de la estructura. Si es necesario, en esta fase se puede verificar la coincidencia del modelo 3D con la nube de puntos, especialmente en las mediciones mencionadas en el apartado anterior. Para ello, se exportarán las partes del modelo 3D a verificar en un formato compatible con el software de procesamiento de nube de puntos utilizado, luego se alineará el modelo 3D a la nube de puntos, y finalmente se comparará el error entre nube de puntos y modelo, usando la herramienta de medición de error correspondiente. Antes del montaje de las pasarelas en la estructura real, se realizará el montaje virtual de las mismas en el modelo 3D creado de la estructura, para comprobar que no existen interferencias ni errores.

Debido a la capacidad de ajuste y adaptación del sistema desarrollado para el anclaje a estructuras históricas de acero, en estructuras que no sean muy complejas se podría omitir este paso 6.5.3, bastando con las medidas extraídas en el paso 6.5.2 y ver los componentes necesarios para poder llevar a cabo la instalación de la pasarela.

6.5.4 Instalación de pasarelas para inspección y mantenimiento de salud estructural.

Finalmente, se instala la pasarela en la estructura histórica de acero, siguiendo los pasos indicados en el apartado 6.2. De esta forma, se pueden realizar las labores de inspección y mantenimiento de la salud estructural, sin necesidad de andamios adicionales.

6.6 Casos de estudio de aplicación de los nuevos sistemas de amarre desmontables no invasivos para mantenimiento en estructuras históricas de acero

A través de la metodología propuesta, en la cual se utiliza el escaneo láser como recolección de datos geométricos de la construcción existente, el sistema de pasarela desarrollado se instaló en dos casos de estudio reales para verificar su correcto funcionamiento. En primer lugar, en un puente de fácil acceso, como es el puente de acero sobre el río Gadanha (Lapela) Portugal, un puente que fue de uso ferroviario pero que actualmente es de uso exclusivo para peatones. Posteriormente, como se verá en el apartado 6.6.2, la pasarela desarrollada también se instaló en el puente de A Fillaboa, actualmente de uso ferroviario, de difícil acceso y que requiere un análisis de salud estructural por su estado actual de corrosión.

6.6.1 Puente del río Gadanha

El puente metálico del río Gadanha pertenecía al ferrocarril entre Valença y Monção, en Portugal y que fue inaugurado en 1915 (figura 6.33 y 6.34).



Figura 6.33 Puente de acero histórico del río Gadanha. a) Foto del interior de la estructura. b) mapa de ubicación del puente. c) Foto inferior del puente férreo del río Gadanha.

En 1989 se dejó de usar esta vía férrea y desde 2004 se transformó en vía verde, por lo que su uso actual es para el paso de personas y bicicletas. El puente está formado por un solo vano de 5 metros de ancho, 1,7 m de alto y 20 m de largo. El puente es de acero remachado compuesto básicamente por chapas de acero y perfiles en forma de L. El ancho de los perfiles de los cordones inferiores de las celosías es de 300mm, con un espesor de ala de estos cordones de 24mm en el tercio central y de 12mm en ambos lados de las celosías. Para la instalación de la pasarela se siguieron los pasos establecidos en la metodología, los cuales fueron:

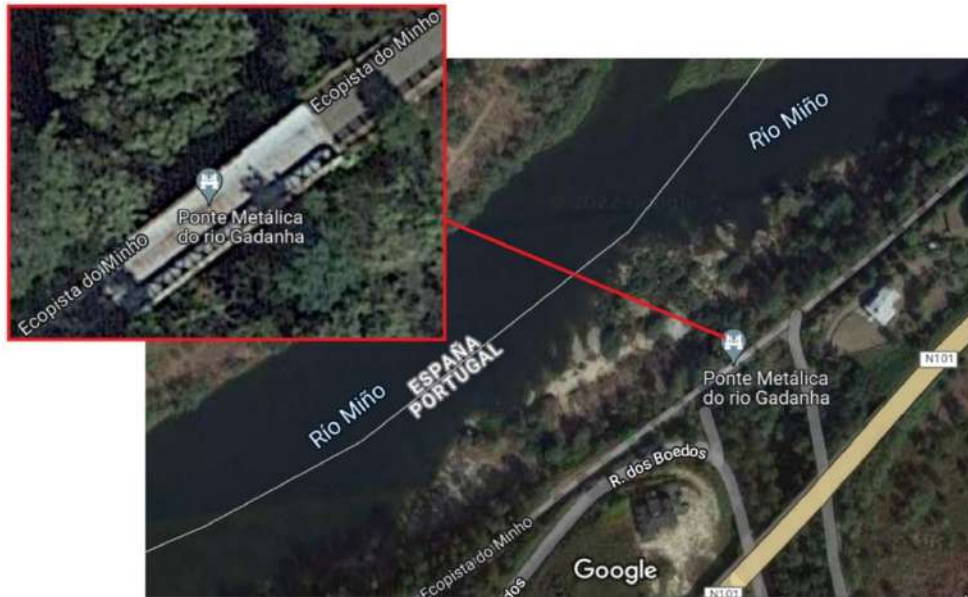


Figura 6.34 Ubicación detallada de la ubicación del puente férreo del río Gadanha (Portugal) en su desembocadura en el río Miño, en la frontera con España (Imágenes extraídas de Google maps).

1º Escaneo de la estructura

Para realizar el escaneo del puente, con el fin de obtener sus medidas, el escáner a utilizar será el Faro Focus3D X 330 (figura 6.36). Este modelo de laser mide distancias desde 0,6m a 120 m, con una precisión nominal de ± 2 mm, 25 m de distancia en condiciones normales de iluminación y reflectividad (cada una con una reflectividad del 90 % y del 10 %). El ángulo de rotación vertical es de 305° y la rotación horizontal es de 360° . La resolución angular es de $0,009^\circ$, con una tasa de toma de puntos que va desde los 122.000 a un máximo de 976.000 puntos por segundo.

Partiendo de la nube de puntos, se obtendrán las medidas del puente y sus componentes, por lo tanto, se podrá verificar la adecuación de la pasarela de mantenimiento al puente para realizar el montaje del mismo. También la nube de puntos obtenida se podrá utilizar para modelar el puente en 3D.

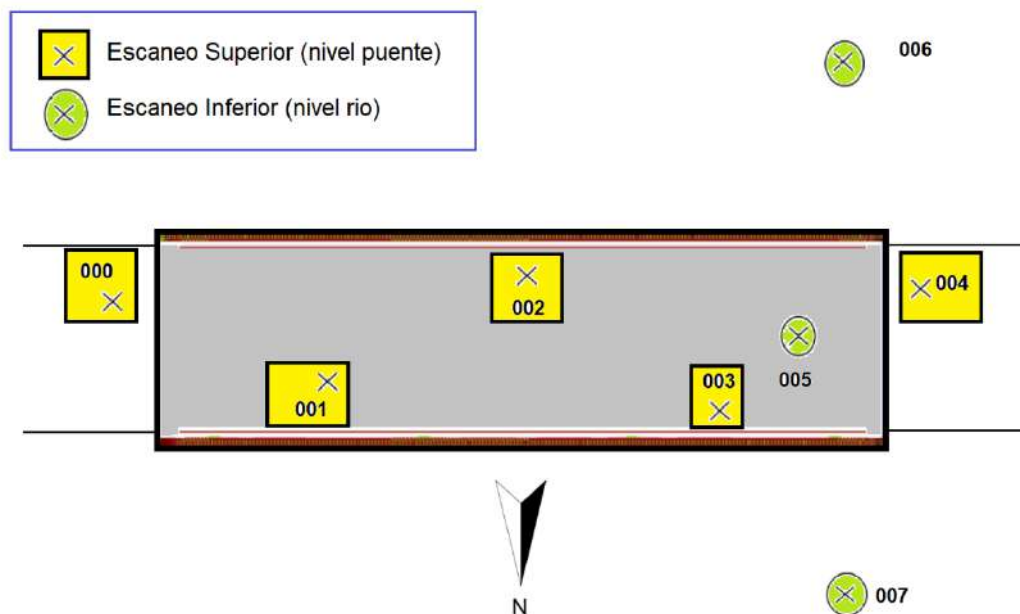


Figura 6.35 Ubicación de cada uno de los escaneos realizados en el puente férreo del río Gadanha



Figura 6.36 Imagen del escaneo con el láser Faro Focus3D X 330 del puente férreo del río Gadanha.

Para el escaneo de este puente se realizaron un total de 8 mediciones (ver posiciones en [figura 6.35](#)), con una media de puntos por escaneo de 22.571.458 puntos, con un máximo de 30.115.394 puntos en el escaneo Ref_005 y un mínimo de 18.157.549 en el escaneo Ref_000 ([tabla 6.10](#)). Los puntos pertenecientes al puente eran de media 3.299.486, con un con un máximo de 20.384.913 puntos en el escaneo Ref_003 y un mínimo de 209.941 en el escaneo Ref_006. La calidad de escaneo empleada fue de media resolución para este tipo de laser (ver [figura 6.37](#)), la cual es de 6.136 mm entre puntos de medición a 10 metros de distancia. Para el caso del escaneo del puente sobre el río Gadanha existen importantes diferencias en la resolución de los perfiles escaneados, debido a que parte de los mismos fueron en la parte superior del puente con distancias a los perfiles mínimas de 1 m, mientras que las realizadas por la parte inferior desde el río existían distancias mínimas superiores a los 20m. El tiempo medio de cada escaneo fue de 12 minutos. Para el procesado de la nube de puntos se empleó el programa CloudCompare



Figura 6.37 Resoluciones empleadas en el escaneo laser. a) Alta resolución b) media resolución.

Tabla 6.10 Número de puntos de cada escaneado laser realizado en el puente férreo del río Gadanha.

<i>Código escaneado</i>	<i>Puntos totales</i>	<i>Puntos puente</i>
Ref.000	18.157.549	1.941.585
Ref.001	20.018.152	18.114.546
Ref.002	21.193.071	19.317.722
Ref.003	23.070.356	20.384.913
Ref.004	22.540.672	2.198.052
Ref.005	30.115.394	5.535.288
Ref.006	23.673.656	209.941
Ref.007	23.589.939	397.051
Media	22.571.458	3.299.486

2º Montaje de la nube de puntos y verificación de las medidas principales

Cuando se realizan los escaneos de una estructura, cada nube de puntos esta referenciada al propio láser escáner, es decir el centro del láser escáner es el origen con coordenadas (0,0,0). Para el análisis de las medidas de los elementos que componen el puente se pueden emplear perfectamente cada uno de los escaneados por separado, empleando en cada caso el que más nos interese.

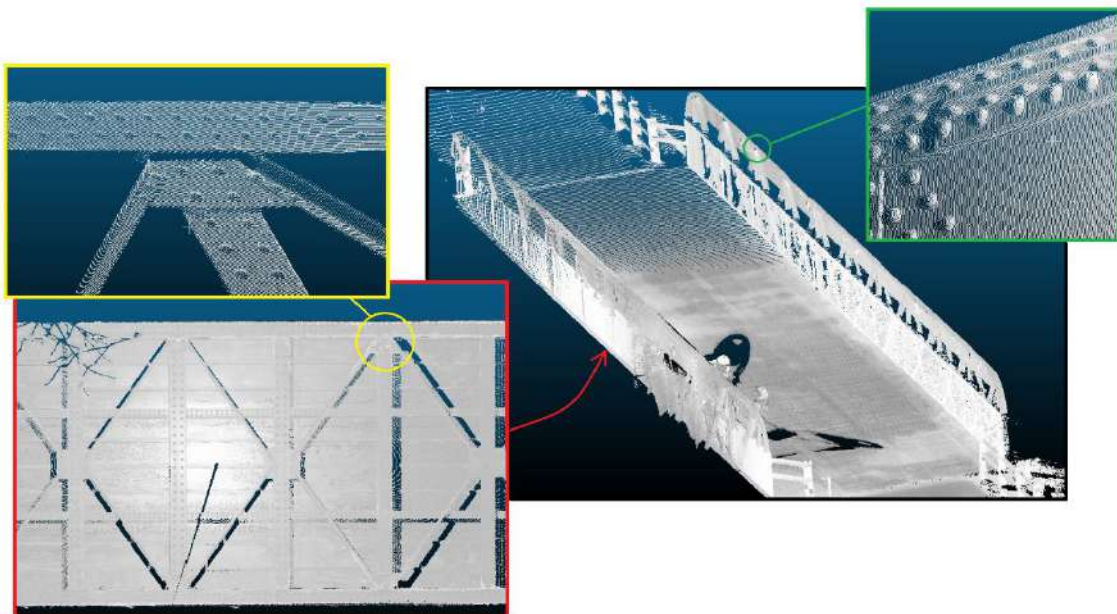


Figura 6.38. Escaneado y nube de puntos del puente río Gadanha.

