

UNIVERSIDAD DE OVIEDO

**Programa de Doctorado:
Diseño, Construcción y Fabricación en la Ingeniería**

Tesis Doctoral

**COMPORTAMIENTO DE UNIONES EN K EN
ESTRUCTURAS GALVANIZADAS DE CELOSÍA
CON PERFILES TUBULARES RHS**

Autor: Gorka Iglesias Toquero

**Directores: Dr. Miguel A. Serrano López
Dr. Carlos López-Colina Pérez**

Julio 2012

AGRADECIMIENTOS

En este apartado debo agradecer especialmente el apoyo prestado en todo momento por mis directores de tesis, Miguel Ángel Serrano y Carlos López-Colina, quienes me permitieron, en primer lugar, obtener mi tesis doctoral del proyecto de I+D que pusimos en marcha hace ya varios años y que, por otro lado han trabajado intensamente en el desarrollo del mismo, incluso (o sobre todo), en momentos en que parecía que llegábamos a un punto muerto.

Adicionalmente, ha habido más gente involucrada y comprometida con el proyecto que, de una u otra manera han colaborado para que el resultado final haya sido, creo, más que satisfactorio y que merecen asimismo mi más sincero agradecimiento: Jorge González y Juan José del Campo de la empresa Ideas en Metal, Mike Taylor y Murray Cook de la EGGA (European General Galvanizer Association), Jaap Wardenier de la Universidad de Delft y Stefan Herion de la Universidad de Karlsruhe; mención especial merece Juan José del Coz del Departamento de Construcción e Ingeniería de Fabricación de la Universidad de Oviedo, quien participó significativamente en la fase de simulación numérica del proyecto.

Gracias también al CIDECT (Comité Internacional para el Desarrollo y Estudio de la Construcción Tubular), a la empresa Ideas en Metal y a la EGGA por su aportación económica al proyecto. Igualmente, gracias a la empresa CONDESA por la cesión gratuita del material para los ensayos.

Como no podía ser de otra manera, tengo que recordar y agradecer a mi familia su apoyo y ánimo desde el primer momento. Gracias especiales a mi mujer, Zorione, y a mi hijo, Nicolás, que son quienes más han mi dedicación al proyecto y a la preparación de la tesis.

Por último, dar las gracias a los profesores Eduardo Bayo de la Universidad de Navarra, Santiago Hernández de la Universidad de La Coruña y Juan José del Coz de la Universidad de Oviedo, que muy amablemente accedieron a realizar la imprescindible revisión de la tesis, conformando el Tribunal Evaluador de la misma, para poder optar a la obtención del título de doctor.

RESUMEN

Autor: Gorka Iglesias Toquero

Título: Comportamiento de uniones tipo K en estructuras galvanizadas de celosía con perfiles tubulares RHS.

Fecha: Julio de 2012

Directores: D. Miguel Ángel Serrano López
D. Carlos López-Colina Pérez

La galvanización de estructuras metálicas es una práctica tremendamente habitual a la hora de proteger a éstas frente a situaciones de corrosión agresiva.

Las dificultades que surgen al tratar de soldar piezas galvanizadas: hay que cepillarlas para eliminar el recubrimiento, soldar y posteriormente, aplicarles pinturas o sprays ricos en zinc (lo que aporta un recubrimiento de menor calidad que la obtenida mediante el proceso de inmersión en caliente) unido a las cada vez mayores capacidades de las empresas galvanizadoras, hace que en el caso concreto de las celosías, la opción más habitual pase por fabricar la estructura (o al menos una parte de ella) y tratar el conjunto sumergiéndolo en el baño de zinc fundido.

Sin embargo, el tratar de sumergir una celosía de acero en una cuba conteniendo zinc líquido no es una tarea sencilla ya que el peso específico de los dos metales es similar. Si, además, algunos de los elementos de la estructura (las barras de relleno que van soldadas en todo el perímetro en sus dos extremos a los cordones) contienen aire en su interior que no puede ser evacuado, convierte la “flotabilidad” del elemento en un serio problema.

Para resolverlo, desde hace tiempo se viene empleando una solución muy sencilla: ejecutar unos orificios en estas barras de relleno en zonas cercanas a los cordones para permitir la salida del aire contenido (y la entrada de zinc líquido) facilitando así, la introducción de la estructura en la cuba.

Ahora bien, si se realiza un agujero en un elemento estructural principal, ¿cómo afecta esto a su capacidad resistente? Y si el agujero se realiza en las proximidades de la unión, ¿cómo afecta esto a la resistencia de la unión?

La primera pregunta tiene una solución relativamente sencilla, ya que se puede considerar, en los cálculos propuestos por el Eurocódigo 3, la presencia, en esa zona concreta, de una sección eficaz. Ahora bien, en el caso de las uniones, dado que las expresiones propuestas son, en muchos casos, semi-empíricas, la solución no resulta tan evidente. Así, el presente trabajo trata de dar respuesta, precisamente, a esta última cuestión.

Para ello, se ha llevado a cabo una simulación numérica por Elementos Finitos, incluyendo un análisis paramétrico basado en el Diseño de Experimentos – DOE – con el objetivo de tratar de

conocer con detalle el mecanismo de transmisión de tensiones dentro de la unión, descubriendo así las zonas más afectadas por dichas tensiones y, por tanto, la influencia que pueden tener los agujeros de ventilación y drenaje en la capacidad de carga del nudo.

De cara a validar el modelo numérico, se ha desarrollado un plan de ensayos, consistente en el análisis de 16 nudos con parámetros (fundamentalmente geométricos) diferentes. La correlación observada entre los resultados de los ensayos experimentales y las simulaciones numéricas han permitido concluir que el modelo empleado en la simulación era válido.

Así, tras el estudio de los resultados obtenidos, la primera conclusión ha sido que la presencia de los agujeros de ventilación y drenaje propuestos para las uniones en K entre perfiles RHS, tiene una influencia prácticamente nula en la capacidad resistente del nudo.

Asimismo, una segunda conclusión, al comparar los resultados del estudio con los resultados esperados para estas uniones (sin agujeros) empleando las ecuaciones de cálculo del Eurocódigo 3, es que estas últimas no parecen representar con suficiente seguridad el comportamiento de los nudos estudiados.

Por lo tanto, en base a los resultados obtenidos y al análisis detallado de la transmisión de tensiones entre los diferentes elementos de la unión, al final de la presente Tesis Doctoral se propone una expresión de cálculo alternativa a la recogida en el Eurocódigo que se adecúa mejor a los resultados observados dentro de un rango de validez determinado

ABSTRACT

Author: Gorka Iglesias Toquero

Title: Behaviour of rectangular hollow sections K-joints in galvanized trusses.

Date: July 2012

Directors: Prof. Miguel Ángel Serrano López

Dr. Carlos López-Colina Pérez

Galvanizing steel structures is a common way to protect them from severe corrosive environments.

Some difficulties arise when trying to weld galvanized steel members one to each other: first of all, the extreme of the members must be brushed in order to remove the zinc coating, then the welding can be executed and, afterwards, a new zinc based coating by means of painting or spray must be applied again (but with a lower quality level than the original one). On the other hand, the galvanizing companies have bigger and bigger capacities. In this way, in order to galvanize a lattice girder, the most common choice is to fabricate the structure in a first stage (or at least, a part of it) and then treat it, submerging it in the zinc bath.

However, when trying to introduce a lattice girder made of steel in a liquid zinc bath a problem of buoyancy appears, since the specific weight of both zinc and steel is similar. If, besides, some elements of the structure (the brace members that are welded all around their extremes to the chords) contained air inside, that cannot be extracted, this buoyancy issue is a serious problem.

In order to avoid it, a quite simple solution has been used for a long time: execute some holes in the brace members close to the chords, thereby allowing the air inside the profiles to go out (and the liquid zinc to get in) and providing a way to introduce the structure into the bath.

That is OK in terms of galvanizing, but if a hole is executed in a structural member, how can this affect its resistance? And if the hole is located in the joint region, how can this affect to the joint capacity?

The first question is easy to answer since one could consider an effective area for the member calculation, as Eurocode 3 proposes for some cases. Nevertheless, in the case of joint calculations, as the formula available are, in most of the cases, semi-empiric, the solution is not so evident. Hence, this work, aims at providing a response for such question.

With this objective, a numerical evaluation (by means of Finite Elements) has been carried out, including a parametric analysis based on the Design of Experiments – DOE – thereby trying to get to know accurately the stress transmission mechanism within the connection, discovering in this way the most affected zones and, therefore, the influence that the vent holes can have in the joint resistance capacity.

In order to validate the numerical model, an experimental plan consisting on 16 joints with different parameters (mainly geometrical) has been developed. The good correlation observed between the test and numerical results have allowed to conclude that the model used in the FE simulation was valid.

Hence, after the study of the results, the first conclusion has been that the presence of the vent holes proposed for the RHS K-joints has a nearly null influence in the joint capacity.

Furthermore, as a second conclusion, after comparing the results obtained with the expected ones for the joint capacities (without holes) using the equations proposed by Eurocode 3, the latter do not seem to represent accurately these joints behaviour.

Therefore, according to the results obtained and the analysis of the stress transmission within the different elements of the joint, at the end of this work a new alternative equation is proposed that fits better with the observed results within a certain range of validity.

ÍNDICE

ÍNDICE	1
LISTA DE FIGURAS	3
LISTA DE TABLAS	8
LISTA DE SÍMBOLOS	9
1. INTRODUCCIÓN	11
1.1 Generalidades	11
1.1.1 Los Perfiles Tubulares como elemento de construcción	11
1.1.1.1 <i>Comportamiento de los Perfiles Tubulares frente a esfuerzos de compresión</i>	14
1.1.1.2 <i>Comportamiento de los Perfiles Tubulares frente a esfuerzos de flexión</i>	16
1.1.1.3 <i>Fabricación, Transporte y Montaje de las Estructuras Tubulares</i>	17
1.1.2 Empleo de vigas en celosía	18
1.2 Protección anti-corrosión de celosías resueltas con perfiles tubulares de acero mediante el proceso de galvanización en caliente	21
1.3 Objetivos y alcance de la Tesis	24
2. ESTADO DEL ARTE	29
2.1 Evolución histórica de la investigación en construcción tubular	29
2.1.1 Generalidades	29
2.1.2 Revisión histórica de los proyectos de investigación en construcción tubular	33
2.2 Estado del arte actual	60
3. PROYECTO CIDECT 14B “MONOGRAFÍA SOBRE GALVANIZACIÓN POR INMERSIÓN EN CALIENTE DE ESTRUCTURAS TUBULARES”	65
3.1 Análisis de los agujeros de ventilación y drenaje	65
3.1.1 Forma de los agujeros	68
3.1.2 Posición de los agujeros	68
3.1.3 Tamaño de los agujeros	70
3.2 Discusión técnica sobre los datos aportados. Punto de vista de la galvanización	73
3.3 Discusión técnica sobre los datos aportados. Punto de vista estructural	77
3.4 Propuesta unificada para los agujeros de ventilación y drenaje	80
4. PROGRAMA EXPERIMENTAL	83
4.1 Nudos ensayados	83
4.2 Banco de ensayos	87
4.2.1 Condiciones de apoyo de las barras sobre el banco	87
4.2.2 Configuración de la unión en el banco	88
4.2.3 Configuración detallada del banco de ensayos	89
4.3 Material ensayado	98
4.3.1 Selección entre perfiles acabados en caliente o conformados en frío	99
4.3.2 Decisión de la galvanización o no de los nudos a ensayar	103
4.3.3 Preparación de los nudos	103
4.3.4 Obtención de las propiedades del material	111

4.4 Procedimiento de ensayo de los nudos en K	120
4.4.1 Preparación del ensayo	120
4.4.2 Proceso de ensayo y datos obtenidos	125
5. MODELIZACIÓN POR ELEMENTOS FINITOS	143
5.1 Introducción al MEF y elementos utilizados	143
5.1.1 Pre-procesado	144
5.1.1.1 Tipos de elementos	146
5.1.1.2 Elementos utilizados	147
5.2 Modelo del material	149
5.3 Modelo de elementos finitos utilizado	151
5.3.1 Modelo geométrico	151
5.3.2 Condiciones de contorno	154
5.3.3 Pandeo no lineal	155
5.4 Análisis paramétrico basado en el diseño de experimentos	156
5.5 Resultados de la simulación numérica	165
6. ANÁLISIS DE RESULTADOS	171
7. DISCUSIÓN CRÍTICA DE LAS FÓRMULAS DEL EC-3	177
7.1 Propuesta alternativa a la expresión del Eurocódigo 3	185
8. CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO	193
9. BIBLIOGRAFÍA	195