Pero si queremos realizar el modelo 3D completo del puente es necesario registrar las diferentes nubes de puntos de cada escaneo en una sola nube de puntos con un único sistema de referencia. Este proceso se denomina registro de la nube de puntos, en el cual se genera un solo archivo completo del puente con una sola nube de puntos, limpiando además todo lo que no forme parte del puente. Para esta nube de puntos completa se emplearon 6 de los escaneos realizados y la nube de puntos final estaba formada por un total de 39.610.362 puntos.

3º Modelado de puente 3D

A partir de la nube de puntos del puente se realizó el modelado 3D (figura 6.39). Se utilizó el software Solidwork 2021 para modelar todo el puente. Por ser este uno de los casos de estudio, después del modelado 3D del puente, la pasarela desmontable desarrollada para este trabajo fue ensamblada en el modelo 3D del puente para verificar su adaptabilidad

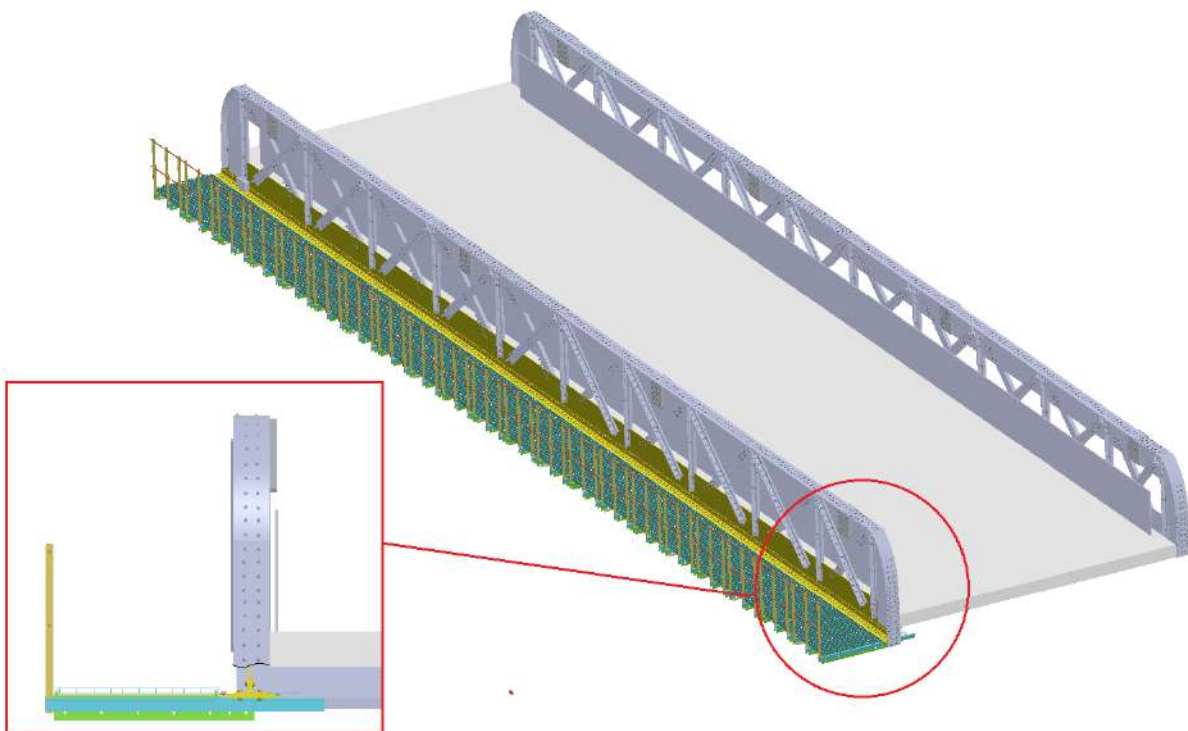


Figure 6.39. Modelo 3D del puente río Gadanha y posterior montaje de la pasarela lateral.

4º Instalación de la estructura para accesibilidad

El sistema de plataforma completo fue montado por una sola persona y los pasos seguidos son básicamente los indicados en la metodología del apartado 6.1. Aunque en este caso, se realizó alguna simplificación por las particularidades del propio ensayo. Primeramente, se montaron las tres primeras vigas ancladas al puente, ya que el acceso a la tercera viga era cómodo sin necesidad de montar el módulo de rejilla de 500 mm sobre las 2 primeras vigas. La separación entre las vigas fue de 400mm. También, como el borde del perfil del puente era constante en toda la longitud donde se iba instalar la plataforma de prueba no se montaron las pletinas de regulación (ver [figura 6.6](#)). A continuación, se montó y ancló, con sus correspondientes anclajes, el módulo de rejilla de 1000 mm a las tres vigas y después desde esta rejilla se montaron las dos siguientes vigas, la primer a 200 mm de la última montada y la siguiente a 400 mm de esta (ver [figura 6.40](#)).

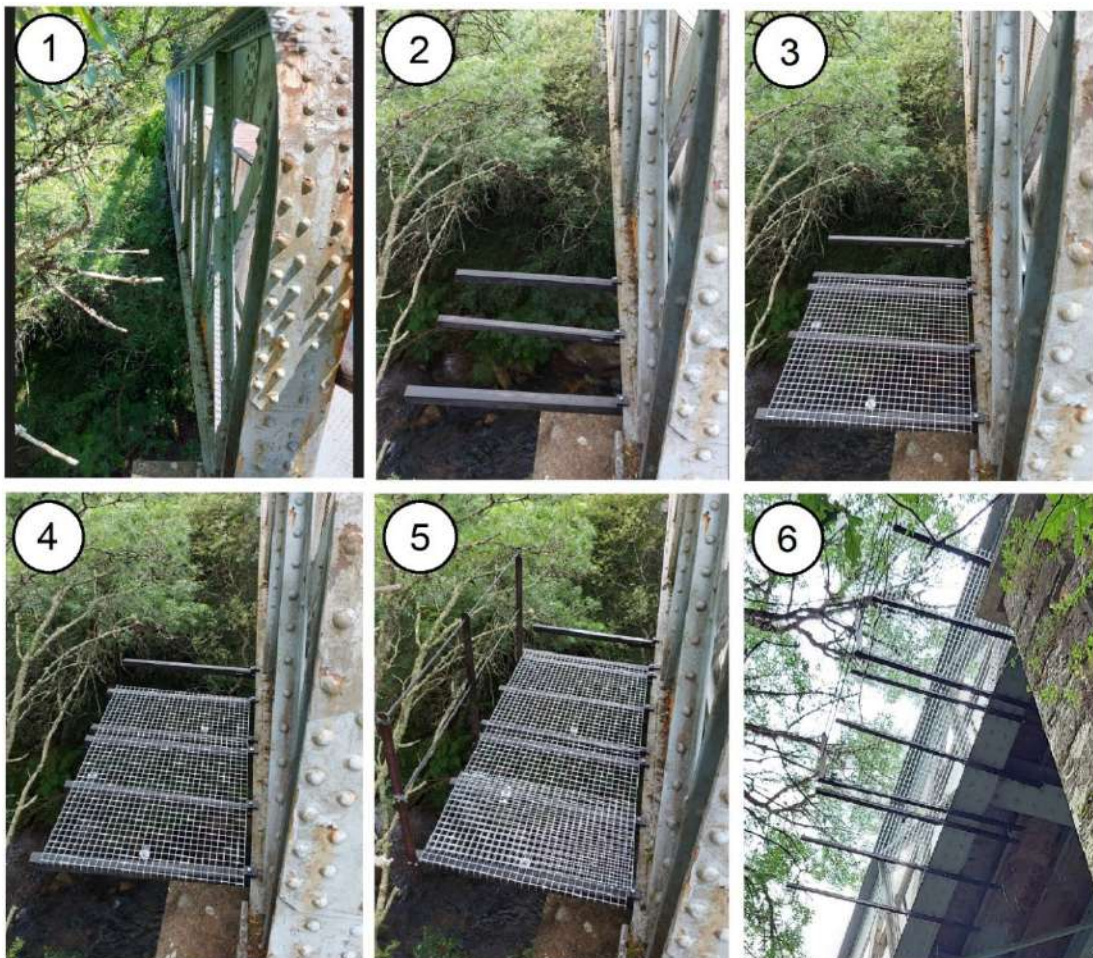
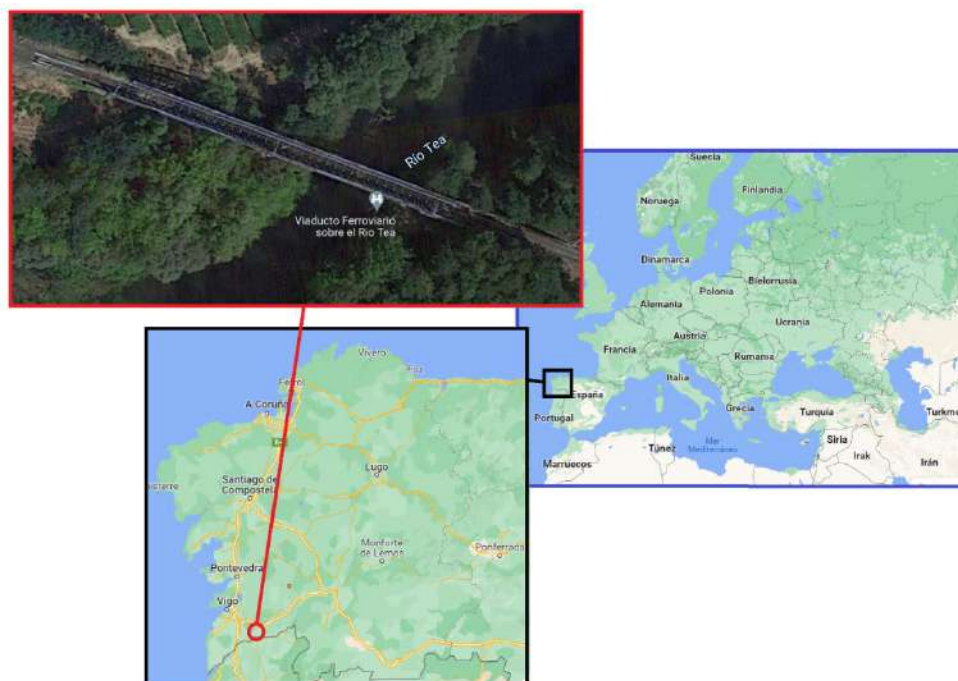


Figura 6.40 Pasos del montaje en el puente Río Gadanha.

En el siguiente paso se montó y ancló la rejilla de 500 mm y desde esta se colocó la siguiente viga a 400 mm. A continuación, se cambió el módulo de rejilla de 500mm por el de 1000mm, dejándolo perfectamente anclado a las vigas y desde esta rejilla se dispuso una viga a 200 mm de la última y otra a 400mm de la recién montada. Finalmente se montaron los pedestales de la barandilla y las dos barras de la barandilla (ver [figura 6.40](#)). Si fuese necesario seguir montando más módulos solamente sería continuar el proceso anterior. Este sistema permitiría montar una plataforma a todo lo largo del puente. Pero también se tendría la opción de cerrar lateralmente con barandilla el módulo de 2m ya montado, realizar en esta zona las labores de inspección y después ir moviendo este bloque de 2 m a lo largo del puente, siguiendo los pasos de la metodología indicada anteriormente, pero desmontando por un extremo e ir avanzado con el montaje por el otro extremo.

6.6.2 Puente de A Fillaboa

El segundo caso de estudio, en el que se aplicó la metodología propuesta, fue el puente férreo de A Fillaboa sobre el río Tea en Salvaterra de Miño (Pontevedra).



[Figura 6.41](#) Ubicación del puente de A Fillaboa sobre el río Tea (extraída de Google maps).