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 Representación del Crystal Palace en Hyde Park (Londres)	12
Figura 1.2 La Torre Eiffel (Paris) y el puente Firth of Forth (Edimburgo)	12
Figura 1.3 Gráficas comparativas de peso lineal y de los valores de los momentos de inercia y del módulo de torsión para diferentes perfiles	13
Figura 1.4 Andamios construidos con bambú en la ciudad de Shanghai (Octubre 2008)	14
Figura 1.5 Solución para correas de cubierta mediante perfiles tubulares de acero	16
Figura 1.6 Pandeo lateral torsional en vigas de sección en I	16
Figura 1.7 Rehabilitación de la cubierta del Museo del Prado (Madrid)	17
Figura 1.8 Detalle de la estructura y exterior del 'Red Bull Hangar 7' en el Aeropuerto de Salzburgo	18
Figura 1.9 Interior y detalle de la estructura de un edificio industrial resuelta con perfiles RHS	18
Figura 1.10 Elemento macizo	19
Figura 1.11 Elemento de sección en I	19
Figura 1.12 Elemento de sección en I con alma aligerada	19
Figura 1.13 Elemento en celosía resuelto con perfiles tubulares	20
Figura 1.14 Marquesina en celosía en la zona del Word Trade Centre en la ciudad de Nueva York	20
Figura 1.15 Diferentes aplicaciones de celosías resueltas con perfiles tubulares de acero	21
Figura 1.16 Ejemplo de estructura de acero afectada severamente por la corrosión	22
Figura 1.17 Vista al microscopio de un corte transversal sobre una pieza de acero galvanizada en caliente	22
Figura 1.18 Ejemplo de agujeros a realizar en celosías tubulares para su galvanización en caliente	23
Figura 1.19 Esquema de las uniones más típicas en celosías tubulares	25
Figura 1.20 Comparación básica de los tipos de celosía más frecuentes	26
Figura 1.21 Preparación de extremos para una unión en K con recubrimiento entre perfiles CHS	26
Figura 1.22 Unión en K con espaciado entre perfiles RHS	27
Figura 2.1 Representación gráfica de la 'indentación' (δ) para uniones en X sometidas a esfuerzos axiales y momentos flectores respectivamente	30
Figura 2.2 Nudo con espaciado (g) y con recubrimiento (O_v)	30
Figura 2.3 Gráficas para la evaluación de la eficiencia de uniones en K con espaciado y con recubrimiento (estando éste, entre el 80% y el 100%) respectivamente	31
Figura 2.4 Fallo de uniones en K por 'punzonamiento de la cara del cordón' y por 'anchura eficaz en la barra de relleno' respectivamente	32
Figura 2.5 Gráfica extraída del Proyecto CIDECT 5C que presenta el parámetro adimensional 'N', en función de la relación ' β ' entre la anchura de la barra de relleno y la anchura del cordón	34
Figura 2.6 Esquema de las condiciones de unión e introducción de carga utilizados en la Universidad de Sheffield	35
Figura 2.7 Representación gráfica del banco de ensayos utilizado en la Universidad de Sheffield	36
Figura 2.8 Esquema de las condiciones de unión e introducción de carga utilizados en segunda instancia	37
Figura 2.9 Esquema de las condiciones de unión e introducción de carga utilizados	37

finalmente en Corby (extremo 'A' libre y extremo 'B' guiado)	
Figura 2.10 Representación gráfica del banco de ensayos utilizado en Corby	38
Figura 2.11 Representación gráfica de los primeros resultados de ensayos	41
Figura 2.12 Banco de ensayos de la Universidad Tecnológica de Delft para el estudio de nudos en K	42
Figura 2.13 Representación esquemática de los modos de fallo para uniones en N y en K con espaciamiento	42
Figura 2.14 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de b_1/b_2	43
Figura 2.15 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de h_0/b_0	44
Figura 2.16 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de θ_1, θ_2	44
Figura 2.17 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de 'g'	45
Figura 2.18 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de N_{0p}	45
Figura 2.19 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de t_i/t_0	46
Figura 2.20 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de la soldadura	46
Figura 2.21 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de b_0/t_0 y $(b_1+b_2)/2b_0$	47
Figura 2.22 Representación gráfica del modelo de líneas de plastificación de Johansen	48
Figura 2.23 Representación gráfica del modelo de líneas de plastificación para la cara del cordón	49
Figura 2.24 Representación gráfica del modelo de líneas de punzonamiento de la cara del cordón	49
Figura 2.25 Representación gráfica del modelo de cortante en el cordón	50
Figura 2.26 Representación gráfica de los modelos de pandeo local en la barra de relleno y en el cordón antes de la barra de relleno	51
Figura 2.27 Representación gráfica del modelo de pandeo de las caras laterales del cordón	51
Figura 2.28 Esquema y notación típica para uniones en K con espaciamiento	60
Figura 3.1 Agujeros que habría que hacer si se usan placas macizas en los cordones en lugar de bridas	67
Figura 3.2 Formas de los agujeros de drenaje y ventilación	68
Figura 3.3 Las celosías se introducen inclinadas. Los agujeros de drenaje y ventilación deben situarse en extremos opuestos	68
Figura 3.4 Formas y posiciones de agujeros propuestos por la ISO (modificada por claridad)	69
Figura 3.5 Formas y posiciones de agujeros propuestos por ASTM	69
Figura 3.6 Distancia de los agujeros de las barras de relleno al cordón (Valmont)	70
Figura 3.7 Esquema con la posición de los agujeros de drenaje (azules) y ventilación (verdes) en una estructura en celosía resuelta con perfiles tubulares	74
Figura 3.8 Tres posibilidades de colocar los agujeros: 1) Ambos interiores, 2) ambos exteriores y 3) uno exterior y otro interior	75
Figura 3.9 Situación de nudo en K con recubrimiento	76
Figura 3.10 Anchura eficaz de la unión	77
Figura 3.11 Sección sin y con orificio	78
Figura 3.12 Modificaciones a la ISO14713:1999	81
Figura 3.13 Esquema representativo de "X-section"	82

Figura 3.14 Barras de relleno RHS 80x80x3 con y sin agujero (óptimo)	82
Figura 4.1 Distintos modos de fallo para uniones en K con espaciamento entre perfiles RHS	83
Figura 4.2 Perímetro eficaz en la transmisión de esfuerzos en barras de relleno de nudos en K (p_{eff})	85
Figura 4.3 Modo de fallo de unión en N con todos los extremos de barra articulados excepto el del cordón en el que se introduce carga	87
Figura 4.4 Esquema de un banco de ensayos similar al utilizado en este trabajo	88
Figura 4.5 Esquema del banco de ensayos utilizado en este trabajo	89
Figura 4.6 Actuador y célula de carga implementados en el banco de ensayos	90
Figura 4.7 Transductores LVDT implementados en el banco de ensayos para medida de los desplazamientos del extremo de la barra de relleno en la que se introduce la carga	91
Figura 4.8 Salida de datos en pantalla	91
Figura 4.9 Configuración preliminar del banco de ensayos	92
Figura 4.10 Configuración del marco para nudos con barras a 35°	93
Figura 4.11 Configuración del marco para nudos con barras a 45°	93
Figura 4.12 Configuración del marco para nudos con barras a 55°	94
Figura 4.13 Configuración del marco para nudos con barras en N	94
Figura 4.14 Chapa con hendidura circular para el alojamiento de la esfera metálica de contacto para la introducción de carga en la unión	95
Figura 4.15 Fallo fuera del plano de la unión registrado en el primer ensayo de calibración del banco de ensayos	95
Figura 4.16 Configuración definitiva del banco de ensayos	96
Figura 4.17 Detalle del refuerzo del actuador en el banco de ensayos	97
Figura 4.18 Detalle del dispositivo de guiado del extremo libre del cordón	97
Figura 4.19 Curvas de pandeo del Eurocódigo experimental ENV	102
Figura 4.20 Soldeo de la placa de anclaje al extremo comprimido del cordón	104
Figura 4.21 Soldeo de la placa de anclaje a la barra de relleno a tracción	105
Figura 4.22 Colocación del cordón en el banco de ensayos	105
Figura 4.23 Ajuste del extremo libre del cordón	106
Figura 4.24 Barra de relleno a tracción lista para ser atornillada al banco de ensayos ...	106
Figura 4.25 Punteado de las barras de relleno para conformar la estructura del nudo en K	107
Figura 4.26 Alineación barra de relleno a compresión – célula de carga	107
Figura 4.27 Pieza de aplicación de carga	108
Figura 4.28 Configuración final del nudo en el banco de ensayos	108
Figura 4.29 Perfiles tubulares cortados para ser acoplados en el nudo en K y probetas para el ensayo de tracción	110
Figura 4.30 Esquema dimensional de probeta para la caracterización del material	111
Figura 4.31 Probeta del material para ensayo de tracción	112
Figura 4.32 Detalle del ensayo de tracción	113
Figura 4.33 Ventana de funcionalidades del “Function Generator”	114
Figura 4.34 Ventana de funcionalidades del MTS TestStar	115
Figura 4.35 Ejemplo de introducción de datos en “Test Ware”	115
Figura 4.36 Ejemplo de diagrama fuerza-desplazamiento (resultados sobre probeta extraída de un perfil RHS 140x140x4)	116
Figura 4.37 Diagramas tensión-deformación (resultados sobre probeta extraída de un perfil RHS 140x140x4)	117
Figura 4.38 Resumen de la obtención de valores para el ensayo ejemplo (resultados sobre probeta extraída de un perfil RHS 140x140x4)	118

Figura 4.39 Descenso del módulo de Young por deformación en frío para XC38 según Morestin	119
Figura 4.40 Diferentes posibilidades para las condiciones de contorno del nudo en K ..	121
Figura 4.41 Configuración de los nudos en K estudiados por Liu	122
Figura 4.42 Configuración de prueba en los primeros nudos ensayados	123
Figura 4.43 Fallo de la unión por inestabilidad fuera del plano de la barra de relleno ...	124
Figura 4.44 Configuración definitiva de los nudos en el banco de ensayos	125
Figura 4.45 Lectura de datos en pantalla, recogidos de la célula de carga	126
Figura 4.46 Ejemplo de una curva fuerza – desplazamiento. Representación gráfica del tercer ensayo llevado a cabo sobre el nudo KGB03	129
Figura 4.47 Ejemplo de una curva fuerza – desplazamiento (valores medios). Representación gráfica del tercer ensayo llevado a cabo sobre el nudo KGB03	129
Figura 4.48 Ejemplo de una curva combinada fuerza – desplazamiento para un set completo de uniones. Representación gráfica de los cinco ensayos para el nudo KGB03	130
Figura 4.49 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB01	132
Figura 4.50 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB02	133
Figura 4.51 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP04	133
Figura 4.52 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP05	134
Figura 4.53 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB06	134
Figura 4.54 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB07	135
Figura 4.55 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP08	135
Figura 4.56 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP09	136
Figura 4.57 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP10	136
Figura 4.58 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP11	137
Figura 4.59 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP12	137
Figura 4.60 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP13	138
Figura 4.61 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP14	138
Figura 4.62 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB15	139
Figura 4.63 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB16	139
Figura 4.64 Ensayos sobre el nudo KGB01 (test 9 y 11) tras el fallo (barras de relleno sin y con agujeros)	140
Figura 4.65 Test 61 y 62 sobre el nudo KGP14 tras el fallo (barras de relleno sin y con agujeros)	141
Figura 4.66 Fotos de ensayos sobre nudos con barras de relleno a 35°, 45°, 55° y 90° ..	141
Figura 4.67 Ensayos 48 y 51 sobre el nudo KGP12 tras el fallo (barras de relleno con/sin agujeros)	142
Figura 4.68 Ensayos 20 y 25 sobre el nudo KGP16 tras el fallo (barras de relleno con/sin agujeros)	142
Figura 5.1 Modelo paramétrico de nudo en K definido mediante ANSYS 13	145
Figura 5.2 Elementos comunes en la modelización por elementos finitos	147
Figura 5.3 Elemento lámina de 4 nodos, Shell 181 de ANSYS	148
Figura 5.4 Ejemplo de mallado	149
Figura 5.5 Curva tensión – deformación según el Eurocódigo 3-1-8 (AENOR, 2005)	151
Figura 5.6 Representación esquemática de un nudo en K con espaciamento	152
Figura 5.7 Zona de espaciamento en uniones en K soldadas	153
Figura 5.8 Mallado del modelo geométrico con las dos zonas diferenciadas	154
Figura 5.9 Condiciones de contorno de la unión	155
Figura 5.10 Modelización del nudo con su deformada correspondiente al primer modo pandeo lineal	156
Figura 5.11 Análisis de sensibilidad	158

Figura 5.12 Influencia del canto y el ángulo de la barra de relleno en la carga última post-pandeo: con agujeros (arriba) y sin agujeros (abajo)	159
Figura 5.13 Influencia del tamaño de la barra de relleno y de la imperfección inicial en la carga última post-pandeo: con agujeros (arriba) y sin agujeros (abajo)	160
Figura 5.14 Influencia del tamaño y espesor de la barra de relleno en la carga última post-pandeo: con agujeros (arriba) y sin agujeros (abajo)	161
Figura 5.15 Influencia del ángulo y el espesor de la barra de relleno en la carga última post-pandeo: con agujeros (arriba) y sin agujeros (abajo)	162
Figura 5.16 Comparación de los resultados del análisis sobre uniones con y sin agujeros	163
Figura 5.17 Validación experimental del modelo EF	164
Figura 5.18 Modo de fallo de la barra de relleno	167
Figura 5.19 Modo de fallo de la cara del cordón	168
Figura 5.20 Modo de fallo de las caras laterales del cordón	168
Figura 5.21 Modelos numéricos para nudos con ángulos diferentes	169
Figura 6.1 Carga máxima (en kN) en los ensayos de los nudos con y sin agujeros	171
Figura 6.2 Carga máxima en el análisis EF con límite elástico real de los nudos con y sin agujeros	172
Figura 6.3 Carga máxima en el análisis EF con límite elástico teórico de los nudos con y sin agujeros	172
Figura 6.4 Carga máxima en los ensayos vs. EF para fallos de la barra cordón	173
Figura 6.5 Carga máxima en los ensayos vs. EF para fallos de la barra de relleno a compresión	174
Figura 6.6 Carga máxima en los ensayos vs. EC-3 con límite elástico nominal (275MPa)	175
Figura 6.7 Carga máxima en el análisis EF vs. EC-3 con límite elástico nominal (275MPa)	176
Figura 7.1 Unión cordón RHS – placa transversal cargada a tracción	180
Figura 7.2 Perímetro eficaz en uniones en K con espaciamento	182
Figura 7.3 Inestabilidad localizada en una de las caras de la barra de relleno a compresión	182
Figura 7.4 Inestabilidad localizada en tres de las caras de la barra de relleno a compresión	183
Figura 7.5 Inestabilidad localizada en las cuatro caras de la barra de relleno a compresión	183
Figura 7.6 Esquema del apoyo de la barra de relleno sobre el cordón	184
Figura 7.7 Sección donde se produce la inestabilidad en nudos con ángulo distinto de 90°	184
Figura 7.8 Inestabilidad de la barra de relleno a compresión para nudo en N	185
Figura 7.9 Tramo de la cara de la barra de relleno más sensible al pandeo (de área $L \cdot b_i$)	186
Figura 7.10 Longitud de pandeo considerando elemento biempotrado traslacional	188
Figura 7.11 Representación gráfica de la comparación de resultados empleando la fórmula [43] y el análisis por Elementos Finitos con el límite elástico nominal (275MPa)	191

LISTA DE TABLAS

Tabla 1.1 Características de perfiles con diferente sección transversal	15
Tabla 2.1 Tabla con las expresiones de cálculo para uniones en K con perfiles RHS	53
Tabla 2.2 Tabla con las expresiones de cálculo para las funciones auxiliares empleadas en la verificación de uniones en K con perfiles RHS	54
Tabla 2.3 Tabla con los campos de validez para los parámetros geométricos	55
Tabla 2.4 Tabla para la verificación de uniones con cordón de sección cuadrada	56
Tabla 2.5 Tabla con los campos de validez para los parámetros empleados en la verificación de uniones con cordón de sección cuadrada	57
Tabla 2.6 Tabla para la verificación de uniones con cordón de sección rectangular	58
Tabla 2.7 Tabla con los campos de validez para los parámetros empleados en la verificación de uniones con cordón de sección rectangular	59
Tabla 2.8 Resistencia de cálculo de uniones en K con espaciamiento entre perfiles RHS	61
Tabla 2.9 Campo de validez para la aplicación de las expresiones de la Tabla 2.8	62
Tabla 3.1 Diámetros recomendados para los orificios en función del tamaño de los perfiles huecos	71
Tabla 3.2 Diámetros recomendados para los orificios en función del tamaño de los perfiles huecos (American Galvanizers Association)	72
Tabla 3.3 Diámetros recomendados para los orificios en función del tamaño de los perfiles huecos (Hartway)	72
Tabla 3.4 Diámetros recomendados para los orificios en función del tamaño de los perfiles huecos (Asociación Sudafricana)	73
Tabla 4.1 Plan de ensayos	86
Tabla 4.2 Características mecánicas nominales de los aceros empleados en los ensayos	101
Tabla 4.3 Ficha de control del proceso de colocación del nudo en el marco	109
Tabla 4.4 Tabla de resultados de los ensayos de material en valores ingenieriles	119
Tabla 4.5 Propiedades geométricas y mecánicas	122
Tabla 4.6 Propiedades geométricas y mecánicas del nudo KGB03	126
Tabla 4.7 Resultados de los 65 nudos ensayados	132
Tabla 5.1 Tipos de elementos comunes en la modelización por elementos finitos	147
Tabla 5.2 Ensayos realizados en una primera fase	165
Tabla 5.3 Programa de ensayos	166
Tabla 5.4 Valores de la carga máxima (en kN) obtenida mediante simulación numérica	167
Tabla 7.1 Resultados de resistencia teórica según Eurocódigo 3 – Parte 1-8, de resistencia para la simulación numérica comparable y de resistencia real según los ensayos llevados a cabo	178
Tabla 7.2 Comparativa de los modos de fallo predichos por el Eurocódigo 3, la simulación numérica comparable y los observados en ensayos	179
Tabla 7.3 Resultados de resistencia teórica según Eurocódigo 3 – Parte 1-8, según el análisis por elementos finitos y de resistencia teórica según la nueva fórmula propuesta [43]	190
Tabla 7.4 Ratio resultado según la resultado según FEM ($f_y = 275\text{MPa}$) / fórmula [43] para cada nudo	191

LISTA DE SÍMBOLOS

A lo largo de la presente Tesis Doctoral se emplearán los siguientes símbolos:

- A área de la sección transversal
- A_v área a cortante de la sección transversal de un perfil
- b anchura de la sección transversal de un perfil RHS
- CEV carbono equivalente
- d diámetro
- e excentricidad en la unión
- E módulo elástico del acero
- $f(n)$ función pre-tensión del cordón
- f_y límite elástico
- f_u resistencia última a tracción
- g separación (espaciamiento) entre las barras de relleno en una unión en K
- h canto de la sección transversal de un perfil RHS
- I_{max} momento de inercia máximo de la sección transversal
- I_{min} momento de inercia mínimo de la sección transversal
- i_{min} radio de giro mínimo de la sección transversal
- I_T módulo de torsión de la sección transversal
- k coeficiente auxiliar para calcular la influencia del conformado en frío en el valor del límite elástico de un perfil de acero
- L_0 longitud de calibración inicial
- L_c longitud paralela de la muestra de ensayo mecanizada
- L_{cr} longitud de pandeo
- l_{effb} perímetro eficaz en la transmisión de carga para el modo de fallo 'anchura eficaz de la barra de relleno'
- l_{effp} perímetro eficaz en la transmisión de carga para el modo de fallo 'punzonamiento de la cara del cordón'
- M momento flector
- M_{pl} capacidad resistente plástica frente a momento flector
- n número de doblados a 90° en una sección conformada en frío
- N parámetro adimensional utilizado en las gráficas de determinación de la eficiencia de uniones en N
- N_{1u} capacidad resistente última de la unión para la barra de relleno a compresión
- $N_{b,Rd}$ resistencia de cálculo a pandeo para elementos comprimidos
- $N_{Ed,i}$ esfuerzo axial transmitido por la barra i
- N_i^* capacidad resistente de la unión en relación al esfuerzo transmitido por la barra i
- N_k resistencia característica de la unión con un 5% de probabilidad de que se obtengan resistencias por debajo de este valor
- N_{0p} pre-carga del cordón
- N_y tensión plástica de la unión
- O_v separación negativa (ó recubrimiento) entre las barras de relleno en una unión en K
- P_j tensión axial máxima admisible en la unión

- Q carga distribuida
- r_i radio de esquina interior en un perfil tubular de sección cuadrada o rectangular
- R_{eL} resistencia dúctil inferior del acero en el ensayo de tracción
- $R_{p0,2}$ resistencia del acero para una extensión no proporcional de 0,2% en el ensayo de tracción
- $R_{t0,5}$ resistencia total del acero para una deformación total de 0,5% en el ensayo de tracción
- S_0 sección transversal inicial
- t espesor del perfil
- V esfuerzo cortante
- $V_{pl,0}^*$ resistencia plástica a cortante de la unión en la zona de espaciamiento en el cordón.
- α coeficiente de imperfección
- β relación de anchuras entre las barras de relleno y el cordón (para nudos en K es igual a $\frac{b_1+b_2}{2b_0}$)
- γ relación anchura-espesor en el cordón ($\frac{b_0}{2t_0}$)
- γ_{M1} coeficiente parcial de seguridad del material para la resistencia de los elementos
- γ_{M5} coeficiente parcial de seguridad del material para la resistencia de las uniones
- δ indentación
- ε deformación
- θ ángulo entre una barra de relleno y el cordón
- $\bar{\lambda}$ esbeltez adimensional
- λ_1 esbeltez relativa (=86,8 para aceros S 275)
- μ función pre-tensión del cordón
- σ_e límite elástico
- σ tensión
- ϕ parámetro para determinar el coeficiente χ
- χ coeficiente de reducción para el modo de pandeo considerado

Subíndices

- 0 relativo al cordón
- a acero tras una operación de conformado
- b material de base
- eff eficaz
- f relativo al ala de un perfil
- i relativo a las barras de relleno (1 para la barra comprimida y 2 para la traccionada)
- ing valor ingenieril de un parámetro
- m relativo al material
- p relativo a una placa
- $real$ valor real de un parámetro
- w relativo al alma de un perfil

1. INTRODUCCIÓN

1.1. Generalidades

1.1.1. *Los Perfiles Tubulares como elemento de construcción*

El empleo del hierro y el acero en construcción es relativamente reciente en la historia de la humanidad. La evolución de su uso como material estructural se produce simultáneamente a la desaparición de la madera para este fin ya que ambos materiales comparten claras similitudes. (Wardenier & de Koning, Rig comparison tests, 1976)

Esta progresiva sustitución pocas veces se intentó antes del siglo XVIII, dada la baja productividad en la fabricación de elementos férricos y la dificultad de realizar elementos de gran tamaño.

La incorporación del metal a la arquitectura, como elemento principal, se puede establecer en 1796 con la realización de los tejados del Théâtre-Français en París por Víctor Louis, y la realización de Bellangé y Brunet de la cúpula de hierro, cristal y cobre de la Halle aux Blés también en París en 1811. (García, 1998)

Si bien el primer edificio construido totalmente con estructura metálica fue la chocolatería de Menier en Noisiel-sur-Marne, cerca de París, por Jules Saulnier entre 1871 y 1872, el empleo sistemático de las primeras estructuras de acero en sustitución de las paredes maestras de ladrillos fue introducido por William Le Baron Jenney dos años después de que George Pullman levantara literalmente Chicago del fango, elevando unos metros todo el área urbana, para mejorar las condiciones de la ciudad, que había sido arrasada por un gran incendio en 1871.

Con la Revolución Industrial en Inglaterra, y ligado a la necesidad de mayores espacios para la ubicación de las máquinas en los talleres textiles, llegó la producción y el uso generalizado del hierro para soportar cargas en estructuras, proliferando el empleo de soportes ó columnas de fundición, las cuales eran mucho más esbeltas que las de piedra o ladrillo que se utilizaban hasta entonces.

Quizás el punto culminante de la tecnología de construcción del siglo XIX lo constituye el Crystal Palace (Figura 1.1), construido en 1851 por Joseph Paxton con motivo de la primera Exposición Universal realizada en Hyde Park en Londres. El edificio tenía 135 metros de ancho y 555 metros de largo, presentando 3.300 pilares de fundición y 2.224 viguetas, capaces de acoger 205.000 marcos de madera y 300.000 cristales, siendo el primer ejemplo de construcción mediante componentes normalizados producidos en serie. Paxton, con su edificio, sentó las bases de la prefabricación y estandarización modernas, al ser capaz de ejecutarlo en el tiempo récord de seis meses, algo que en aquella época parecía una utopía.

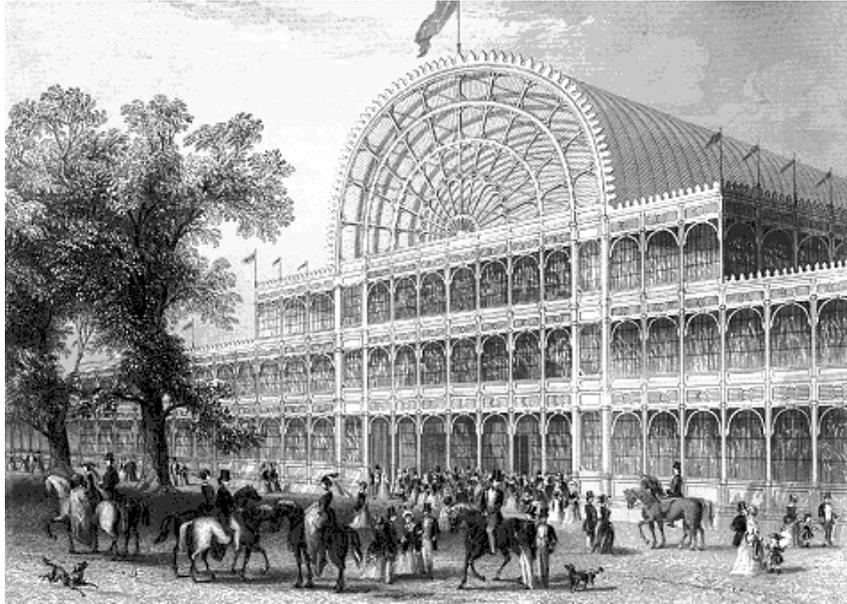


Figura 1.1 Representación del Crystal Palace en Hyde Park (Londres)

A finales del siglo XIX, con los avances en el desarrollo de los hornos para la transformación del hierro, realizados por Henri Bessemer y por Martin Siemens, se consiguió la producción de acero de calidad a gran escala.

En 1887 se construía en Chicago un edificio de 12 plantas con estructura de acero. De aquella época son, además, dos importantes realizaciones, una de ellas, realizada con hierro forjado (por su inicial carácter temporal) que para entonces era ya un material anticuado: la Torre Eiffel (1889) (Figura 1.2). La otra, realizada con acero forjado en celosías tubulares, es el colosal puente para ferrocarril Firth of Forth en Edimburgo (1882-1889) de 521 metros de luz central (Figura 1.2).