Este es un puente que está actualmente en uso ferroviario, de difícil acceso y que además necesita por su actual estado de corrosión un análisis de salud estructural. Este puente pertenece a la línea férrea denominada “Línea Férrea del Miño” la cual une Vigo con Ourense. El puente fue construido en el año 1877.

El puente de A Fillaboa está formado por 2 vanos idénticos de 49 metros de longitud cada uno, con un ancho de 5,6 m y una altura de 4,4m (figura 6.42). Cada vano está compuesto por 2 celosías laterales que se desplazan entre sí 5 metros. A su vez las celosías laterales están compuestas por 19 módulos de iguales dimensiones, teniendo en el módulo 10 un eje de simetría que hace simétricos los módulos, formados por los mismos perfiles, a cada lado del del módulo 10.



Figura 6.42. Puente férreo sobre le rio Tea. a) Imagen frontal del primer tramo del

puede, donde se puede observar el escáner laser Faro Focus. b) Foto del interior del puente por donde pasa el ferrocarril. c) Foto inferior del puente férreo del Tea.

El objetivo de este caso de estudio es ensayar el montaje de una plataforma desmontable que permita realizar futuras tareas de control de la salud estructural y posteriormente de mantenimiento en las partes exteriores del puente. Para ello se quiere anclar esta pasarela desmontable a los cordones longitudinales inferiores del mismo.



Figura 6.43 Detalle de exterior del puente de A Fillaboa. a) Vista de la parte inferior y exterior derecha del puente. b) Vista de detalle de la parte exterior derecha del puente. c) Vista en detalle del cordón inferior del puente donde se anclará la plataforma.

Para el ensayo del montaje de la plataforma se siguieron los pasos establecidos en la metodología, los cuales fueron:

1º Escaneo de la estructura

Para realizar el escaneo del puente con el fin de obtener sus medidas el escáner a utilizar será el Faro Focus3D X 330, el mismo equipo que en el caso del puente del río Gadanha.

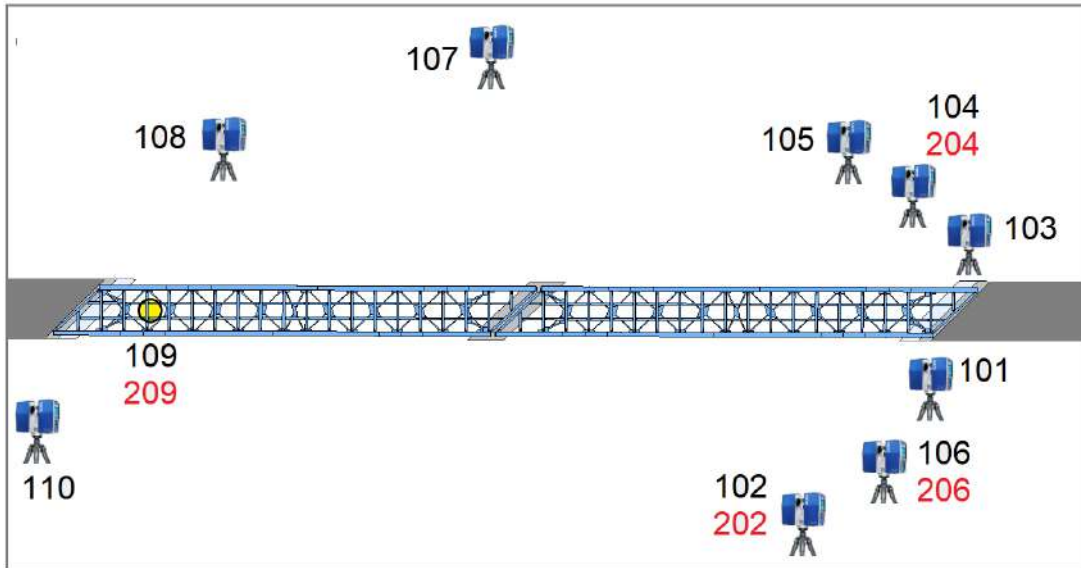


Figura 6.44. Imagen en planta de la ubicación y nomenclatura de cada uno de los escaneos realizados en el puente de A Fillaboa.

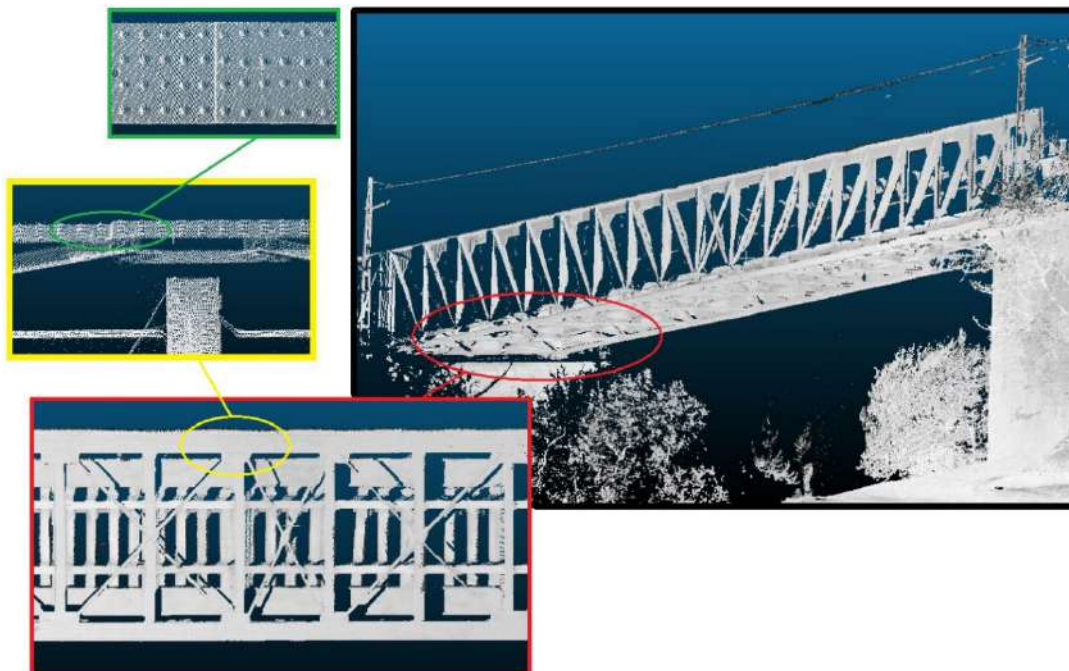


Figura 6.45. Escaneado y nube de puntos del puente de A Fillaboa.

Para el escaneo de este puente se realizaron primeramente 10 mediciones (ver posiciones en [figura 6.44](#)) de media resolución (6.136 mm entre puntos de medición a 10 metros de distancia) con una media de puntos por escaneo de 23.893.864 puntos, con un máximo de 31.144.275 puntos en el escaneo Ref_103 y un mínimo de 12.104.737 en el escaneo Ref_105. Los puntos que pertenecían al puente fueron de media 697.530, con un máximo de 5.904.629 puntos en el escaneo Ref_109 y un mínimo de 136.427 en el escaneo Ref_105. Al igual que sucedía en el caso del escaneado del puente de Lapela, el número de puntos recogidos en cada escaneado depende directamente de la distancia a la que se encuentra el láser del puente, así como el ángulo de incidencia respecto a este.

Tabla 6.11 Número de puntos de cada escaneado laser realizado en el puente de A Fillaboa

Escaneos de media resolución		
Código escaneo	Puntos escaneo	Puntos puente
Ref.101	26.379.460	1.624.999
Ref.102	25.108.621	326.064
Ref.103	31.144.275	1.275.543
Ref.104	26.626.119	559.927
Ref.105	12.104.737	136.427
Ref.106	21.769.671	2.406.377
Ref.107	24.438.291	226.414
Ref.108	21.658.308	401.879
Ref.109	27.734.051	5.904.629
Ref.110	28.547.832	408.497
Media	23.893.864	697.530

Escaneos de alta resolución		
Ref.206	101.326.648	9.763.838
Ref.202	109.078.990	1.550.524
Ref.204	120.702.849	2.520.066
Ref.209	98.009.321	6.218.328
Media	106.933.165	3.924.607

También debido a las dimensiones del puente, 100m de longitud total y una distancia del escaneo que oscilaba entre los 12m y los 33m, se realizaron 4 mediciones alta resolución. (3,068mm entre puntos de medición a 10 m de

distancia) con una media de puntos por escaneo de 106.933.165 puntos, con un máximo de 120.702.849 puntos en el escaneo Ref_207 y un mínimo de 98.009.321 puntos en el escaneo Ref_204. Los puntos que pertenecían al puente eran de media 3.924.607, con un máximo de 9.763.838 puntos en el escaneo Ref_309 y un mínimo de 1.550.524 en el escaneo Ref_203.

2º Montaje de la nube de puntos y verificación de las medidas principales

Se ha realizado el análisis de las medidas de los elementos que componen el puente en cada uno de los escaneados que nos aportaba mayor información y resolución. En este caso los escaneos empleados fueron los Ref.101, 103, 110, 204, 206, 209. Posteriormente para poder realizar el modelo 3D completo del puente se registraron las diferentes nubes de puntos de cada escaneo en una sola nube de puntos con un único sistema de referencia. Para esta nube de puntos completa se emplearon los 8 escaneos realizados en media resolución y la nube de puntos final estaba formada por un total de 29.610.362 puntos.

3º Modelado 3D del puente

A partir de la nube de puntos y mediante el programa SolidWorks se procedió al modelado general del puente, centrándose especialmente en la medición de los anchos de los perfiles laterales de anclaje, espesores de los perfiles laterales de anclaje, posición y separación de los roblones y posición y situación de las cartelas que pueden interferir con el anclaje.

Para comprobar el error entre el diseño 3D y el modelo real, se exportó en formato STEP al software de tratamiento de nube de puntos (Cloudcompare) las partes del modelo 3D que realmente afectaban al anclaje de la pasarela ([figura 6.46](#)), en este caso, la parte inferior de los cordones longitudinales del puente (que incluían los cambios de espesor por el número de chapas empleadas) y también la posición de los roblones. Posteriormente se alineó el modelo 3D con la nube de puntos, comparando el error, utilizando la herramienta Cloud to Mesh que incluye el software. Esta herramienta nos proporciona un histograma y una coloración de la nube de puntos que nos indica la desviación entre la nube de puntos y el modelo en cada una de las zonas del puente verificadas.

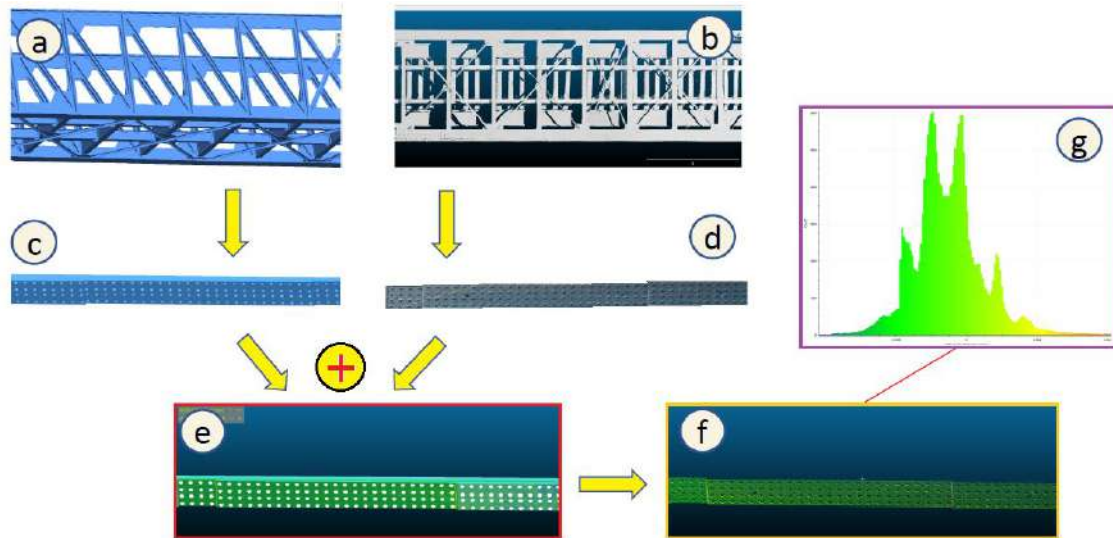


Figura 6.46 Esquema del proceso de comparación de las partes importantes del modelo 3D para el anclaje de la pasarela con la nube de puntos. a) Modelo 3D del puente. b) Nube de puntos del puente. c) Modelo 3D del área inferior del cordón inferior de la celosía. d) Nube de puntos del área inferior del cordón inferior de la celosía. e) Alineación del modelo 3D con la nube de puntos. f) Nube de puntos con escala de colores según distancia al modelo 3D. g) Histograma de la desviación entre la nube de puntos y el modelo en la zona verificada.