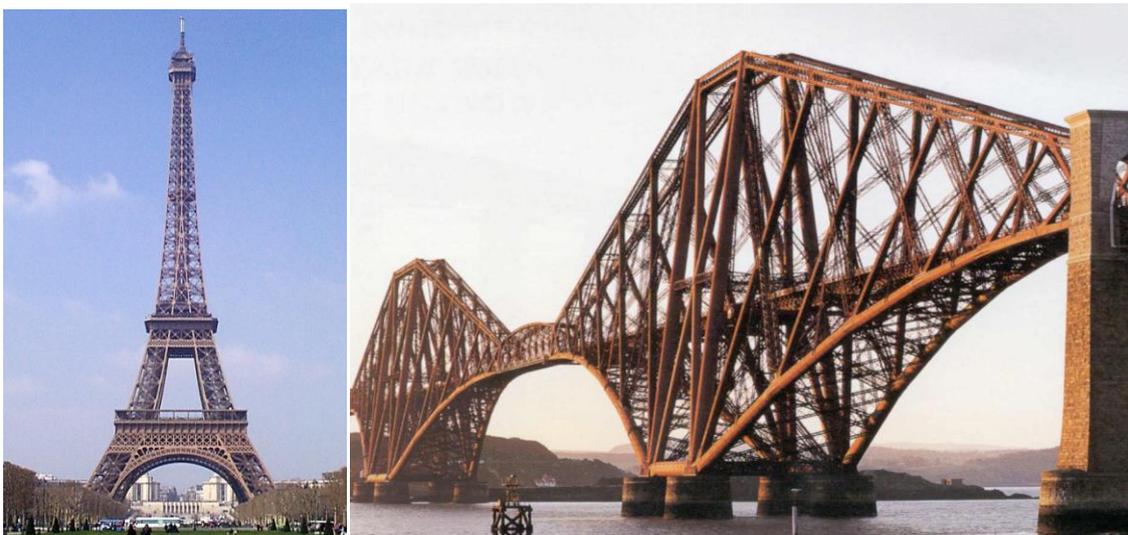


Figura 1.2 La Torre Eiffel (Paris) y el puente Firth of Forth (Edimburgo)

Posiblemente, esta última, sea la primera estructura relevante que empleó perfiles estructurales de sección tubular, si bien dichos perfiles se fabricaron de manera ‘artesanal’, uno a uno y para aquel proyecto concreto.

La fabricación en serie y normalizada de perfiles tubulares de acero para la construcción se inició allá por la década de 1950, una época en la que ya se conocían y utilizaban desde hacía tiempo otros perfiles metálicos de sección abierta ó en I.

Entonces, ¿por qué ciertos empresarios se lanzaron a fabricar un nuevo producto para construcción si ya había otros que estaban siendo utilizados con éxito? ¿Qué aportaba el nuevo producto a las estructuras metálicas?

Fundamentalmente, porque los perfiles con sección en I, conceptualmente y debido a la distribución de su masa alrededor de sus ejes principales de inercia, nacieron para dar solución a los problemas estructurales de flexión, actuando como vigas, no existiendo en aquel entonces en el mercado, un sustituto natural a las columnas, tradicionalmente, de fundición.

Desde un punto de vista técnico, si se comparan varios perfiles con secciones diferentes, aunque con una masa por metro lineal similar, se podría dibujar una gráfica como la que se muestra en la Figura 1.3, donde a modo orientativo, se presentan los valores de los momentos de inercia en los dos planos principales de las secciones, así como su módulo torsional.

Aunque, como se puede observar en las expresiones de cálculo para la determinación de la resistencia a pandeo de los perfiles, el momento de inercia no es un parámetro que participe en el cálculo de dicha resistencia, sí da una idea de la rigidez del mismo, por lo que se puede utilizar para comparar, de manera cualitativa, la estabilidad de los diferentes perfiles frente a distintos estados de carga.

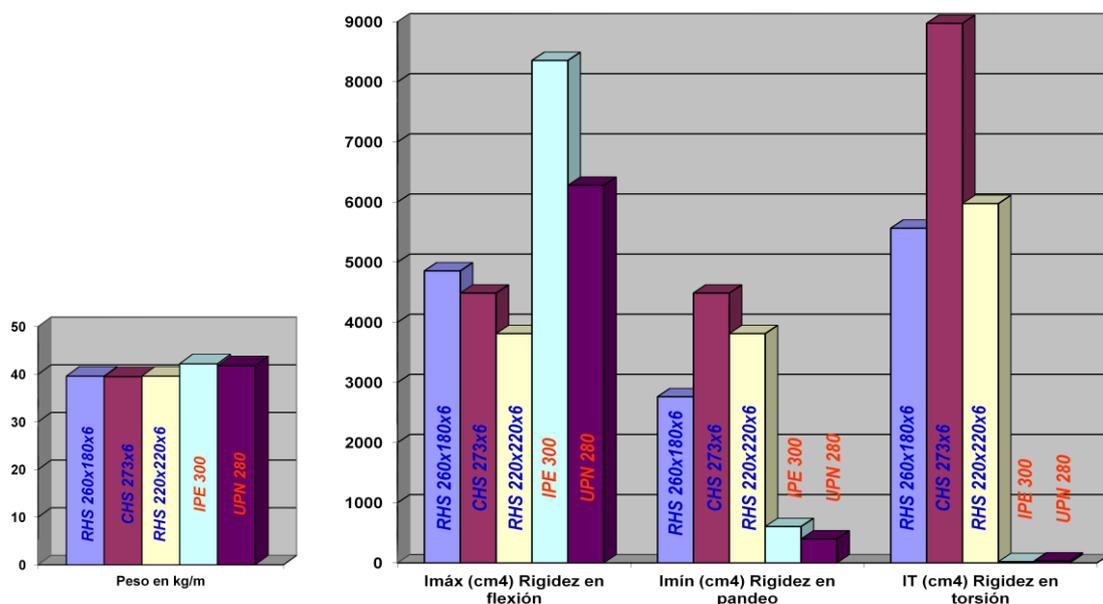


Figura 1.3 Gráficas comparativas de peso lineal y de los valores de los momentos de inercia y del módulo de torsión para diferentes perfiles

Del análisis de la figura anterior, se desprenden tres ideas fundamentales:

- Los perfiles con mayor inercia en su eje fuerte son los perfiles de sección en I, por lo que estos perfiles son *especialistas* en soportar esfuerzos de flexión, y más concretamente, de flexión plana aplicada en el plano fuerte de la sección.
- Los perfiles con mayor inercia en su eje débil son, con mucho, los perfiles tubulares, por lo que estos perfiles son *especialistas* en soportar esfuerzos de compresión ó flexo-compresión (cuando la componente fundamental es la compresión), ya que la pérdida de estabilidad estará marcada por la rigidez del plano débil de la sección.
- En cuanto a la resistencia a torsión, la gráfica es clara: los perfiles tubulares son tremendamente superiores a los perfiles de sección en I.

1.1.1.1. Comportamiento de los Perfiles Tubulares frente a esfuerzos de compresión

Existen muchos ejemplos en la naturaleza que demuestran las excelentes propiedades de los perfiles de sección hueca como elemento estructural frente a esfuerzos de compresión, flexo-compresión y torsión.

Un claro ejemplo se encuentra en el bambú, cuya forma cilíndrica le hace especialmente eficaz para soportar torsiones y compresiones; así, aún hoy en día, se pueden encontrar, en algunos países, utilizándose como elementos individuales en la construcción de andamios (Figura 1.4).



Figura 1.4 Andamios contruidos con bambú en la ciudad de Shanghai (Octubre 2008)

Como ya se ha adelantado, las secciones huecas (cuadradas y circulares) son idóneas para soportar esfuerzos de compresión ya que no presentan un eje débil, a través del cual, el perfil falle mediante un mecanismo de pandeo por flexión. Si se estudia la expresión de cálculo de la resistencia a pandeo de elementos uniformes a compresión (AENOR, 2005):

$$N_{b,Rd} = \frac{\chi A f_y}{\gamma_{M1}}, \text{ para secciones transversales de Clase 1, 2 y 3.} \quad [1]$$

Se observa que la resistencia a pandeo depende del área de la sección transversal (A), del límite elástico del acero (f_y) y de un parámetro, χ ($\leq 1,0$), que a su vez, depende fundamentalmente, de la esbeltez del perfil.

Así, si se eligen dos perfiles, uno de sección en I y otro de sección hueca circular (CHS – *Circular Hollow Section*) por ejemplo, con un área transversal similar y suponiendo que se fabrican con el mismo tipo de acero, quedaría por calcular el valor de χ para poder comparar las resistencias a pandeo de cada uno de ellos (Tabla 1.1).

Perfil	Área	Límite elástico	γ_{M1}	i_{\min}	Clase - sección transversal	Masa lineal
IPE 200	28,5 cm ²	275 N/mm ²	1,00	2,24 cm	1	22,4 kg/m
CHS 219,1x4	27,0 cm ²	275 N/mm ²	1,00	7,61 cm	2	21,2 kg/m

Tabla 1.1 Características de perfiles con diferente sección transversal

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}}, \quad [2]$$

$$\text{donde: } \phi = 0,5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad [3]$$

$\alpha = 0,34$ para el pandeo alrededor del eje débil (z) del IPE

$\alpha = 0,49$ para el pandeo alrededor de cualquier eje del CHS

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{93,9\varepsilon}, \text{ siendo } \varepsilon = 0,92 \text{ para aceros S 275} \quad [4]$$

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235}{f_y}} \quad [5]$$

Si se considera en ambos casos una longitud de pandeo (L_{cr}) igual a 2,0 m, la resistencia a pandeo para cada uno de los perfiles anteriores sería:

$$N_{b,Rd}^{IPE} = \frac{0,57 \cdot 2850 \cdot 275}{1,0} = 447 \text{ kN} \quad [6]$$

$$N_{b,Rd}^{CHS} = \frac{0,95 \cdot 2700 \cdot 275}{1,0} = 705 \text{ kN} \quad [7]$$

Es decir, que la resistencia a pandeo del perfil tubular circular (CHS) es casi un 40% mayor que la del perfil de sección en I, lo que demuestra la gran adecuación de los perfiles tubulares frente a esfuerzos de compresión.

1.1.1.2. Comportamiento de los Perfiles Tubulares frente a esfuerzos de flexión

Aunque ya se ha dicho que los perfiles de sección en I son *especialistas* en soportar esfuerzos de flexión plana aplicada en el plano fuerte de la sección transversal, cuando existe flexión en ambos planos es necesario que el perfil estructural que deba soportar dichas cargas presente una rigidez importante en sus dos planos principales de inercia.

En estos casos, los perfiles tubulares se erigen, de nuevo, como una de las mejores soluciones. De esta manera, para la solución de correas (tanto de cubierta con cierta pendiente como de fachada) la solución tubular representa una solución óptima para el problema estructural que éstas deben resolver (Figura 1.5).



Figura 1.5 Solución para correas de cubierta mediante perfiles tubulares de acero

En cualquier caso, incluso para esfuerzos de flexión plana aplicada en el plano fuerte de la sección, los perfiles de sección en I pueden presentar problemas de '*pandeo lateral torsional*', perdiendo la estabilidad por el plano débil de la sección (Figura 1.6). Este problema no se presenta en la casi totalidad de los perfiles tubulares comerciales.

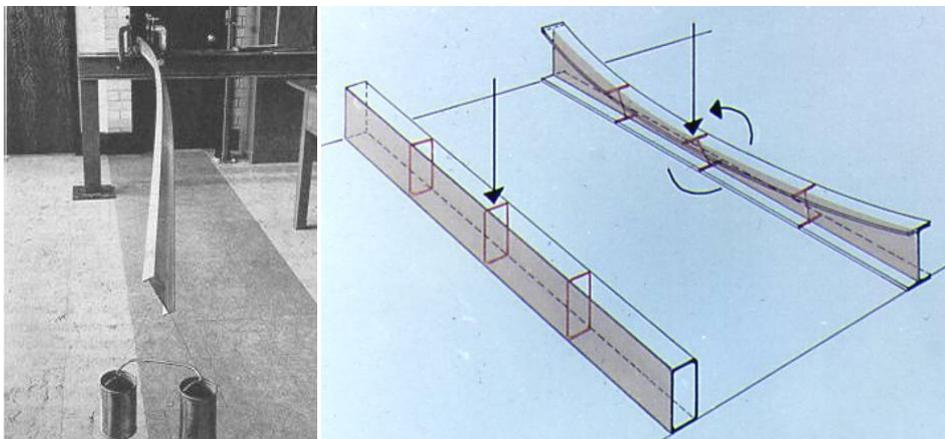


Figura 1.6 Pandeo lateral torsional en vigas de sección en I

1.1.1.3. Fabricación, Transporte y Montaje de las Estructuras Tubulares

La máxima que cualquier técnico dedicado al diseño de estructuras metálicas tradicionales emplea a la hora de planificar el transporte y montaje de una estructura metálica es la de 'soldar en taller y atornillar en obra'.

En este sentido, la gran ligereza y rigidez de las estructuras tubulares permiten soldar grandes subconjuntos en taller, y manejarlos con pocos medios y gran sencillez, en obra. Prueba de ello, son las fotografías mostradas a continuación (Figura 1.7), donde se presenta la estructura temporal utilizada para la rehabilitación de la cubierta del Museo del Prado, en Madrid. La celosía espacial de la primera fotografía tiene una luz de unos 70 metros y, como puede observarse se levanta únicamente por un punto mediante una grúa. El hecho de que su izado sea posible tomándola por un único punto da idea de la ligereza de la estructura, además de constatar la gran rigidez de la misma ya que, con cualquier otro sistema estructural, posiblemente el entramado tendiera a *'plegarse'* por su plano más débil.

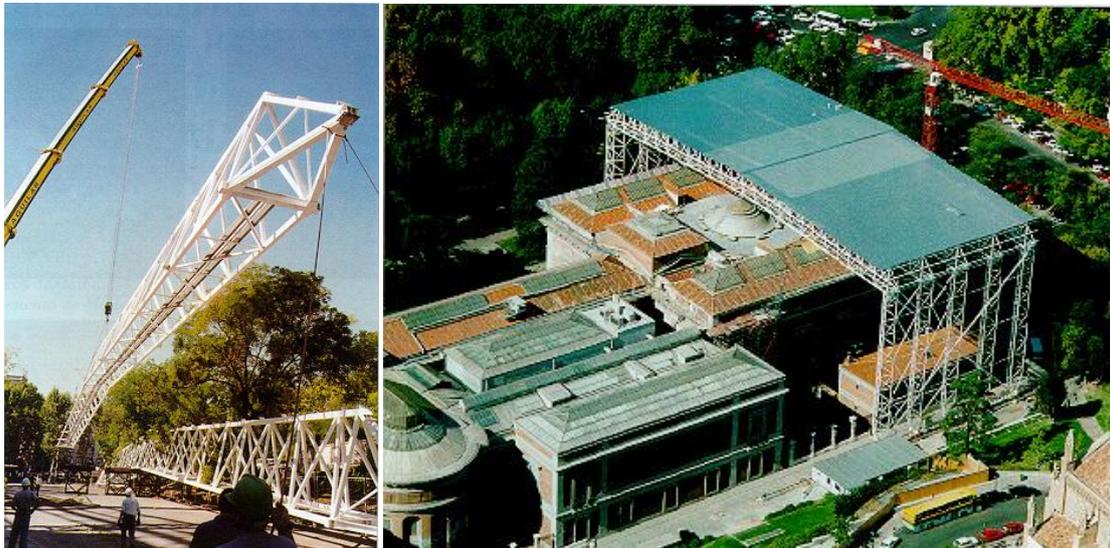


Figura 1.7 Rehabilitación de la cubierta del Museo del Prado (Madrid)

Adicionalmente, es importante resaltar la sencillez de fabricación de las estructuras tubulares. Si bien es cierto que estas estructuras pueden tener un importante impacto visual, por lo que en muchas ocasiones se dejan vistas utilizando perfiles tubulares circulares (CHS) que presentan un aspecto más moderno e innovador, también es cierto que la fabricación de entramados estructurales formados por perfiles CHS tiene como desventaja fundamental el trabajo que suponen la preparación de extremos de los elementos y su montaje. Así, estructuras como la de la figura 1.8, siendo hasta cierto punto espectaculares, pueden ser, a su vez, ciertamente caras de construir:



Figura 1.8 Detalle de la estructura y exterior del 'Red Bull Hangar 7' en el Aeropuerto de Salzburgo

No obstante, en aquellos casos, donde sea necesario ajustar el presupuesto de la obra al máximo, con una buena labor de previsión y un buen diseño, pueden fabricarse estructuras tubulares de manera absolutamente rentable. Esto pasa por el empleo, por ejemplo, de perfiles tubulares de sección cuadrada y/o rectangular con el objetivo de obtener detalles constructivos de unión entre perfiles lo más sencillos posible (Figura 1.9), que muchas veces solo requieren cortes planos en las barras de relleno y su posterior soldadura perimetral a las barras que actúan como cordón.



Figura 1.9 Interior y detalle de la estructura de un edificio industrial resuelta con perfiles RHS

1.1.2. Empleo de vigas en celosía

Como ya se ha dicho, los perfiles tubulares de acero son *especialistas* en resistir compresiones; esto, en principio, puede parecer una característica hasta cierto punto limitante, ya que podría llevar a pensar que estos elementos son únicamente válidos para ser utilizados como columnas o pilares.

No obstante, existe otra aplicación estructural a la que los perfiles tubulares se adecúan de manera idónea: las vigas en celosía.

Si se quisiera salvar una luz pequeña, se podría utilizar cualquier elemento estructural, incluso uno macizo (Figura 1.10), sin que eso llevara a un desaprovechamiento significativo del material y, por tanto, a un sobrecoste por un mal uso del mismo:



Figura 1.10 Elemento macizo

Si la luz aumentara, la solución de viga a flexión resuelta mediante un elemento macizo, llevaría a una utilización antieconómica de material, ya que el elemento estructural necesario, pesaría demasiado. Por ello, hace ya mucho tiempo se decidió separar la masa del centro de gravedad, buscando un perfil que tuviera una gran inercia en uno de sus planos principales; es decir, la solución óptima, pasaría por el empleo de perfiles de sección en I (Figura 1.11):



Figura 1.11 Elemento de sección en I

Si la luz siguiera aumentando, con la solución estructural anterior, se llegaría a un punto en el que el material del alma del perfil, fundamentalmente dedicado a soportar los esfuerzos cortantes, estaría desaprovechado, por lo que el perfil estructural óptimo sería uno similar al perfil en I, pero con el alma aligerada, es decir, las vigas 'void' (Figura 1.12):

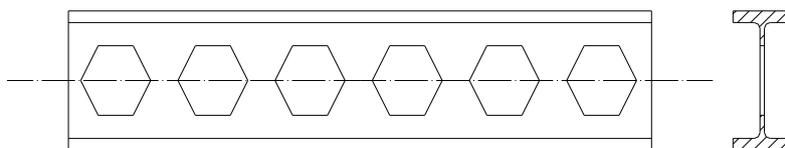


Figura 1.12 Elemento de sección en I con alma aligerada

Si aún se aumentara más la luz a salvar, estos huecos en el alma deberían crecer paulatinamente, de manera que, para cierto valor de la luz, la solución óptima pasaría por el empleo de un elemento superior (para resistir la compresión), un elemento inferior (para resistir la tracción) y unos elementos de alma que conectarán los dos anteriores (y soportarán los esfuerzos cortantes): la **viga en celosía** (Figura 1.13):

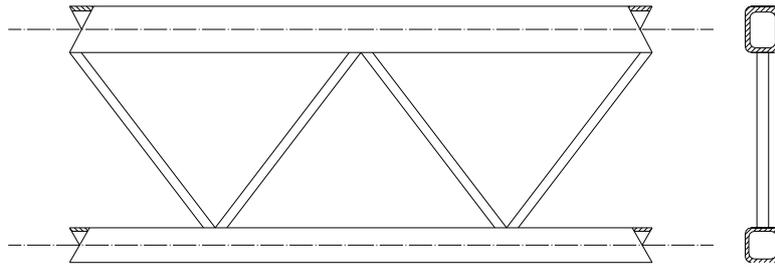


Figura 1.13 Elemento en celosía resuelto con perfiles tubulares

Esta tipología estructural tiene la característica de que los elementos que las componen trabajan (casi) exclusivamente a tracción o compresión; si la carga de flexión que soporta la celosía se aplica en los nudos del cordón superior, se localiza en el plano de la estructura y actúa en el sentido de la gravedad, el cordón superior trabaja a compresión, el inferior a tracción y las barras de alma – o barras de relleno – a tracción y compresión alternativamente.

En esta situación, dado que a tracción, la resistencia únicamente depende del área y del límite elástico del elemento, no hay ninguna ventaja estructural en el uso de uno u otro tipo de perfil. Sin embargo, a compresión, se acaba de comprobar en el apartado anterior que los perfiles tubulares constituyen la solución óptima.

Si al comportamiento estructural se unen aspectos como la estética y la sencillez de ejecución de las uniones (Figura 1.14) (aspecto éste, que redundará en un ahorro en los costes de fabricación y mantenimiento de la estructura), se puede concluir sin lugar a dudas, que los perfiles tubulares son los elementos idóneos para conformar estructuras en celosía.



Figura 1.14 Marquesina en celosía en la zona del World Trade Centre en la ciudad de Nueva York

Así pues, las estructuras tubulares tienen ante sí un campo de aplicación bastante más amplio del que, en un principio, se podría llegar a pensar, resultando ser la solución óptima para columnas y vigas en celosía. Y el campo de aplicación de estas últimas, es realmente extenso.

Teniendo en cuenta, como se ha demostrado anteriormente, que la viga en celosía – tanto plana como espacial – constituye la tipología estructural más económica para salvar luces medias y grandes (a partir de 20 m aproximadamente), no es de extrañar que estas soluciones estructurales se encuentren frecuentemente en instalaciones deportivas, centros comerciales, edificios industriales, oficinas, salas de exposición, pasarelas... (Figura 1.15) (Iglesias, Alonso, & Chica, 2007).



Figura 1.15 Diferentes aplicaciones de celosías resueltas con perfiles tubulares de acero

1.2. PROTECCIÓN ANTI-CORROSIÓN DE CELOSÍAS RESUeltas CON PERFILES TUBULARES DE ACERO MEDIANTE EL PROCESO DE GALVANIZACIÓN EN CALIENTE.

Hablando de estructuras de acero, en general, uno de los mayores problemas que pueden presentarse (al menos a largo plazo), es el de la corrosión. En este sentido, detalles constructivos sencillos, sin cartelas, rigidizadores, ni elementos extraños que dificulten la accesibilidad a ciertos puntos de la estructura, facilitarán cualquier labor de aplicación de sustancias anti-corrosión además de evitar la creación de zonas donde pueda acumularse la

humedad, el polvo, etc. (Calleja, Landa, Landa, Iglesias, & Alonso, 2006), (Iglesias, 2007) (Figura 1.16)



Figura 1.16 Ejemplo de estructura de acero afectada severamente por la corrosión

Dentro de los diferentes métodos para evitar la corrosión, uno de los más importantes (por constituir, posiblemente, el más efectivo) es el de la **GALVANIZACIÓN EN CALIENTE POR INMERSIÓN EN UN BAÑO DE ZINC FUNDIDO**, donde el zinc reacciona con el acero creando diferentes capas de aleaciones hierro-zinc (tal y como puede observarse en la figura 1.17), lo cual asegura una adherencia del elemento anti-corrosión mucho mayor que la de cualquier pintura (que únicamente genera una capa de protección externa).

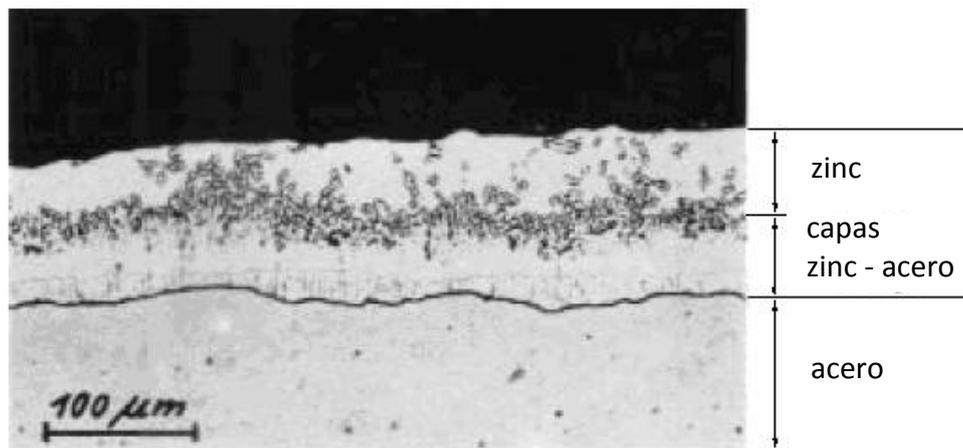


Figura 1.17 Vista al microscopio de un corte transversal sobre una pieza de acero galvanizada en caliente

Por tanto, la galvanización en caliente será uno de los métodos anti-corrosión preferidos para la protección de las estructuras metálicas en general, y tubulares en particular.

En el caso de las estructuras en celosía resueltas con perfiles tubulares, se presenta un problema para su galvanización en caliente, derivado de flotabilidad de las mismas en el baño de zinc fundido.

Hay que tener en cuenta, por un lado, que la densidad del zinc y del acero es similar. Por otro lado, las estructuras tubulares, en general, presentan un gran volumen aparente, la mayoría

del cual está ocupado por aire (contenido en el interior de los perfiles). Dado que las uniones entre los elementos de la celosía (las conexiones de las barras de relleno a los cordones) se ejecutan mediante una soldadura continua en todo el perímetro de las diagonales y montantes, el aire contenido en el interior de estos perfiles no puede salir, provocando los mencionados problemas en la fase de inmersión de la estructura.

La manera más eficaz de aliviar estos problemas es la ejecución de agujeros en ciertos puntos de la celosía de manera que el aire encerrado pueda salir, permitiendo además que el zinc fundido entre en los diferentes perfiles, cubriéndolos por el interior y proporcionando de esta manera una doble protección (exterior-interior) (EN-ISO, 1999). Por último, los agujeros deben permitir, en la fase de extracción de la estructura de la cuba de zinc, la recuperación máxima del zinc que se ha introducido en los perfiles. Es por esto, que a estos agujeros se les denomina '*de ventilación y drenaje*' (Figura 1.18).

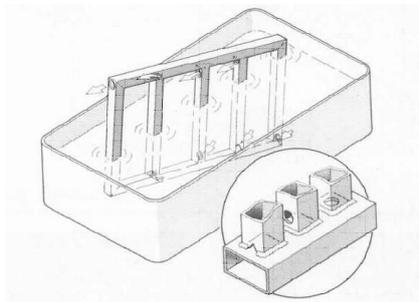


Figura 1.18 Ejemplo de agujeros a realizar en celosías tubulares para su galvanización en caliente

La realización de estos agujeros soluciona pues, el problema de la inmersión de la celosía en la cuba de zinc fundido, resolviendo los inconvenientes relacionados con la galvanización de este tipo de estructuras.

Sin embargo, esta acción, a su vez, genera un problema estructural ya que reduce la sección transversal de los perfiles que forman la celosía.

Dicha situación no había sido estudiada con anterioridad, por lo que no existían recomendaciones para la verificación de las uniones en estas estructuras, en las cuales ciertos elementos pueden verse afectados por agujeros de ventilación y drenaje. Hay que tener en cuenta que el cálculo de la resistencia de las uniones entre perfiles tubulares en esta nueva situación no podía realizarse empleando las ecuaciones ya existentes, ya que, para su aplicación, una condición indispensable es que las secciones de los perfiles que concurren en la unión estén completas y que se suelden en todo su perímetro al cordón (AENOR, 2005).