Igual que en el caso del puente del río Gadanha, partiendo de los datos geométricos de la nube de puntos se procedió al modelado 3D. Para ello se empleó igualmente el programa SolidWorks, modelando en este caso el puente completo. Posteriormente al modelado 3D del puente se procedió a montar en el modelo 3D la pasarela desmontable desarrollada en este trabajo, para verificar su adaptabilidad.

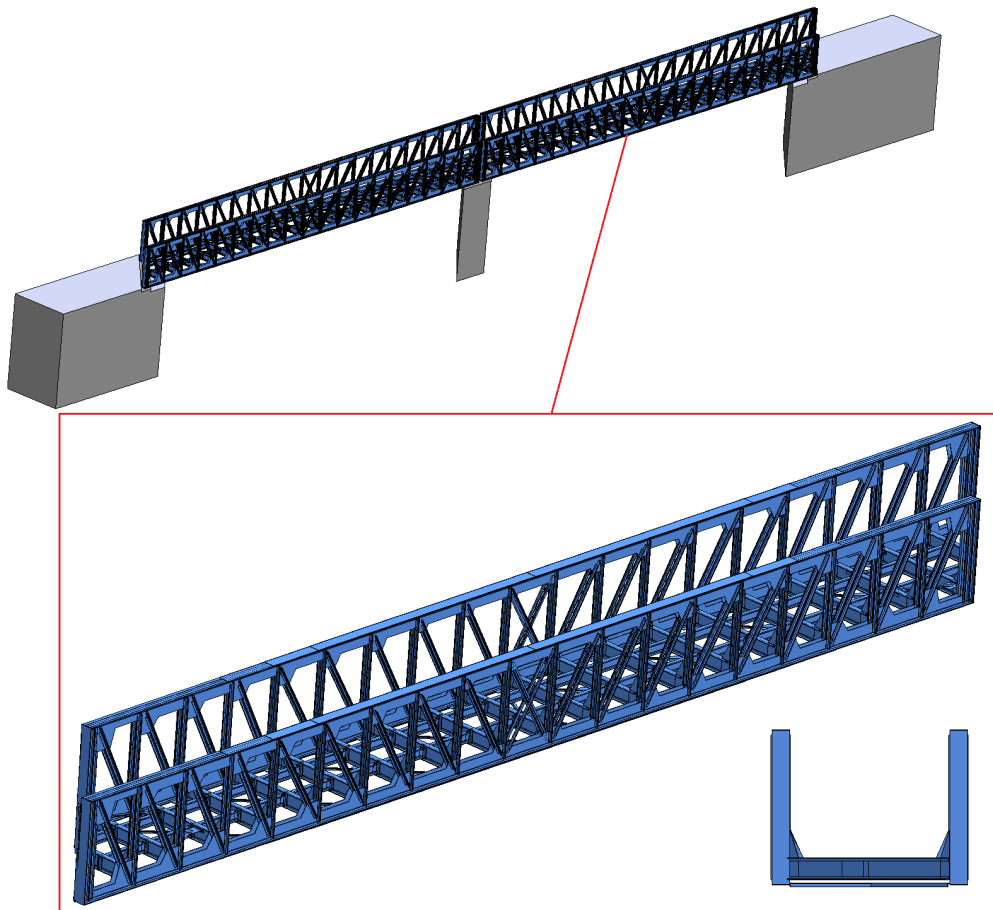


Figura 6. 47 modelado 3D del puente de A Fillaboa.

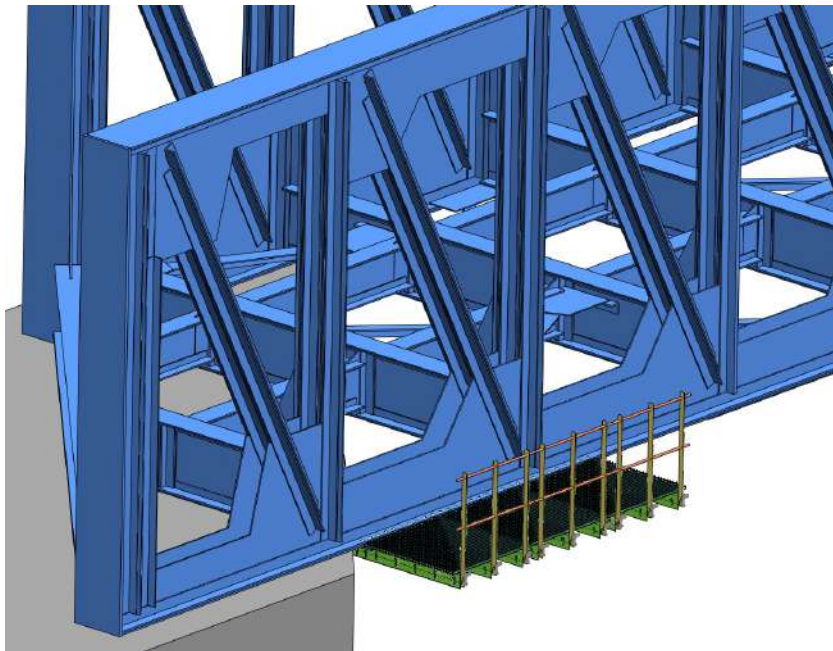
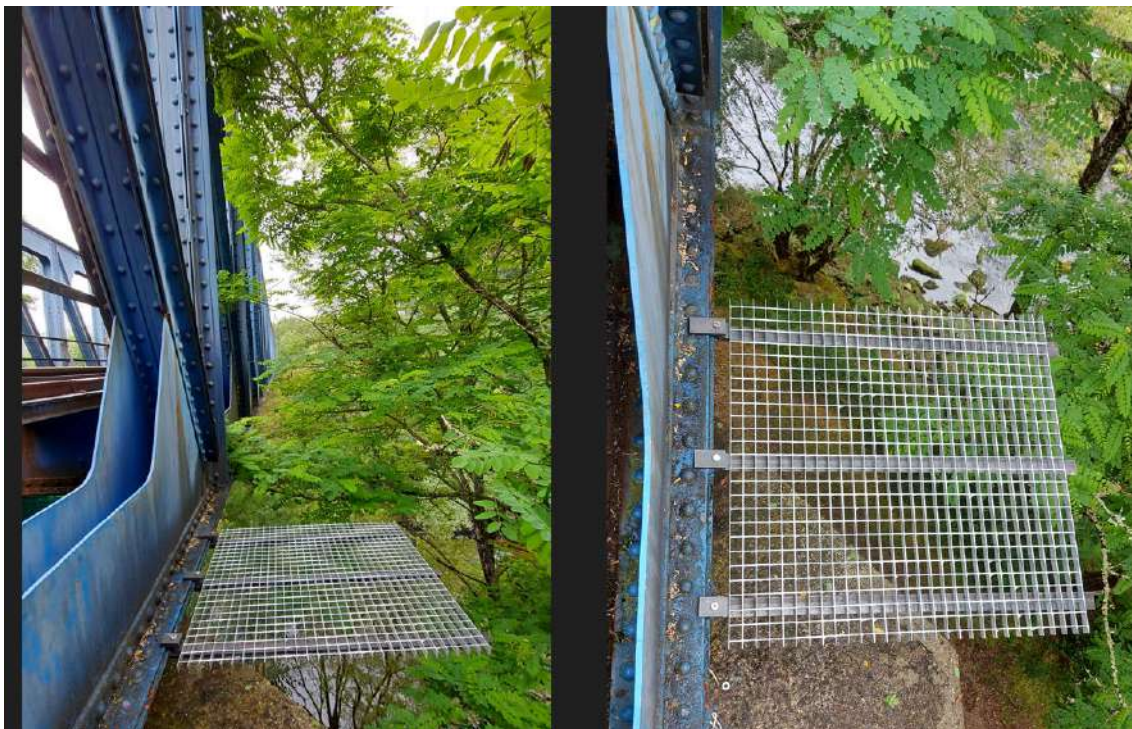


Figura 6.48 Detalle del montaje de un módulo de plataforma de 2 metros en el modelo 3D del puente de A Fillaboa.

4º Montaje de la pasarela en el puente

En este caso de estudio, para verificar la funcionalidad de la pasarela se montó un módulo de plataforma. Dicho módulo fue montado por una sola persona y los pasos seguidos son básicamente los indicados en la metodología del apartado 6.1. Aunque en este caso también se realizó alguna simplificación por las particularidades del propio ensayo. Primeramente, se montaron las tres primeras vigas ancladas al puente, ya que el acceso a la tercera viga era cómodo sin necesidad de montar el módulo de rejilla de 500 mm sobre las 2 primeras vigas. La separación entre las vigas fue de 400mm. También en este caso, como el borde del perfil del puente era constante en toda la longitud donde se iba instalar la plataforma de prueba, no se montaron las pletinas de regulación (ver [figura 6.6](#)). A continuación, se instaló y ancló con sus correspondientes anclajes el módulo de rejilla de 1000 mm a las tres vigas ([figura 6.49](#)). Este sistema permitiría montar una plataforma a todo lo largo del puente.

Una vez calculado todo, se procedió al montaje de un primer módulo en el puente real para verificar su adaptabilidad.



[Figura 6.49](#) Montaje de un primer módulo en el puente real de A Fillaboa.

6.7 Conclusiones sobre los nuevos sistemas de amarre para mantenimiento en estructuras históricas de acero

Con este trabajo se ha desarrollado una metodología y un sistema que, mediante la combinación de anclajes removibles no invasivos con técnicas LIDAR, permiten la instalación de pasarelas de fácil montaje y desmontaje para inspección de salud estructural, mantenimiento o accesibilidad en edificios históricos de acero, sin necesidad de acceso previo a la construcción. Las principales innovaciones y ventajas del sistema propuesto y desarrollado son:

- El sistema permite montar y desmontar la pasarela desde sí misma, siendo todos los componentes de la misma fácilmente manipulables por una sola persona, no requiriendo equipos auxiliares para su montaje.
- Con este sistema que utiliza abrazaderas para el anclaje, no es necesario realizar operaciones invasivas como soldaduras o perforaciones en el edificio histórico de acero.
- El sistema desarrollado permite adaptarse a cambios de espesor en las alas de los perfiles donde es necesario anclar y gracias a la placa de regulación es posible regular cada uno de los apoyos para que la pasarela quede perfectamente nivelada.
- Además, debido a la placa de agujeros avellanados combinada con los tornillos de apriete horizontal de las abrazaderas, se pueden salvar las zonas donde hay cartelas en el interior que dificultan la colocación de una abrazadera.
- Como se pudo comprobar en la simulación FEM y en las pruebas de laboratorio, la placa de regulación refuerza la viga L, permitiéndole soportar las cargas necesarias para una pasarela de este tipo y sin necesidad de utilizar componentes demasiado pesados para manipulación durante el montaje y desmontaje.

Como conclusión final decir que gracias a la combinación con técnicas LIDAR con un sistema de plataforma de fácil montaje y desmontaje con anclajes desmontables no invasivos, se ha conseguido un gran avance en los medios

disponibles para la inspección de salud estructural, mantenimiento o accesibilidad en edificios históricos de acero, sin necesidad de acceso previo a la construcción.

CAPÍTULO 7

CONCLUSIONES FINALES Y FUTUROS TRABAJOS

7.1 Conclusiones generales de la tesis

Las uniones grapadas y embridadas son un tipo de unión óptimo para la fabricación de estructuras de acero totalmente desmontables y reconfigurables. Este tipo de unión también es adecuada en la rehabilitación o modificación de estructuras históricas de acero para nuevos usos, reforzándolas o modificándolas con nuevos perfiles sin necesidad de taladrar o soldar las estructuras originales. Desde un punto de vista más específico y en base a los objetivos de investigación que se propusieron al inicio de esta tesis se pueden dar las siguientes conclusiones generales y aportaciones originales de esta tesis:

1) Respecto a la fatiga de las uniones grapadas

- Se ha propuesto y validado un original método analítico para el cálculo a fatiga de uniones grapadas.