Además, dado que estas expresiones de cálculo se obtuvieron en su día de manera semi-empírica, tampoco se podía realizar un estudio analítico de garantías para cuantificar la influencia que estos agujeros tenían en el comportamiento de la unión.

Así pues, era necesario abordar un trabajo de investigación que permitiera cubrir esta laguna en el conocimiento del comportamiento de las estructuras tubulares.

Lógicamente, el primer paso para realizar un estudio de estas características, pasaba por definir inequívocamente el tipo de uniones a analizar, tanto en lo relativo al tipo de nudo, a los perfiles intervinientes y a los agujeros a ejecutar.

En el momento de abordar este último punto, se encontró un problema inicial de base inesperado: la falta de homogeneidad en las recomendaciones para la ejecución de dichos agujeros, lo cual imposibilitaba la definición del *nudo tipo* a estudiar ya que no se disponía de una propuesta única para los agujeros.

La no existencia de una normativa que regulara la ejecución de los mismos, favorecía la aparición de una gran disparidad de propuestas tanto para la forma, el tamaño y la posición de los agujeros. Propuestas que venían ofrecidas desde el galvanizador, obviamente, pensando, casi en exclusiva, en el propio proceso de galvanizado. De esta manera, se proponían agujeros relativamente grandes, ya que esto tiene una doble ventaja: por un lado, la velocidad de inmersión puede ser rápida (lo que redundaría en unas buenas condiciones de reacción zinc-acero, además de resultar más rentable para las plantas de galvanizado); y por otro lado, cuanto más grandes y más cerca del cordón se sitúen estos agujeros, mayor será la cantidad de zinc que se recupera (que sale del interior de los perfiles en el proceso de izado de la estructura) y, por tanto, mayor la rentabilidad del proceso para el galvanizador.

Desde el punto de vista del comportamiento estructural, contrariamente a lo anterior, se prefieren agujeros pequeños, de manera que reduzcan lo menos posible la capacidad resistente de las secciones transversales de los perfiles y, previsiblemente, de las uniones.

De esta manera, en el año 2006, se decidió llevar a cabo un estudio previo al del análisis de la capacidad de carga de uniones en las cuales algunos de los elementos resistentes estuvieran afectados por agujeros de ventilación y drenaje, cuyo objetivo era la definición de una propuesta unificada para estos agujeros.

Para que las conclusiones de dicho proyecto tuvieran en cuenta las necesidades, tanto de la estructura, como del galvanizado, y para que sus conclusiones pudieran ser asumidas tanto por los proyectistas de estructuras como por los galvanizadores, el trabajo se desarrolló en el entorno de un Proyecto CIDECT (Comité Internacional para el Desarrollo y Estudio de la Construcción Tubular) y con la colaboración de la EGGA (European General Galvanizers Association). El resultado consistió en la elaboración de unas tablas en las que se recogían dos propuestas para estos agujeros, las denominadas *viable* y *óptima*. (Calleja, Landa, Landa, Iglesias, & Alonso, 2006), (Iglesias, 2007).

Sus conclusiones más representativas se presentan en el apartado 3 de la presente Tesis Doctoral.

1.3. OBJETIVO Y ALCANCE DE LA TESIS

La situación actual cuando una estructura en celosía resuelta con perfiles tubulares va a ser galvanizada es la siguiente: el arquitecto ó ingeniero diseña y calcula la estructura SIN AGUJEROS; el taller de estructura metálica fabrica la estructura en subconjuntos según los

planos dibujados en la ingeniería o estudio de arquitectura (dentro de los cuales, se encuentran los diferentes tramos de la viga en celosía); estos subconjuntos llegan a la planta de galvanizado donde, ante el previsible problema de la flotabilidad de la celosía (completa o de cada una de sus partes), muchas veces, es el propio galvanizador quien ejecuta los agujeros que necesita para completar su trabajo; así, finalmente, esta estructura llega a obra galvanizada y CON AGUJEROS, donde el taller de estructura metálica la monta y coloca en su posición final.

De esta manera, en muchas ocasiones, el diseñador de la estructura se encuentra por primera vez con los agujeros en la estructura una vez que ésta, se encuentra ya en servicio. Por supuesto, en estos casos, no se tiene en cuenta de ninguna manera el efecto de dichos agujeros sobre la respuesta estructural del conjunto de la celosía.

El problema es que, incluso en aquellos casos en los que haya una gran labor de previsión o una gran comunicación entre los diferentes agentes involucrados en el proceso de construcción de la estructura, de manera que el diseñador conozca el hecho de que se van a realizar unos agujeros en las barras de relleno de su celosía, éste, no dispone de ninguna herramienta que le permita verificar correctamente el comportamiento de las nuevas uniones presentes en la estructura.

El objetivo último de este trabajo – enmarcado en el seno de un proyecto CIDECT (codificado como 5BX) – es, pues, la determinación de la influencia que los agujeros efectuados sobre las barras de relleno en celosías resueltas con perfiles tubulares de acero, necesarios para la galvanización de la estructura por inmersión en baño de zinc fundido, tienen sobre el comportamiento estructural de las uniones presentes en dicha celosía.

Lógicamente, resulta inviable abordar desde un único proyecto de investigación, enmarcado en un tiempo no superior a tres años, el estudio de la totalidad de uniones que pueden encontrarse en las celosías (ni siquiera en las más habituales) resueltas con perfiles tubulares de acero.

Hay que tener en cuenta que las uniones que típicamente pueden encontrarse en este tipo de estructuras resueltas con perfiles tubulares son numerosas: uniones en X, en T, en Y, en K, en N y en KT.

Para todas ellas, el nombre de la unión viene determinado por la disposición geométrica de las barras que en ella confluyen (Figura 1.19):

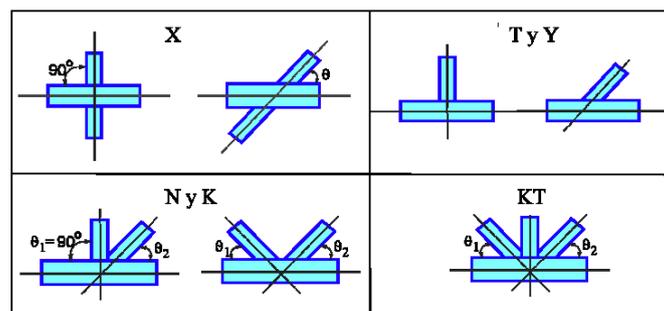


Figura 1.19 Esquema de las uniones más típicas en celosías tubulares

En cualquier caso, de todas ellas, la más habitual, sin ninguna duda, es la UNIÓN EN K, presente fundamentalmente en celosías tipo Warren. Es la unión más habitual, ya que estas celosías (tipo Warren) suelen ser las más rentables desde un punto de vista de coste global de construcción de la estructura en comparación con el resto de alternativas también usuales (Dutta, Wardenier, Yeomans, Sakae, Bucak, & Packer, 1998), tal como se ilustra en la figura 1.20.

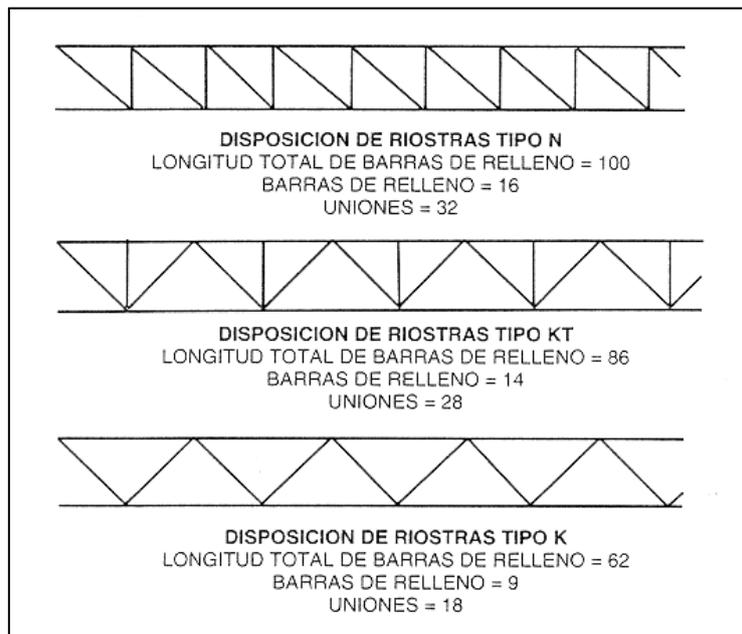


Figura 1.20 Comparación básica de los tipos de celosía más frecuentes

Además, como ya se ha comentado anteriormente, pensando en costes de fabricación, las celosías resueltas con perfiles tubulares cuadrados y/o rectangulares (RHS) son más eficientes que las resueltas con perfiles tubulares circulares (CHS) ya que los cortes a realizar sobre los extremos de las barras de relleno son extremadamente más sencillos en la mayoría de los casos (Figura 1.21).



Figura 1.21 Preparación de extremos para una unión en K con recubrimiento entre perfiles CHS

Si además, los cordones de la celosía fueran paralelos, todas las barras de relleno tendrían la misma longitud y ángulo de corte para sus extremos.

Y aún más, estas uniones en K realizadas con una separación entre las diagonales (con espaciado), figura 1.22, son todavía más sencillas de ejecutar que las uniones con solapamiento entre las barras ya que, por un lado, el corte sobre cada extremo de las diagonales es único, y por otro lado, este tipo de unión es capaz de absorber pequeños errores en las longitudes de corte, inaceptables en el caso de uniones con recubrimiento.

Así pues, el presente trabajo se centra en determinar la influencia que los agujeros necesarios para la galvanización de estructuras en celosía tienen sobre el comportamiento de uniones en K con espaciado entre perfiles RHS. Para ello, se llevará a cabo un amplio programa experimental sobre uniones a escala real que incluirá también varios nudos en N (caso concreto de nudo en K con una de las barras de relleno a 90°).



Figura 1.22 Unión en K con espaciado entre perfiles RHS

Para complementar el programa experimental se llevará a cabo una modelización de las uniones ensayadas mediante la simulación numérica por elementos finitos. Con el objeto de reproducir las condiciones reales del material en la simulación, se llevarán a cabo ensayos de caracterización del acero utilizado en los ensayos de las uniones. Una vez validado el modelo numérico, se pretende ampliar su aplicación a otras situaciones extrapolables.

Asimismo, se pretende llevar a cabo un análisis crítico de las expresiones del Eurocódigo 3: Proyecto de estructuras de acero, parte 1-8: Uniones (AENOR, 2005), mediante comparativa con los resultados experimentales y numéricos que se obtendrán en este trabajo.

En cuanto al tamaño de los agujeros a considerar, en un primer momento se analizará la influencia de los agujeros denominados óptimos. Si no conllevan una reducción notable de la capacidad resistente de la unión, no se ampliará el estudio. Sin embargo, si se observa una reducción importante en la resistencia de la unión como consecuencia de la ejecución de estos agujeros, se analizaría asimismo la alternativa de los denominados agujeros viables.

2. ESTADO DEL ARTE

2.1. Evolución histórica de la investigación en construcción tubular

2.1.1. Generalidades

Hablar de investigación en construcción tubular es sinónimo de CIDECT – COMITÉ INTERNACIONAL PARA EL DESARROLLO Y ESTUDIO DE LA CONSTRUCCIÓN TUBULAR. Este comité, que viene trabajando desde los años 60, es una asociación integrada por los principales fabricantes de perfiles huecos para construcción de todo el mundo, cuyo objetivo es expandir, mediante la investigación, el conocimiento sobre el comportamiento de las estructuras tubulares.

El primer proyecto de investigación sobre uniones entre perfiles tubulares de sección rectangular o cuadrada (RHS) data de 1970 y fue desarrollado en la Universidad de Sheffield, Reino Unido (Eastwood, Osgerby, Wood, & Mee, 1970). La fecha del mismo y su codificación (5C), dan una idea de lo importante que, desde el comienzo de la actividad del CIDECT, ha sido el estudio sobre el comportamiento de estas uniones: el número de la codificación, '5', indica el grupo al que pertenece el estudio (uniones soldadas bajo carga estática) y la letra, 'C', el orden que ocupa dentro de los diferentes proyectos desarrollados en el seno de ese grupo (es decir, el tercero). Desde entonces y hasta nuestros días, se han venido sucediendo los proyectos que tratan de incrementar el conocimiento que se tiene sobre las uniones entre perfiles RHS (Davie & Giddings, 1971), (Wood & Chandrakeerthy, 1974), (British Steel Corporation - BSC. Tubes Division. Research & Development, 1977), (Wardenier & Stark, 1978), (Kato & Nishiyama, 1979), (Giddings, 1983), (Mang, 1973), (Wardenier & Stark, 1979), (Giddings & Wardenier, 1986).

El hecho que motivó el desarrollo de los primeros proyectos de investigación fue la cada vez mayor utilización de los perfiles tubulares como elementos resistentes en las estructuras, gracias a sus características diferenciales (parte de ellas ya comentadas, como su idoneidad frente a esfuerzos de compresión, las ventajas en el mantenimiento de la estructura, etc.) y al aporte estético y de innovación que introducían en las obras de las que eran partícipes. Este entusiasmo en el uso del nuevo producto chocaba frontalmente con la "preocupación" de los diseñadores, calculistas e investigadores ante la falta de información sobre el comportamiento de unas uniones que se comportaban de manera diferente a las tradicionalmente utilizadas, ya que, debido a que el modo de conexión era relativamente novedoso (soldadura en todo el perímetro de unos perfiles asimismo novedosos) se había comprobado en más de una ocasión que dichas uniones presentaban grandes deformaciones locales, no esperadas, antes de producirse el colapso estructural.

La observación de este efecto, permitía comenzar a vislumbrar el hecho de que, en determinadas circunstancias, las cargas a introducir en las uniones debían limitarse por debajo de la capacidad de carga de las barras que confluían en la unión. De alguna manera, la unión tenía identidad propia dentro de la estructura y había que evaluarla mediante un análisis pormenorizado y particular, distinto del de los perfiles que llegaban al nudo.

De la misma manera que el presente trabajo (el primero de este tipo) se limita al estudio de las uniones más habituales en celosías resueltas por perfiles tubulares RHS (los nudos en K con espaciamiento), en aquellas primeras investigaciones el planteamiento era idéntico. Así, los estudios sobre uniones entre perfiles RHS comenzaron por los tipos K (y N), aunque aquéllos, incluían tanto las uniones con espaciamiento como con recubrimiento.

Las conclusiones de aquellos primeros proyectos venían a confirmar algunas de las ideas que, de modo intuitivo, se iban forjando en el seno de la comunidad científica de la época, así como a sentar las bases para futuras investigaciones.

Por ejemplo, ya se comenzaba a gestar la idea de limitar las cargas sobre las uniones, no sólo por el colapso de la unión, sino por una deformación excesiva, provocada por la plastificación de la cara del cordón; a esta deformación se le denominó 'indentación' y actualmente está limitada al 3% de la anchura del elemento que actúa como cordón de la celosía, figura 2.1.

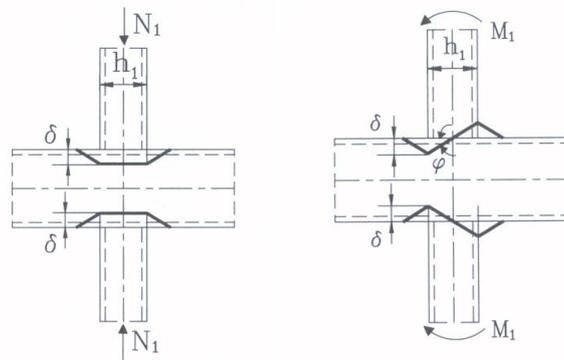


Figura 2.1 Representación gráfica de la 'indentación' (δ) para uniones en X sometidas a esfuerzos axiales y momentos flectores respectivamente

También se constataba el hecho de que las uniones con recubrimiento eran, en general, más rígidas y eficientes que las uniones con espaciamiento (Figura 2.2).

En la Guía de Diseño nº3 del CIDECT (Packer, Wardenier, Kurobane, Dutta, & Yeomans, 1996 (2ª edición 2009)), se presenta, de manera gráfica, la eficiencia de diferentes uniones. Tomando las gráficas correspondientes a las uniones en K con espaciamiento y con recubrimiento (O_v) (Figura 2.3), se puede comprobar que lo anterior es correcto.

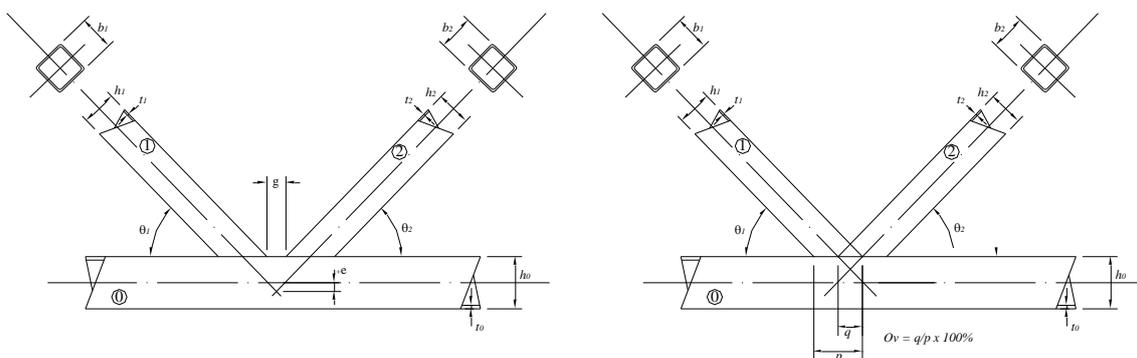


Figura 2.2 Nudo con espaciamiento (g) y con recubrimiento (O_v)

En estas gráficas (figura 2.3), se representa la eficiencia de la unión como el cociente entre la resistencia de la unión para una barra de relleno, 'i', (N_i^*), y la capacidad resistente plástica de dicha barra de relleno ($A \cdot f_{yi}$).

Nótese que la resistencia de la unión se evalúa para cada una de las barras de relleno, es decir, que para una unión en K, se podrá afirmar que la unión es válida si se cumple una doble comprobación:

- Para la barra '1': $N_1^* \geq N_{Ed,1}$, es decir, la resistencia de la unión con respecto a la barra '1' debe ser mayor que el esfuerzo que dicha barra introduce en la unión.
- Para la barra '2': $N_2^* \geq N_{Ed,2}$, es decir, la resistencia de la unión con respecto a la barra '2' debe ser mayor que el esfuerzo que dicha barra introduce en la unión.

Así, una eficiencia igual o superior a 1,00 significaría que la capacidad resistente de la unión (respecto a la barra correspondiente) es igual o superior a la capacidad resistente plástica de la propia barra, es decir, que la unión puede considerarse de '*resistencia total*' (AENOR, 2005), con lo que, llegado un determinado nivel de carga, la barra fallaría antes que la unión, no siendo necesario verificar la resistencia de esta última en el análisis de la estructura.

Sin embargo, si la eficiencia fuera inferior a 1,00, la unión se consideraría de '*resistencia parcial*' (AENOR, 2005), de manera que la unión fallaría antes que la barra, haciéndose imprescindible la verificación de resistencia de la primera en el análisis estructural global para asegurar la estabilidad del conjunto.

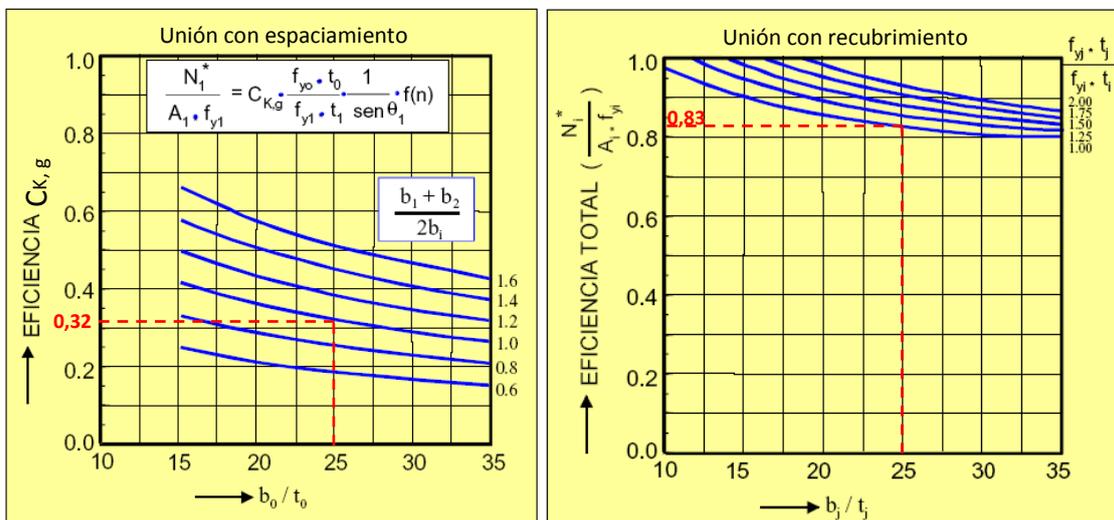


Figura 2.3 Gráficas para la evaluación de la eficiencia de uniones en K con espaciamento y con recubrimiento (estando éste, entre el 80% y el 100%) respectivamente

Como ejemplo de aplicación de las gráficas anteriores, si se considera una unión en la que participe, como cordón, un perfil RHS 150x150x6 ($b_0/t_0 = 25$) S275 J0H y como barras de

relleno, perfiles RHS 100x100x4 ($[b_1+b_2]/2b_i = 1,00$) S275 J0H ($[f_{y_i}t_i]/[f_{y_i}t_i] = 1,00$) siendo el ángulo entre las barras de relleno y el cordón $\theta_i = 45^\circ$ y considerando que el cordón no soporta cargas de compresión significativas (lo cual se traduce en una pre-tensión del cordón de valor $f(n) = 1,0$), se puede concluir que la eficiencia de esta unión cuando existe un espaciamiento entre las barras de relleno es igual a $N_1^*/A_1f_{y1} = 0,68$ (de la gráfica izquierda de la figura 2.3, se obtiene un valor de $C_{k,g} = 0,32$ e introduciendo este valor en la expresión de eficiencia, recogida en la parte superior de la figura: $0,32 \cdot (6/4) \cdot (1/\text{sen}45^\circ) \cdot 1 = 0,68$), mientras que la correspondiente a la misma unión, pero con un recubrimiento (comprendido entre el 80% y el 100%), es igual a 0,83 (valor obtenido directamente de la gráfica derecha de la figura 2.3), es decir, significativamente superior a la correspondiente a la unión en K con espaciamiento.

Y no solo eso, sino que en estas últimas (unión con espaciamiento), la transferencia de carga de una barra de relleno a otra se realiza a través de la cara del cordón, produciéndose, en muchos casos, un fallo de la unión por plastificación ó punzonamiento de dicha cara (figura 2.4), mientras que, si se utilizan uniones con recubrimiento, según se va aumentando dicho recubrimiento, el modo de fallo se va desviando hacia un fallo por barra de relleno (en el caso de recubrimiento 100% la transferencia de carga se realiza directamente de una barra de relleno a la otra, sin pasar por la cara del cordón).



Figura 2.4 Fallo de uniones en K por ‘punzonamiento de la cara del cordón’ y por ‘anchura eficaz en la barra de relleno’ respectivamente

Así, se comprobó que ciertos parámetros geométricos tenían una influencia enorme sobre el comportamiento de la unión, pudiendo llegar ésta, a comportarse de manera totalmente diferente en función de los valores que se asignaran a dichos parámetros.

Ya se ha visto la influencia que tiene la separación entre barras de relleno, ‘ g ’ (de valor positivo en el caso de espaciamiento y negativo en el caso de recubrimiento; en estos casos, la separación se representa por medio del parámetro ‘ O_v ’).

Otro ejemplo: si en una unión en K con espaciamiento, el perfil que actúa como cordón es un RHS de sección cuadrada, el único criterio de fallo a comprobar sería el de ‘*plastificación de la cara del cordón*’, ya que está comprobado que es el modo de fallo crítico. Sin embargo, si el perfil es un RHS de sección rectangular, los criterios de fallo a comprobar serían, además del

anterior, el *'esfuerzo cortante en el cordón'*, *'la anchura eficaz en la barra de relleno'* y el *'punzonamiento de la cara del cordón'*, ya que en este caso, el modo de fallo crítico puede variar de uno a otro, en función del valor que adopten otros parámetros como la anchura de la sección del perfil que actúa como cordón, su espesor, la anchura o el espesor de la sección del perfil que actúa como barra de relleno, etc. y de la relación que exista entre ellos. De esta manera, si las dimensiones exteriores de las barras de relleno fueran sensiblemente inferiores a las del cordón (barras de relleno RHS 60x60x5 y cordón RHS 150x150x6, por ejemplo) el fallo, muy probablemente, vendrá definido por la plastificación ó el punzonamiento de la cara del cordón; sin embargo, si las dimensiones exteriores de todos los elementos fueran similares (barras de relleno RHS 140x140x5 y cordón RHS 150x150x6, por ej.), el fallo, previsiblemente, se dará en la barra de relleno por anchura eficaz.

Este tipo de consideraciones ya se intuían desde los primeros proyectos de investigación llevados a cabo, aunque faltaba constatar y cuantificar este comportamiento mediante expresiones de cálculo. Posteriormente, los distintos estudios desarrollados durante los años 70 y comienzos de los 80, no sólo permitieron aumentar el conocimiento sobre el comportamiento de las uniones entre perfiles tubulares, sino que además sirvieron para sentar las bases en lo referente a la metodología más adecuada para realizar los ensayos: definición de los bancos de ensayo, de las condiciones de extremo de las barras que confluyen en la unión, etc. (Wood & Chandrakerthy, 1974) (Wardenier & Koning, 1976) (Wardenier, 1982). Esto fue posible, fundamentalmente, gracias al desarrollo de estudios complementarios sobre celosías completas y a la comparación de los resultados de estos últimos y de los obtenidos en los análisis llevados a cabo sobre uniones individuales (Wardenier & Stark, 1979).

2.1.2. *Revisión histórica de los proyectos de investigación en construcción tubular*

An experimental investigation of joints in Rectangular Hollow Sections (Eastwood, Osgerby, Wood, & Mee, 1970)

Como ya se ha dicho, el primer proyecto CIDECT dedicado al estudio del comportamiento de uniones entre perfiles tubulares de sección cuadrada o rectangular fue el Proyecto 5C – *'An experimental Investigation of Joints in Rectangular Hollow Section'*, desarrollado en el Departamento de Ingeniería Estructural y Civil de la Universidad de Sheffield y finalizado en Febrero de 1970.

El objetivo de esta investigación se centraba en determinar la eficiencia y las características en términos de carga-deformación de uniones tipo N en las cuales una de las barras de relleno presentaba una inclinación respecto al cordón de 45° y la otra, lógicamente, de 90°.