- En base a los datos experimentales y analíticos obtenidos se ha hallado que la resistencia de la unión se puede llegar a reducir a un tercio cuando está sometida a esfuerzos de fatiga, algo primordial a tener en cuenta en estructuras sometidas a esfuerzos dinámicos, que pueden producir fatiga en las uniones.

- En base a los datos analíticos obtenidos se ha verificado que, si se aumenta el tamaño de la palanca delantera de la grapa, la resistencia a la fatiga disminuye, mientras que si se aumenta el tamaño de la palanca trasera de la grapa también aumenta el límite de fatiga de la unión.

- Las pruebas experimentales revelaron que el 96% de las veces la rotura del tornillo se produce en la parte inferior, en la zona de unión tornillo-tuerca y el resto de las fallas se producen en la ubicación de la cabeza.

2) Respecto al análisis de la rigidez de uniones atornilladas versus uniones grapadas.

- Se ha propuesto, desarrollado y validado una original metodología para analizar el comportamiento y daño en diferentes uniones de acero estructural, basada en la medición de la frecuencia natural mediante acelerómetros, después de someter la estructura a diferentes amplitudes de movimiento oscilatorio. Esta metodología ha demostrado ser adecuada y sencilla para casos de estudio de laboratorio, siendo además una solución prometedora para verificar daños en estructuras que pueden ser difíciles de medir con otros dispositivos.
- En base a los datos experimentales se determinó que, para un mismo pórtico con uniones atornilladas o uniones grapadas, las uniones atornilladas hacen que la estructura sea más rígida. También se comprobó que, para obtener la misma resistencia a las fuerzas dinámicas, una unión grapada necesita utilizar un mayor tamaño de tornillo o un mayor número de grapas por unión, ya que, a igual tamaño y número de tornillos, la unión grapada soporta menores esfuerzos dinámicos

3) Respecto al análisis de la longitud efectiva en vigas de sección I en conexiones con grapas.

- En base a los datos experimentales y analíticos obtenidos se ha demostrado que el supuesto de distribución de tensión a 45° es adecuado para su uso de forma aproximada en el cálculo de la longitud efectiva en vigas de sección en I en uniones grapadas.

4) Respecto al análisis del comportamiento a flexión de uniones embridadas a 90° para tubos cuadrados.

- Teniendo en cuenta los datos experimentales y las simulaciones se ha obtenido que el modo 1 de trabajo es apropiado para trabajar este tipo de unión ya que es la zona de comportamiento lineal, donde no se sobrepasa

ni la precarga ni el límite elástico en ninguno de los tornillos.

- Con los datos de simulación obtenidos se ha probado que según aumenta la distancia entre los tornillos se mejora la resistencia de la unión, pero esto también implica mayor tamaño de bridas y necesidad de mayor espacio. Por otro lado, el aumento de la resistencia de la unión no es proporcional al aumento de la distancia entre los tornillos, de hecho, a partir de un valor determinado el aumento de resistencia es poco significativo.

5) Respecto a el desarrollo y análisis de nuevos sistemas para mantenimiento en estructuras históricas de acero mediante uniones grapadas.

- Se ha propuesto, desarrollado y validado un original sistema de pasarelas que utiliza grapas para el anclaje, no siendo necesario realizar operaciones invasivas como soldaduras o perforaciones en la estructura histórica de acero. Además, el sistema permite montar y desmontar la pasarela desde sí misma, siendo todos los componentes de la misma fácilmente manipulables por una sola persona, no requiriendo equipos auxiliares para su montaje.
- Se ha propuesto, desarrollado y validado una original metodología basada en la combinación de técnicas LIDAR que proporcionan datos geométricos de edificios históricos con tolerancias de +/- 2mm y el proceso de anclaje de sistemas con grapas para uniones removibles y no invasivos, (que permiten una fácil regulación y adaptación a diferentes espesores y posiciones de la estructura) permitiendo la fácil instalación de estructuras auxiliares en estructuras históricas existentes.

Como conclusión final decir que las investigaciones realizadas, metodologías propuestas y análisis realizados suponen un importante avance en los sistemas de unión mediante grapas y bridas para la fabricación de estructuras de acero desmontables, reconfigurables y reaprovechables.

7.2 Futuros trabajos

Aunque esta tesis ha supuesto un importantísimo avance en el conocimiento sobre las uniones grapadas y embridadas, así como en el desarrollo de nuevas metodologías y modelos analíticos para el cálculo y diseño de estructuras de acero totalmente desmontables y reconfigurables a partir de uniones embridadas, aún quedan pendientes múltiples líneas de investigación y aspectos en los que hay que seguir profundizando.

Por ejemplo, los ensayos y modelos desarrollados en esta tesis para el cálculo a fatiga fueron para esfuerzos de tracción en las grapas, pero futuros trabajos deberían analizar el comportamiento a fatiga de la unión grapada, cuando las grapas y tornillos están sometidos a esfuerzos de cortadura o esfuerzos combinados de axil y cortadura, algo que sucede cuando una unión tiene que transmitir momentos flectores, aplicando para ello modelos analíticos similares a los desarrollados en esta tesis. También se deberían realizar para uniones embridadas en tubos cuadrados, de forma similar al presente estudio para las uniones grapadas, ensayos de laboratorio y desarrollos de modelos analíticos de cálculo, que analicen el comportamiento a fatiga, con especial atención en el comportamiento de los tornillos al igual que sucede en las uniones grapadas.

Aunque en este trabajo se realizó un análisis de las uniones grapadas a las cargas dinámicas según movimientos oscilatorios, también sería necesario realizar otro análisis del comportamiento de este tipo de uniones a exposiciones prolongadas a vibraciones. Por otro lado, en futuros trabajos se deberían comparar la rigidez de las uniones atornilladas de tubos respecto a las mismas uniones embridadas, así como su comportamiento a cargas dinámicas. Así mismo, deberían ser investigados y analizados otros tipos de uniones (distintos de la unión frontal a 90°) cargas dinámicas en mesa vibratoria.

En este trabajo se estudió el comportamiento a flexión de la unión a 90° mediante tubos, y en futuros trabajos, se debería desarrollar modelos analíticos que permitan el fácil cálculo de este tipo de unión al igual que se realizó con la unión grapada. De manera similar a como se analizó la unión a 90° también se deberían analizar los otros tipos de uniones para tubos cuadrados como son la

unión transversal de 90° a 45°, la unión en ángulo entre perfil tubular cuadrado y perfil H o los sistemas de base desmontable para pilares.

Por último, respecto a la aplicación de estos nuevos sistemas de amarre desmontables en estructuras históricas de acero, sería necesario profundizar en su aplicación para el refuerzo de este tipo de estructuras, sin necesidad de realizar operaciones invasivas.

El objetivo final de las nuevas líneas de investigación deberán estar centrados en seguir avanzando en el conocimiento y análisis de las uniones grapadas y embridadas para así poder alcanzar un nivel de conocimiento suficiente para que este tipo de uniones pueden ser aplicadas de forma mayoritaria en la fabricación de estructuras de acero totalmente desmontables y reconfigurables, consiguiendo así alcanzar una reducción drástica en la generación de residuos debido al desmantelamiento de estructuras, buscando su reutilización sistemática en el marco de una economía circular orientada a la transición ecológica y protección del medio ambiente.

REFERENCIAS

- 11.12.2019 COM (2019) 640. Communication From the Commission to The European Parliament, The European Council, The Council, The Uropean Economic and Social Committee and the Committee of the Regions. Brussels, 11.12.2019 COM (2019) 640 final. The European Green Deal. https://ec.europa.eu/info/sites/info/files/european-green-deal-communication_en.pdf
- A_RES_70_1_E. Resolution adopted by the General Assembly on 25 September 2015. 70/1. Transforming our world: the 2030 Agenda for Sustainable Development. United Nations. https://www.un.org/en/development/desa/population/migration/generalassembly/docs/globalcompact/A_RES_70_1_E.pdf
- Abar, B. M., & Ghobadi, M. S. (2020). Double shear bolted bracket moment connections, part 1: Four-bolt configuration design methodology. *Journal of Constructional Steel Research*, 174, 106280. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106280>
- Abar, B. M., & Ghobadi, M. S. (2022). New generation of bolted bracket connections: Safe load-carrying capacity and structural damage assessment. *Engineering Structures*, 252, 113662. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.113662>
- Abdel-Jaber, M., Abdel-Jaber, M. S., Beale, R. G., Allouzi, R., & Shatarat, N. K. (2020). Properties of tube and fitting scaffold connections under cyclical loads. *Journal of Constructional Steel Research*, 168, 106008. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106008>
- Abdel-Jaber, M., Beale, R. G., & Godley, M. H. R. (2006). A theoretical and experimental investigation of pallet rack structures under sway. *Journal of Constructional Steel Research*, 62(1-2), 68-80. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2005.04.008>
- Abidelah, A., Bouchaïr, A., & Kerdal, D. E. (2014). Influence of the flexural rigidity

- of the bolt on the behavior of the T-stub steel connection. *Engineering structures*, 81, 181-194. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.09.041>
- Ai-lin, Z., Ran, L., Zi-qin, J., & Zhen-yu, Z. (2018). Experimental study of earthquake-resilient PBCSC with double flange cover plates. *Journal of Constructional Steel Research*, 143, 343-356. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.01.005>
- Akbarnezhad, A., Ong, K. C. G., & Chandra, L. R. (2014). Economic and environmental assessment of deconstruction strategies using building information modeling. *Automation in construction*, 37, 131-144 <https://doi.org/10.1016/j.autcon.2013.10.017>
- Arguelles-Alvarez R, Arguelles-Bustillo JM, Arguelles-Bustillo R, Arriaga-Martitegui F, Atienza-Reales JR. (2005) *Estructuras de acero: Cálculo*, Bellisco Ediciones, Spain, Madrid, 2005.
- Arguelles-Alvarez R., J. M. Arguelles-Bustillo, R. Arguelles-Bustillo, F. Arriaga-Martitegui, J. R. Atienza-Reales, (2007) *Estructuras de acero: Uniones y sistemas Estructurales*, Bellisco Ediciones, Spain, Madrid, 2007.
- Ataei, A., Valipour, H. R., Bradford, M. A., & Chiniforush, A. A. (2019). Experimental study of steel-timber composite beam-to-column joints with extended end plates. *Construction and Building Materials*, 226, 636-650. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.07.154>
- B-1049 May 2018. Impacts of circular economy policies on the labour market Final report. European Commission B-1049 Brussels. May – 2018 https://circulareconomy.europa.eu/platform/sites/default/files/ec_2018_-_impacts_of_circular_economy_policies_on_the_labour_market.pdf
- Bai, Z. X., Shen, C. J., Jiang, Z. Q., Cheng, K. K., & Wang, H. W. (2021). Cyclic loading tests of an earthquake-resilient prefabricated steel frame with open-web steel channel beams. *Journal of Constructional Steel Research*, 177, 106477. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106477>
- Bartsch, H., Hoffmeister, B., & Feldmann, M. (2020). Fatigue analysis of welds and bolts in end plate connections of I-girders. *International Journal of Fatigue*, 138, 105674. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2020.105674>

- Basta, A., Serror, M. H., & Marzouk, M. (2020). A BIM-based framework for quantitative assessment of steel structure deconstructability. *Automation in construction*, 111, 103064. <https://doi.org/10.1016/j.autcon.2019.103064>
- Beale, R. G. (2014). Scaffold research—A review. *Journal of Constructional Steel Research*, 98, 188-200. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2014.01.016>
- Beer Ferdinand & Johnstom Russell. *Mecanica Vectorial para ingenieros. Dinámica (3º Edicion)*. Mc Graww-Hill. 1981
- Bhatti, A. Q. (2017). Dynamic response characteristics of steel portal frames having semi-rigid joints under sinusoidal wave excitation. *International Journal of Advanced Structural Engineering*, 9(4), 309-313. <https://doi.org/10.1007/s40091-017-0167-8>
- Błazik-Borowa, E., Jamińska-Gadomska, P., & Pieńko, M. (2020). Influence of foundation quality on the stress in the elements of steel façade scaffolding. *Buildings*, 10(7), 130. <https://doi.org/10.3390/buildings10070130>
- Boddupalli, C., Sadhu, A., Rezazadeh Azar, E., & Pattyson, S. (2019). Improved visualization of infrastructure monitoring data using building information modeling. *Structure and Infrastructure Engineering*, 15(9), 1247-1263., <https://doi.org/10.1080/15732479.2019.1602150>
- Boschrexroth, 2022. <https://www.boschrexroth.com/es/es/productos/grupo-de-productos/tecnologia-de-montaje/temas/perfiles-de-aluminio-soluciones-y-componentes/>
- Bosh profiles. <https://www.boschrexroth.com/en/xc/products/product-groups/assembly-technology/topics/aluminum-profiles-solutions-components/aluminum-profiles-products/index> (accedido en 2021.11.18).
- Brütting, J., Desruelle, J., Senatore, G., & Fivet, C. (2019, April). Design of truss structures through reuse. In *Structures* (Vol. 18, pp. 128-137). Elsevier. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2018.11.006>
- Brütting, J., Vandervaeren, C., Senatore, G., De Temmerman, N., & Fivet, C. (2020). Environmental impact minimization of reticular structures made of reused and new elements through Life Cycle Assessment and Mixed-Integer Linear Programming. *Energy and Buildings*, 215, 109827.

- <https://doi.org/10.1016/j.enbuild.2020.109827>
- Budynas, R.G. Shigley's (2014) Mechanical Engineering Design (in Si Units); McGraw Hill: New York, NY, USA, 2014.
- Cabaleiro M., B. Riveiro, B. Conde, J. C. Caamaño, Analytical T-stub model for the analysis of clamps in structural metal joints, *Journal of Constructional Steel Research*, 130 (2017) 138-147
- Cabaleiro M., J.C. Caamaño, B. Riveiro, B. Conde, Analysis of the behavior of an innovative removable joint using flanges in connections of structural steel square tubes, *The Thirteenth International Conference on Computational Structures Technology (CST2018)* 4- 6 of September 2018 Sitges, Barcelona, Spain.
- Cabaleiro, M., Comesaña, R., González-Gaya, C., & Caamaño, C. (2021). Analytical Model for the Fatigue Analysis of Steel Joints by Clamps According to the Lever Length. *Materials*, 14(24), 7726. <https://doi.org/10.3390/ma14247726>
- Cabaleiro, M., Conde, B., Riveiro, B., & Caamaño, J. C. (2020). Analysis of steel connections with girder clamps according to the bolts preload. *Journal of Constructional Steel Research*, 168, 105866. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.105866>
- Cabaleiro, M., González, C., & Conde, B. (2019). Analyzing the effective length of I cross-section beams in connections with girder clamps for totally removable, reusable and reconfigurable structures. *Procedia Manufacturing*, 41, 90-97. <https://doi.org/10.1016/j.promfg.2019.07.033>
- Cabaleiro, M., Riveiro, B., Arias, P., & Caamaño, J. C. (2015). Algorithm for beam deformation modeling from LiDAR data. *Measurement*, 76, 20-31. <https://doi.org/10.1016/j.measurement.2015.08.023>
- Cabaleiro, M., Riveiro, B., Arias, P., & Caamaño, J. C. (2016). Algorithm for the analysis of deformations and stresses due to torsion in a metal beam from LIDAR data. *Structural Control and Health Monitoring*, 23(7), 1032-1046. <https://doi.org/10.1002/stc.1824>.

- Cabaleiro, M., Riveiro, B., Conde, B., & Caamaño, J. C. (2017). Analytical T-stub model for the analysis of clamps in structural metal joints. *Journal of Constructional Steel Research*, 130, 138-147. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.12.011>
- . Cabrera, M., Tizani, W., & Ninic, J. (2021). A review and analysis of testing and modeling practice of extended Holo-Bolt blind bolt connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 183, 106763. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2021.106763>
- Cabrera, M., Tizani, W., & Ninic, J. (2021). A review and analysis of testing and modeling practice of extended Holo-Bolt blind bolt connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 183, 106763. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2021.106763>
- Cabrera, M., Tizani, W., Ninic, J., & Wang, F. (2021). Experimental and numerical analysis of preload in Extended Holo-Bolt blind bolts. *Journal of Constructional Steel Research*, 186, 106885. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2021.106885>
- Cao, J., Zhang, Z., Yang, W., & Guo, Y. (2019). Non uniform virtual material modeling on contact interface of assembly structure with bolted joints. *Structural Engineering and Mechanics, An Int'l Journal*, 72(5), 557-568. <https://doi.org/10.12989/sem.2019.72.5.557>
- Castagnetti, C., Bassoli, E., Vincenzi, L., & Mancini, F. (2019). Dynamic assessment of masonry towers based on terrestrial radar interferometer and accelerometers. *Sensors*, 19(6), 1319. *Sensors*, 2019, 19(6), 1319. doi:10.3390/s19061319
- CEPBD 2020. Circular Economy Principles for buildings design. European Commission. 21/02/2020 Created by GROW.DDG1. C.4. <https://ec.europa.eu/docsroom/documents/39984?locale=es>
- Chan, J. L., & Lo, S. H. (2019). Direct analysis of steel frames with asymmetrical semi-rigid joints. *Steel Compos. Struct*, 31(1), 99-112.: <https://doi.org/10.12989/scs.2019.31.1.099>
- Charef, R., Morel, J. C., & Rakhshan, K. (2021). Barriers to implementing the

- circular economy in the construction industry: A critical review. *Sustainability*, 13(23), 12989. <https://doi.org/10.3390/su132312989>
- Chmielewski, R., & Muzolf, P. (2021). Analysis of degradation process of a railway steel bridge in the final period of its operation. *Structure and Infrastructure Engineering*, 1-17. <https://doi.org/10.1080/15732479.2021.1956550>
- Cimellaro, G. P., & Domaneschi, M. (2017). Stability analysis of different types of steel scaffolds. *Engineering Structures*, 152, 535-548. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.07.091>
- Cimellaro, G. P., & Domaneschi, M. (2017). Stability analysis of different types of steel scaffolds. *Engineering Structures*, 152, 535-548. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2017.07.091>
- COM (2020) 98 final. Communication From the Commission to The European Parliament, The European Council, The Council, The Uropean Economic and Social Committee and The Committee of The Regions. Brussels, 11.3.2020
- COM (2020) 98. A new Circular Economy Action Plan For a cleaner and more competitive Europe. https://eur-lex.europa.eu/resource.html?uri=cellar:9903b325-6388-11ea-b735-01aa75ed71a1.0017.02/DOC_1&format=PDF
- Conde, B., Matos, J. C., Oliveira, D. V., & Riveiro, B. (2021). Probabilistic-based structural assessment of a historic stone arch bridge. *Structure and Infrastructure Engineering*, 17(3), 379-391 <https://doi.org/10.1080/15732479.2020.1752261>
- Costa, B. J. A., Magalhães, F., Cunha, Á., & Figueiras, J. (2014). Modal analysis for the rehabilitation assessment of the Luiz I Bridge.
- Cottafava, D., & Ritzen, M. (2021). Circularity indicator for residential buildings: Addressing the gap between embodied impacts and design aspects. *Resources, Conservation and Recycling*, 164, 105120. <https://doi.org/10.1016/j.resconrec.2020.105120>
- Cuartero, J., Cabaleiro, M., Sousa, H. S., & Branco, J. M. (2019). Tridimensional parametric model for prediction of structural safety of existing timber roofs

- using laser scanner and drilling resistance tests. *Engineering Structures*, 185, 58-67. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.01.096>.
- CYPE (2022). <https://info.cype.com/es/soluciones/> (accedido en 15/10/22)
- Di Sarno, L., Majidian, A., & Karagiannakis, G. (2021). The Effect of Atmospheric Corrosion on Steel Structures: A State-of-the-Art and Case-Study. *Buildings*, 11(12), 571. <https://doi.org/10.3390/buildings11120571>
- Eckelman, M. J., Brown, C., Troup, L. N., Wang, L., Webster, M. D., & Hajjar, J. F. (2018). Life cycle energy and environmental benefits of novel design-for-deconstruction structural systems in steel buildings. *Building and environment*, 143, 421-430. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2018.07.017>
- EEEC 2030. Estrategia Española de Economía Circular (EEEC), España Circular 2030. Ministerio para la transformación económica y el reto demográfico. Gobierno de España <https://www.miteco.gob.es/es/calidad-y-evaluacion-ambiental/temas/economia-circular/estrategia/>
- Elias, G. C., de Almeida Neiva, L. H., Sarmanho, A. M. C., Alves, V. N., & e Castro, A. F. B. (2018). Ultimate load of steel storage systems uprights. *Engineering Structures*, 170, 53-62. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.05.078>
- Ellen MacArthur Foundation 2013. Towards the circular economy Vol. 1: an economic and business rationale for an accelerated transition de Ellen MacArthur Foundation. Executive Summary 2013. <https://ellenmacarthurfoundation.org/towards-the-circular-economy-vol-1-an-economic-and-business-rationale-for-an>
- EN 1090-2:2018. Execution of steel structures and aluminium structures - Part 2: Technical requirements for steel structures. European Committee for Standardization, Brussels, 2018.
- EN 14399-3:2005.(2005) European Committee for Standardisation (CEN). EN 14399-3:2005. High-strength structural bolting assemblies for preloading. Part 3: system HR. Hexagon bolt and nut assemblies; 2005. Brussels.
- EN 1990:2002. (2002) Eurocode 0 - Basis of structural design. European Committee for Standardization, Brussels, 2002.

- EN 1991-1-1:2002. (2002) Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-1: General actions - Densities, self-weight, imposed loads for buildings. European Committee for Standardization, Brussels, 2002.
- EN 1993-1-1:2005. (2005) Eurocode 3: Design of Steel Structures – Part 1-1: General Rules and Rules for Building, European Committee for Standardization, Brussels, 2005.
- EN 1993-1-8: 2003. (2003) Eurocode 3: Design of Steel Structures – Part 1–8: Design of Joints (EN 1993-1-8: 2003), European Committee for Standardization, Brussels, 2003.
- ES2432915. (1014) Cabaleiro, Manuel; Vilán, José Antonio; Arias, Pedro y Caamaño, José Carlos. Sistema de fijación desmontable y configurable para uniones de perfiles estructurales. Priority number: 201200595; Patent number: ES2 432 915; Country: Spain; Grant Date: 04-06-2014.
- ES2527338. (2015) Cabaleiro Manuel; Vilán José Antonio; Arias Pedro y Caamaño José Carlos y Brea Luis; Sistema de unión lateral mediante bridas para perfiles en I o H. Priority number: 201300681 Patent number: ES2 527 338; Country: Spain. Grant Date: 30-11-2015
- ES2540164. (2016) Cabaleiro Manuel; Vilán José Antonio; Arias Pedro y Caamaño José Carlos y González Iago. Sistema de unión desmontable y reconfigurable para perfiles de tubo cuadrado Priority number: 201400002; Patent number: ES2 540 164. Country: Spain; Grant Date: 05-01-2016
- ES2555312..(2016) Cabaleiro Manuel; Caamaño Jose; Carlos; Celeiro Raul . Base de anclaje desmontable para pilares de tubos de seccion cuadrada o rectangular; Priority number: 201400513. Patent number: ES2555312. Country: Spain. Grant Date:24-06-2016.
- ES2594153. (2016) Cabaleiro Manuel; Caamano José Carlos; Pallares Natalia. Sistema desmontable para unión regulable en ángulo de perfiles de tubo cuadrado. Priority number: ES20150000438. Patent number: ES2594153 Grant Date: 16-06-2016.
- ES2605021. (2017) Cabaleiro Manuel; Caamano José Carlos; Lopez Diego. Sistema de unión desmontable mediante grapas para vigas metálicas de

- perfil I enrasadas por la parte superior . Priority number ES20150000659
Patent number: ES2605021 Grant Date: 14-08-2017
- ES2640959. (2018) Cabaleiro Manuel; Guimarey Lucia; Caamaño Jose Carlos;
Conde Borja; Sistema de unión desmontable y regulable en ángulo entre
tubular cuadrado y perfil H. Priority number: P201600365; Patent number:
ES2640959; Country: Spain. Grant Date: 01-03-2018.
- ES2664388. (2018) Cabaleiro Manuel; Gonzalez Antia; Caamano José Carlos.
Sistema de base desmontable para pilares de perfil H. Priority number:
ES20160000874. Patent Number: ES2664388. Grant Date: 08-08-2018.
- Esyconveyor. (2022) <https://esypro.com/soluciones/esyconveyor/> (accedido en
15/10/22)
- Faella C., V. Piluso, G. Rizzano, (2000) Structural steel semirigid connections,
Boca Ratón, Florida: CRC Press LLC; 2000.
- Fobiri, G., Musonda, I., & Muleya, F. (2022). Reality Capture in Construction
Project Management: A Review of Opportunities and
Challenges. *Buildings*, 12(9), 1381.
<https://doi.org/10.3390/buildings12091381>
- Galeotti, C., Gusella, F., Orlando, M., & Spinelli, P. (2021). On the seismic
response of steel storage pallet racks with selective addition of bolted joints.
Structures 34, 3806-3817. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2021.10.001>
- Garzia, F., Costantino, D., & Baiocchi, V. (2018). Security and safety
management and role of laser scanning in unique and peculiar cultural heritage
sites such as the papal basilica and the sacred convent of Saint Francis in
Assisi in Italy. *Heritage Architecture Studies*, 269. <https://doi.org/10.2495/HA-V2-N2-271-282>.
- Gaul, L., & Lenz, J. (1997). Nonlinear dynamics of structures assembled by bolted
joints. *Acta Mechanica*, 125(1), 169-181. <https://doi.org/10.1007/BF01177306>
- Gil, B., Goñi, R., Bijlaard, F., & Bayo, E. (2019). Major axis steel joint under
torsion: Stiffness and strength characterization. *Engineering Structures*, 180,
586-602. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.11.060>
- Gocál, J., & Odrobiňák, J. (2020). On the influence of corrosion on the load-

- carrying capacity of old riveted bridges. *Materials*, 13(3), 717.
<https://doi.org/10.3390/ma13030717>
- Grimsmo, E. L., Clausen, A. H., Langseth, M., & Aalberg, A. (2015). An experimental study of static and dynamic behaviour of bolted end-plate joints of steel. *International Journal of Impact Engineering*, 85, 132-145.
<https://doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2015.07.001>
- Groover MP.(2010) *Fundamentals of Modern Manufacturing 4th Edition*, John Wiley & Sons, Inc, USA, 2010.
- Guo, S., Si, R., Dai, Q., You, Z., Ma, Y., & Wang, J. (2019). A critical review of corrosion development and rust removal techniques on the structural/environmental performance of corroded steel bridges. *Journal of cleaner production*, 233, 126-146.
<https://doi.org/10.1016/j.jclepro.2019.06.023>
- Gyetvai, N., Truong-Hong, L., & Laefer, D. F. (2018). Laser scan-based structural assessment of wrought iron bridges: Guinness Bridge, Ireland. *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Engineering History and Heritage*, 171(2), 76-89. <https://doi.org/10.1680/jenhh.17.00018>.
- Hassanieh, A., Valipour, H. R., & Bradford, M. A. (2018). Bolt shear connectors in grout pockets: Finite element modelling and parametric study. *Construction and Building Materials*, 176, 179-192.
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.05.029>
- Heimbs, S., Schmeer, S., Blaurock, J., & Steeger, S. (2013). Static and dynamic failure behaviour of bolted joints in carbon fibre composites. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 47, 91-101.
<https://doi.org/10.1016/j.compositesa.2012.12.003>
- Herráez, J., Navarro, P., Denia, J. L., Martín, M. T., & Rodríguez, J. (2014). Modeling the thickness of vaults in the church of Santa Maria de Magdalena (Valencia, Spain) with laser scanning techniques. *Journal of cultural heritage*, 15(6), 679-686. <https://doi.org/10.1016/j.culher.2013.11.015>.
- Hess, M., Petrovic, V., Yeager, M., & Kuester, F. (2018). Terrestrial laser scanning for the comprehensive structural health assessment of the Baptistery

- di San Giovanni in Florence, Italy: An integrative methodology for repeatable data acquisition, visualization and analysis. *Structure and Infrastructure Engineering*, 14(2), 247-263. <https://doi.org/10.1080/15732479.2017.1349810>
- Hosseini, S. M., & Rahnavard, R. (2020). Numerical study of steel rigid collar connection affecting cyclic loading. *Engineering Structures*, 208, 110314. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110314>
- <https://doi.org/10.1002/stc.1961>
- Huang, J. Z., Li, D. S., Zhang, C., & Li, H. N. (2019). Improved Kalman filter damage detection approach based on lp regularization. *Structural Control and Health Monitoring*, 26(10), e2424.
- Kalpakjian, S., Schmid, S.R. (2006) *Manufacturing, Engineering and Technology*, (6th Edition-Serope), Prentice-Hall, 2006, USA.
- Kavaliauskas, P., Fernandez, J. B., McGuinness, K., & Jurelionis, A. (2022). Automation of Construction Progress Monitoring by Integrating 3D Point Cloud Data with an IFC-Based BIM Model. *Buildings*, 12(10), 1754. <https://doi.org/10.3390/buildings12101754>
- Keipour, N., Valipour, H. R., & Bradford, M. A. (2020). Structural behaviour of steel-timber versus steel-concrete composite joints with flush end plate. *Construction and Building Materials*, 262, 120885. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.07.019>
- Kibert, C. J. (2003). Deconstruction: the start of a sustainable materials strategy for the built environment. *Industry and environment*, 26(2), 84-88. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)BE.1943-5592.0000632](https://doi.org/10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0000632)
- Lachowicz, M. B., & Lachowicz, M. M. (2021). Influence of Corrosion on Fatigue of the Fastening Bolts. *Materials*, 14(6), 1485. <https://doi.org/10.3390/ma14061485>
- Lazorenko, G., Kasprzhitskii, A., & Nazdracheva, T. (2021). Anti-corrosion coatings for protection of steel railway structures exposed to atmospheric environments: A review. *Construction and Building Materials*, 288, 123115. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123115>
- Lee, J., Goldsworthy, H. M., & Gad, E. F. (2010). Blind bolted T-stub connections

- to unfilled hollow section columns in low rise structures. *Journal of constructional steel research*, 66(8-9), 981-992.
<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.03.016>
- Lee, J., Goldsworthy, H. M., & Gad, E. F. (2010). Blind bolted T-stub connections to unfilled hollow section columns in low rise structures. *Journal of constructional steel research*, 66(8-9), 981-992.
<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.03.016>
- Lee, J., Goldsworthy, H. M., & Gad, E. F. (2010). Blind bolted T-stub connections to unfilled hollow section columns in low rise structures. *Journal of constructional steel research*, 66(8-9), 981-992..
<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2010.03.016>
- Lerma, J. L., & García-San-Miguel, D. (2014). Self-calibration of terrestrial laser scanners: selection of the best geometric additional parameters. *ISPRS Annals of Photogrammetry, Remote Sensing & Spatial Information Sciences*, 2(5). <https://doi.org/10.5194/isprsannals-II-5-219-2014>
- Li, H., Shen, L., & Deng, S. (2022). A Generalized Framework for the Alternate Load Path Redundancy Analysis of Steel Truss Bridges Subjected to Sudden Member Loss Scenarios. *Buildings*, 12(10), 1597.
<https://doi.org/10.3390/buildings12101597>
- Li, L., Mahmoodian, M., & Li, C. Q. (2020). Prediction of fatigue failure of corrosion affected riveted connections in steel structures. *Structure and Infrastructure Engineering*, 16(11), 1524-1538.
<https://doi.org/10.1080/15732479.2020.1713166>
- Lindapter (2022). hollo-bolt <https://www.lindapter.com/us/product-category/hollo-bolt> (Accessed on 01 June 2022).
- Lindapter, (2022). Girder Clamp Lindapter. Lindapter, West Yorkshire, UK. <http://www.lindapter.com>. (Accessed on 01 June 2022).
- Liu, J., Ouyang, H., Feng, Z., Cai, Z., Liu, X., & Zhu, M. (2017). Study on self-loosening of bolted joints excited by dynamic axial load. *Tribology international*, 115, 432-451. <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2017.05.037> .

- Liu, N., Cui, X., Xiao, J., Lua, J., & Phan, N. (2020). A simplified continuum damage mechanics based modeling strategy for cumulative fatigue damage assessment of metallic bolted joints. *International Journal of Fatigue*, 131, 105302. <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2019.105302>
- Liu, X. C., Cui, F. Y., Zhan, X. X., Yu, C., & Jiang, Z. Q. (2019). Seismic performance of bolted connection of H-beam to HSS-column with web end-plate. *Journal of Constructional Steel Research*, 156, 167-181. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.01.024>
- LNA Solutions (2022) Steel Connection, LNA Solutions, Buffalo, NY, USA. <http://www.lnasolutions.com>. (Accessed on 01 June 2022).
- LNA solutions Boxbolt (2022) <https://www.lnasolutions.com/products/boxbolt-type-c-icc-approved/> (Accessed on 01 June 2022).
- Loh, C. H., Chan, C. K., Chen, S. F., & Huang, S. K. (2016). Vibration-based damage assessment of steel structure using global and local response measurements. *Earthquake engineering & Structural dynamics*, 45(5), 699-718. <https://doi.org/10.1002/eqe.2680>
- Luo, L., Du, M., Yuan, J., Shi, J., Yu, S., & Zhang, Y. (2020). Parametric Analysis and Stiffness Investigation of Extended End-Plate Connection. *Materials*, 13(22), 5133. <https://doi.org/10.3390/ma13225133>
- Luo, L., Qin, J., Zhao, D., & Wu, Z. (2020). Seismic Behavior of Extended End-Plate Connections Subjected to Cyclic Loading on the Top-Side of the Column. *Materials*, 13(17), 3724. <https://doi.org/10.3390/ma13173724>
- Marques, F., Moutinho, C., Magalhães, F., Caetano, E., & Cunha, Á. (2014). Analysis of dynamic and fatigue effects in an old metallic riveted bridge. *Journal of Constructional Steel Research*, 99, 85-101. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2014.04.010>
- Maytec, 2022. <https://maytec.com.de/index.php?id=34> (Accessed on 01 June 2022).
- ME 3901 Engineering Experimentation. Mechanical Engineering Department. Worcester Polytechnic Institute Vibrations Measurements. en:

- <https://users.wpi.edu/~sullivan/ME3901/Lectures/Vibration/Vibrations%20Measurement%20s.htm> (2019)
- Mehri, H., & Crocetti, R. (2016). Scaffolding bracing of composite bridges during construction. *J. Bridg. Eng.*, 21, 04015060. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)BE.1943-5592.0000829](https://doi.org/10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0000829).
- Mosallam, A., Zirakian, T., Abdelaal, A., & Bayraktar, A. (2018). Health monitoring of a steel moment-resisting frame subjected to seismic loads. *Journal of Constructional Steel Research*, 140, 34-46. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.10.023>
- Motedis, 2022. <https://www.motedis.com/en/Slot-profiles> (Accessed on 01 June 2022).
- Muttillio, M., Stornelli, V., Alaggio, R., Paolucci, R., Di Battista, L., de Rubeis, T., & Ferri, G. (2020). Structural health monitoring: An iot sensor system for structural damage indicator evaluation. *Sensors*, 20(17), 4908. <https://doi.org/10.3390/s20174908>
- Norton, R.L. (2019) *Machine Design: An Integrated Approach*, 6th ed.; Pearson: Upper Saddle River, NJ, USA, 2019.
- NucleoNova (2022). www.nucleonova.es, Clamping Systems Novagrip, Nucleonova S.L, 2022 (accessed 14.07.22).
- O'Grady, T., Minunno, R., Chong, H. Y., & Morrison, G. M. (2021). Design for disassembly, deconstruction and resilience: A circular economy index for the built environment. *Resources, Conservation and Recycling*, 175, 105847. <https://doi.org/10.1016/j.resconrec.2021.105847>
- Olaszek, P., Wyczałek, I., Sala, D., Kokot, M., & Świercz, A. (2020). Monitoring of the static and dynamic displacements of railway bridges with the use of inertial sensors. *Sensors*, 20(10), 2767. <https://doi.org/10.3390/s20102767>
- Ozbek, M. (2022). Smart Maintenance and Health Monitoring of Buildings and Infrastructure Using High-Resolution Laser Scanners. *Buildings*, 12(4), 454. <https://doi.org/10.3390/buildings12040454>

- Panda, S., Tripura, T., & Hazra, B. (2021). First-order error-adapted eigen perturbation for real-time modal identification of vibrating structures. *Journal of Vibration and Acoustics*, 143(5). <https://doi.org/10.1115/1.4049268>
- Gonzalez Lopez Pedro, I Cabaleiro Nuñez Manue y Ramos Moutiño Carlos. Ensaio e simulación a vibracións de unións desmontables nun pórtico metálico. Trabajo Final de Grado en Mecánica. Escuela de Ingeniería Industrial. Universidad de Vigo. 2019
- PEICTI 2021-2023. Plan Estatal de Investigación Científica, Técnica y de Innovación PEICTI 2021-2023. Secretaría General Técnica del Ministerio de Ciencia e Innovación. Gobierno de España. <https://www.ciencia.gob.es/Estrategias-y-Planes/Planes-y-programas/Plan-Estatal-de-Investigacion-Cientifica-y-Tecnica-y-de-Innovacion-PEICTI-2021-2023.html>
- Pellis, E., Masiero, A., Tucci, G., Betti, M., & Grussenmeyer, P. (2021). Assembling an image and point cloud dataset for heritage building semantic segmentation. *International Archives of the Photogrammetry, Remote Sensing and Spatial Information Sciences*, 46, 539-546. <https://doi.org/10.5194/isprs-archives-XLVI-M-1-2021-539-2021>.
- Peng, J. L., Ho, C. M., Chan, S. L., & Chen, W. F. (2017). Stability study on structural systems assembled by system scaffolds. *Journal of Constructional Steel Research*, 137, 135-151. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.06.004>
- Peng, J. L., Wu, C. W., Chan, S. L., & Huang, C. H. (2013). Experimental and numerical studies of practical system scaffolds. *Journal of Constructional Steel Research*, 91, 64-75. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.07.028>
- Pieńko, M., & Błazik-Borowa, E. (2020). Experimental studies of ringlock scaffolding joint. *Journal of Constructional Steel Research*, 173, 106265. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106265>
- Pongiglione, M., Calderini, C., D'Aniello, M., & Landolfo, R. (2021). Novel reversible seismic-resistant joint for sustainable and deconstructable steel structures. *Journal of Building Engineering*, 35, 101989. <https://doi.org/10.1016/j.jobbe.2020.101989>

- Pongiglione, M., Calderini, C., D'Aniello, M., & Landolfo, R. (2021). Novel reversible seismic-resistant joint for sustainable and deconstructable steel structures. *Journal of Building Engineering*, 35, 101989. <https://doi.org/10.1016/j.jobbe.2020.101989>.
- PRTR, Política Industrial España 2030. Plan de recuperación, transformación y Resiliencia. Componente 12. Política Industrial España 2030. 16 de junio de 2021 Gobierno de España. <https://planderecuperacion.gob.es/politicas-y-componentes/componente-12-politica-industrial-espana-2030>
- Regulation (EU) 2020/852. Regulation (EU) 2020/852 of the European Parliament and of the Council of 18 June 2020 on the establishment of a framework to facilitate sustainable investment and amending Regulation (EU) 2019/2088. Document 32020R0852. <https://eur-lex.europa.eu/legal-content/EN/TXT/HTML/?uri=CELEX:32020R0852&from=EN>
- Reinosa, J. M., Loureiro, A., Gutierrez, R., & Lopez, M. (2013). Analytical frame approach for the axial stiffness prediction of preloaded T-stubs. *Journal of Constructional Steel Research*, 90, 156-163. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.07.030>
- Reinosa, J. M., Loureiro, A., Gutierrez, R., & Lopez, M. (2020). Mechanical stiffness prediction of beam-to-column stiffened angle joints. *Journal of Constructional Steel Research*, 168, 105875. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2019.105875>
- Rezaeian, A., Jamal-Omidi, M., & Shahidi, F. (2014). Seismic behavior of ConXL rigid connection in box-columns not filled with concrete. *Journal of Constructional Steel Research*, 97, 79-104. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.12.005>
- Ribeiro, T., Bernardo, L., Carrazedo, R., & De Domenico, D. (2022). Seismic Design of Bolted Connections in Steel Structures—A Critical Assessment of Practice and Research. *Buildings*, 12(1), 32. <https://doi.org/10.3390/buildings12010032>
- Richard, G. Budynas. *Shigley's Mechanical Engineering Design (in SI Units)*. McGraw Hill, 2014.

- Riveiro, B., Lourenço, P. B., Oliveira, D. V., González-Jorge, H., & Arias, P. (2016). Automatic morphologic analysis of quasi-periodic masonry walls from LiDAR. *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering*, 31(4), 305-319. <https://doi.org/10.1111/mice.12145>.
- Rudy, V., & Lešková, A. (2013). Modular systems for experimental modelling in the design process of flexible workstations. *Interdisciplinarity in theory and practice*. ISSN, 2344-2409.
- Rudy, V., & Lešková, A. (2013). Modular systems for experimental modelling in the design process of flexible workstations. *Int. J. Interdiscip. Theory Pract*, 1, 2344-2409. ISSN, 2344-2409.
- Salmon CG, Johnson JE, Malhas FA. (2009) *Steel structures: Design and Behavior*. 5º Ed. Pearson Prentice Hall. New Jersey, 2009
- Sanchez, T., Conciatori, D., Ben-Ftima, M., & Massicotte, B. (2022). Terrestrial laser scanning for structural inspection with Kriging interpolation. *Structure and Infrastructure Engineering*, 18(3), 429-438. <https://doi.org/10.1080/15732479.2020.1861469>
- Sansom, M., & Avery, N. (2014, June). Briefing: Reuse and recycling rates of UK steel demolition arisings. In *Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Engineering Sustainability (Vol. 167, No. 3, pp. 89-94)*. Thomas Telford Ltd. <https://doi.org/10.1680/ensu.13.00026>
- Sen, S., & Bhattacharya, B. (2017). Online structural damage identification technique using constrained dual extended Kalman filter. *Structural Control and Health Monitoring*, 24(9), e1961. <https://doi.org/10.1002/stc.2424>
- Sofias, C. E., & Pachoumis, D. T. (2020). Assessment of reduced beam section (RBS) moment connections subjected to cyclic loading. *Journal of Constructional Steel Research*, 171, 106151. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106151>
- Specification for Structural Joints Using High-Strength Bolts. Research Council on Structural Connections-RCSC. Chigaco. 2014.
- Specification for Structural Steel Buildings ANSI/AISC 360-16. American National Standards Institute ANSI/American Institute of Steel Construction AISC.

Chicago. 2016

Szewczyk, P., & Kudyba, P. (2022). Effectiveness of Selected Strain and Displacement Measurement Techniques in Civil Engineering. *Buildings*, 12(2), 172. <https://doi.org/10.3390/buildings12020172>

Tamboli, A.R., (2016) *Steel Connection Design and Details*, McGraw-Hill Education. N.Y. 2016

Tartaglia, R., D'Aniello, M., Andreini, M., & La Mendola, S. (2020). The performance of preloaded bolts in seismically prequalified steel joints in a fire scenario. *Materials*, 13(22), 5079. <https://doi.org/10.3390/ma13225079>

Tecnología técnica.

<http://www.tecnologiatecnica.com.ar/unionesremachadas/unionesremachadasarchivos/Page617.htm> (accedido en 26/6/2020)

Tingley, D. D., & Davison, B. (2012). Developing an LCA methodology to account for the environmental benefits of design for deconstruction. *Building and environment*, 57, 387-395. <https://doi.org/10.1016/j.buildenv.2012.06.005>

Trias, A., Yu, Y., Gong, J., & Moon, F. L. (2022). Supporting quantitative structural assessment of highway bridges through the use of LiDAR scanning. *Structure and Infrastructure Engineering*, 18(6), 824-835. <https://doi.org/10.1080/15732479.2021.1880446>

Veluthedath Shajihan, S. A., Chow, R., Mechitov, K., Fu, Y., Hoang, T., & Spencer Jr, B. F. (2020). Development of synchronized high-sensitivity wireless accelerometer for structural health monitoring. *Sensors*, 20(15), 4169. <https://doi.org/10.3390/s20154169>

Walbrun, S., Witzgall, C., & Wartzack, S. (2019). A rapid CAE-based design method for modular hybrid truss structures. *Design Science*, 5. <https://doi.org/10.1017/dsj.2019.26>

Walbrun, S., Witzgall, C., & Wartzack, S. (2019). A rapid CAE-based design method for modular hybrid truss structures. *Design Science*, 5. <https://doi.org/10.1017/dsj.2019.26>

Walia, S. K., Patel, R. K., Vinayak, H. K., & Parti, R. (2013). Joint discrepancy evaluation of an existing steel bridge using time-frequency and wavelet-based

- approach. *International Journal of Advanced Structural Engineering*, 5(1), 1-9.
<https://doi.org/10.1186/2008-6695-5-25>
- Walia, S. K., Patel, R. K., Vinayak, H. K., & Parti, R. (2015). Time–frequency and wavelet-based study of an old steel truss bridge before and after retrofitting. *Journal of Civil Structural Health Monitoring*, 5(4), 397-414. .
<https://doi.org/10.1007/s13349-015-0116-9>
- Wang, Z. Y., Tizani, W., & Wang, Q. Y. (2010). Strength and initial stiffness of a blind-bolt connection based on the T-stub model. *Engineering structures*, 32(9), 2505-2517. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2010.04.005>
- Waste statistics 2018. EUROSTAT Statistics Explained - European Commission.
https://ec.europa.eu/eurostat/statistics-explained/index.php/Waste_statistics#Total_waste_generation
- Wong, C. N., Zhu, W. D., & Xu, G. Y. (2004). On an iterative general-order perturbation method for multiple structural damage detection. *Journal of Sound and Vibration*, 273(1-2), 363-386.
- Xu, K., & Mita, A. (2021). Absolute displacement-based formulation for peak inter-story drift identification of shear structures using only one accelerometer. *Sensors*, 21(11), 3629. <https://doi.org/10.3390/s21113629>
- Yan, H., Nie, X., Zhang, L., Yang, F., Huang, M., & Zhao, T. (2021). Test and Finite Element Analysis of a New Type of Double-Limb Double-Plate Connection Joint in Narrow Base Tower. *Materials*, 14(20), 5936. <https://doi.org/10.3390/ma14205936>
- Yang, C., Yang, J. F., Su, M. Z., & Liu, C. Z. (2016). Numerical study on seismic behaviours of ConXL biaxial moment connection. *Journal of Constructional Steel Research*, 121, 185-201. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2016.02.013>
- Yang, J. N., Lin, S., Huang, H., & Zhou, L. (2006). An adaptive extended Kalman filter for structural damage identification. *Structural Control and Health Monitoring: The Official Journal of the International Association for Structural Control and Monitoring and of the European Association for the Control of Structures*, 13(4), 849-867. <https://doi.org/10.1002/stc.84>
- Yin, T., Wang, Z., Zheng, K., & Lu, S. (2022). A New Method for Design of the

- Semi-Rigid Steel Frame—The Integration of Joint Inverse Design and Structural Design. *Buildings*, 12(7), 938.
<https://doi.org/10.3390/buildings12070938>
- Zabojszcza, P., Radoń, U., & Szaniec, W. (2021). Probabilistic Approach to Limit States of a Steel Dome. *Materials*, 14(19), 5528.
<https://doi.org/10.3390/ma14195528>
- Zampieri, P., Curtarello, A., Maiorana, E., & Pellegrino, C. (2019). A review of the fatigue strength of shear bolted connections. *International Journal of Steel Structures*, 19(4), 1084-1098. <https://doi.org/10.1007/s13296-018-0189-5>
- Zheng, Y., & Guo, Z. (2021). Investigation of joint behavior of disk-lock and cuplok steel tubular scaffold. *Journal of Constructional Steel Research*, 177, 106415. <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.106415>
- Zhu, L., Fu, Y., Chow, R., Spencer Jr, B. F., Park, J. W., & Mechitov, K. (2018). Development of a high-sensitivity wireless accelerometer for structural health monitoring. *Sensors*, 18(1), 262. <https://doi.org/10.3390/s18010262>
- Zhu, X., Wang, P., Liu, M., Tuoya, W., & Hu, S. (2017). Behaviors of one-side bolted T-stub through thread holes under tension strengthened with backing plate. *Journal of Constructional Steel Research*, 134, 53-65.
<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2017.03.010>