El programa experimental consistió en la realización de 61 ensayos y, fundamentalmente, trataba de conocer el comportamiento de tres tipos de uniones:

- Uniones con espaciamento (valores de *'g'* positivos)
- Uniones con recubrimiento parcial
- Uniones con recubrimiento total

Considerando fundamentalmente las primeras, ya que las uniones a tratar en esta tesis doctoral son también uniones con espaciamento, las conclusiones a las que se llegaba eran las siguientes:

- La transferencia de carga entre las barras de relleno, mejoraba al pasar de espaciamento a recubrimiento entre las mismas, tanto más cuanto mayor fuera dicho recubrimiento.
- En los casos de uniones con espaciamento, donde la carga se transfería de una barra de relleno a la otra pasando por el cordón, el espesor de éste (t_0), tenía una importancia significativa. Los resultados de los ensayos, mostraban que la deformación de la unión era inversamente proporcional a t_0^3 , en aquellos casos en los que la relación anchura / espesor del cordón (b_0/t_0) fuese mayor que 25. Por debajo de este valor, el efecto del espesor del cordón era mucho menos importante.
- Por otro lado, y de nuevo en el caso de uniones con espaciamento, las deformaciones se reducían al aumentar el ratio anchura de la barras de relleno / anchura del cordón (β), debido al hecho de que, en estas circunstancias, la carga se transfería a través de las caras laterales del cordón, en lugar de hacerlo a través de la cara superior del mismo (en la cual están soldadas las barras de relleno).
- Finalmente, se plantea una expresión de cálculo para la tensión axial máxima admisible (P_j) en uniones en N con una barra de relleno a 45° (la otra estará a 90°) y considerando un coeficiente de seguridad de 1,5:

$$P_j = \frac{N \cdot E \cdot t_0}{6 \cdot b_0}, \quad [8]$$

donde 'N' se obtiene de la siguiente gráfica incluida en la figura 2.5: $\left(N = \frac{P_r}{E \cdot T^2}\right)$.

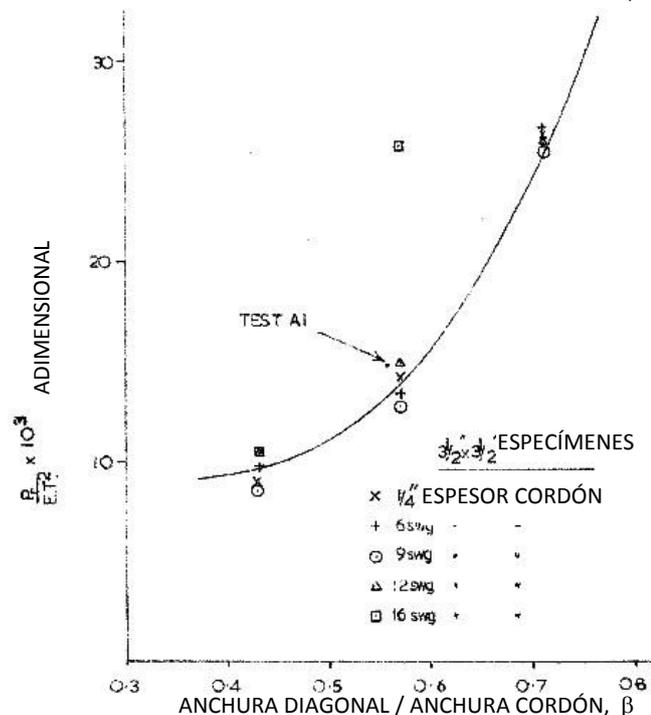


Figura 2.5 Gráfica extraída del Proyecto CIDECT 5C que presenta el parámetro adimensional 'N', en función de la relación ' β ' entre la anchura de la barra de relleno y la anchura del cordón

Analizando la ecuación anterior, puede comprobarse cómo, ya desde el primer estudio de investigación sobre uniones en K (ó en N) con espaciamiento, se relaciona estrechamente el fallo de la unión con los parámetros geométricos del cordón y con la relación entre éstos y las dimensiones exteriores de las barras de relleno.

Research into the strength of welded lattice girder joints in Structural Hollow Sections (Davie & Giddings, 1971)

Este proyecto de investigación data de Julio de 1971 y se desarrolló en el Centro de Investigación de la compañía *BSC Tubes Division* en Corby y es una extensión del trabajo realizado en la Universidad de Sheffield dentro del programa CIDECT 5C anterior.

La idea fundamental que motivó la realización de este trabajo era la de confirmar, ó rebatir, los resultados de los ensayos desarrollados en la Universidad de Sheffield, analizando la posibilidad de ajustar la formulación planteada por el Profesor Eastwood en el proyecto CIDECT 5C.

Para ello, se cotejaron sus resultados con las conclusiones extraídas de ciertos ensayos llevados a cabo en la Universidad de Nottingham sobre celosías completas y ambos se compararon con los resultados del programa de ensayos planteado en Corby.

Como conclusiones más significativas, se comprobó que la formulación para la tensión máxima admisible presentada por el Profesor Eastwood era consistente con los resultados de los ensayos desarrollados en el Centro de Investigación de *BSC Tubes Division*, si bien las deformaciones que se preveían en la unión de acuerdo con los estudios de la Universidad de Sheffield sobre nudos aislados, eran demasiado grandes si se comparaban con las deformaciones que se obtenían en los ensayos sobre celosías completas.

Esto era debido a la posición y, fundamentalmente, al amarre de cada una de las barras de la unión en el banco de ensayos.

En un primer momento, se desarrollaron los ensayos de la misma manera que se habían llevado a cabo en Sheffield, con los extremos de las cuatro barras (dos del cordón y uno de cada barra de relleno) articulados en su conexión con el banco (figura 2.6):

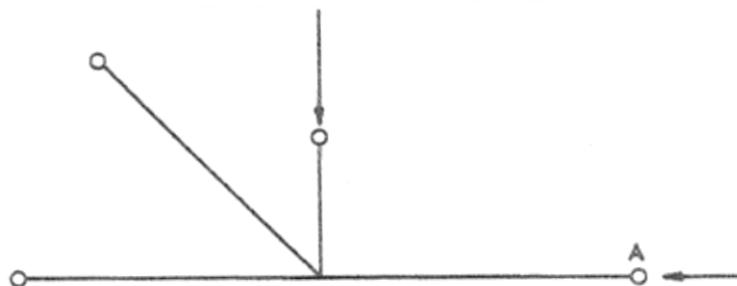


Figura 2.6 Esquema de las condiciones de unión e introducción de carga utilizados en la Universidad de Sheffield

La siguiente figura (2.7), muestra una representación gráfica del banco que fue utilizado en los ensayos llevados a cabo en la Universidad de Sheffield dentro del proyecto de investigación CIDECT 5C.

En dicho esquema, puede observarse cómo los extremos de todas las barras participantes en la unión (barras de relleno y cordón) están unidas al banco a través de articulaciones: puntos 'A' y 'D' para los extremos del cordón, punto 'B' para el extremo de la barra trabajando a compresión y punto 'C' para el extremo de la barra trabajando a tracción.

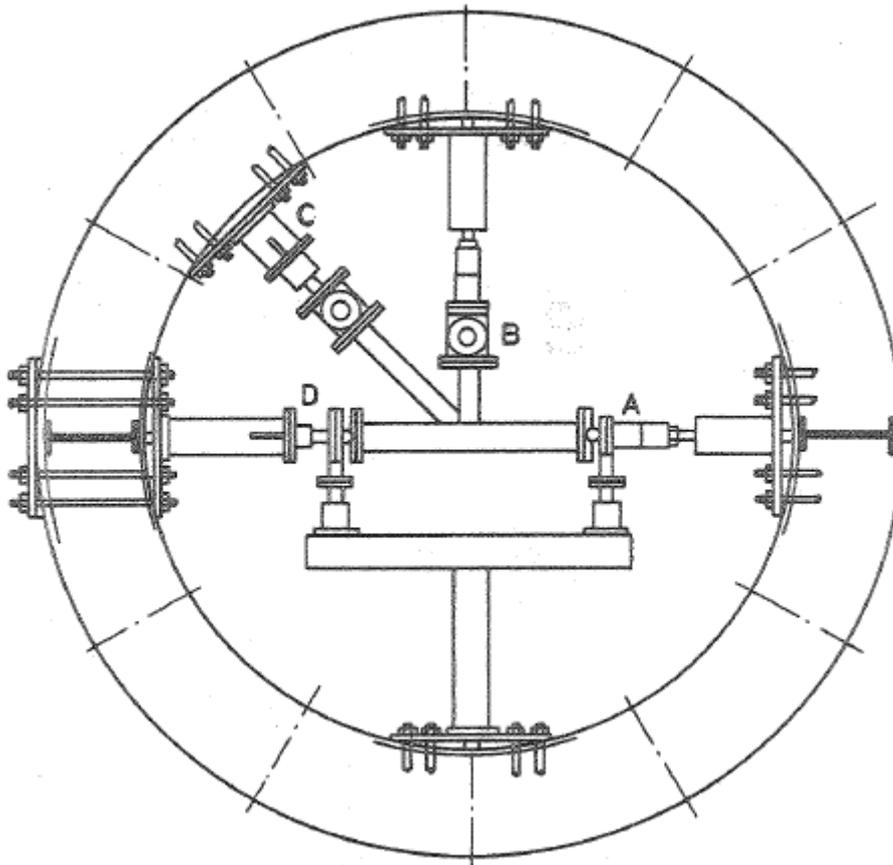


Figura 2.7 Representación gráfica del banco de ensayos utilizado en la Universidad de Sheffield

Esta configuración, se comprobó que daba problemas, ya que:

- por un lado, la deformación local en la cara del cordón en la cual se sueldan las barras de relleno era significativamente superior a la que se encontraba en los ensayos sobre celosías completas, y
- por otro lado, como la carga en las barras de relleno se introducía sólo a compresión en el apoyo 'B' y se esperaba que se transmitiera a la barra 'C' por reacción, al estar el extremo del cordón 'A' unido al banco, gran parte de la carga introducida en 'B' se absorbía, como esfuerzo cortante en 'A', con lo que la carga en la barra de relleno a

tracción 'C' era muy inferior a la que realmente se encontraba en los ensayos sobre celosías completas.

Así pues, para corregir este efecto, se pensó en dejar libre uno de los extremos del cordón (el extremo 'A') para que la carga de compresión introducida en la barra de relleno a 90°, extremo 'B', se transmitiera correctamente (y casi de manera íntegra) como tracción a la barra de relleno de extremo 'C' (figura 2.8):

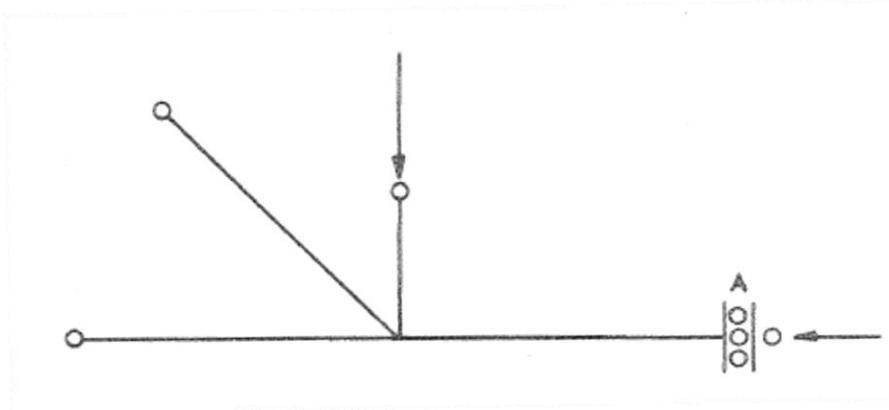


Figura 2.8 Esquema de las condiciones de unión e introducción de carga utilizados en segunda instancia en Corby (extremo 'A' libre)

Con esta configuración, se solucionó el problema del cortante excesivo en 'A', pero los resultados de los ensayos mostraron un modo de fallo que no se correspondía con los resultados del estudio sobre celosías completas, ya que en ocasiones, se producía una rotación de la barra comprimida (junto con la cara del cordón). Para obtener resultados consistentes con el comportamiento real de estas uniones en el entorno de una celosía completa, se decidió 'guiar' el extremo 'B' con el objetivo de evitar el modo de fallo anterior (figura 2.9).

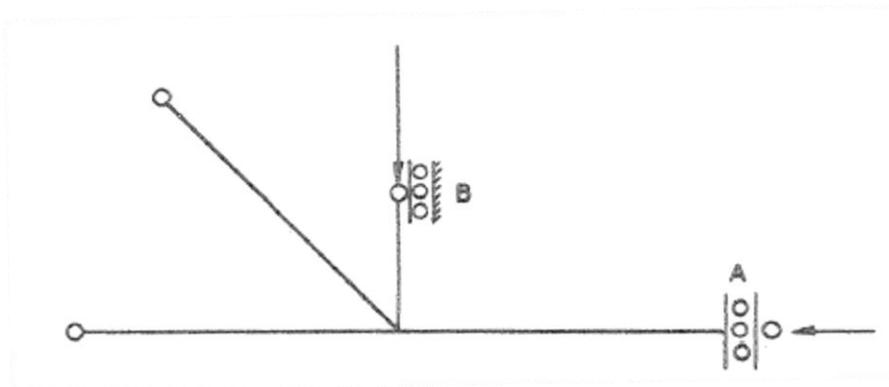


Figura 2.9 Esquema de las condiciones de unión e introducción de carga utilizados finalmente en Corby (extremo 'A' libre y extremo 'B' guiado)

Estas consideraciones llevaron a resultados coherentes con respecto a los obtenidos en el estudio de celosías completas, por lo que finalmente, el banco de ensayos que se utilizó para

desarrollar el grueso de los ensayos sobre uniones aisladas en Corby, fue el que se presenta en el esquema siguiente (figura 2.10):

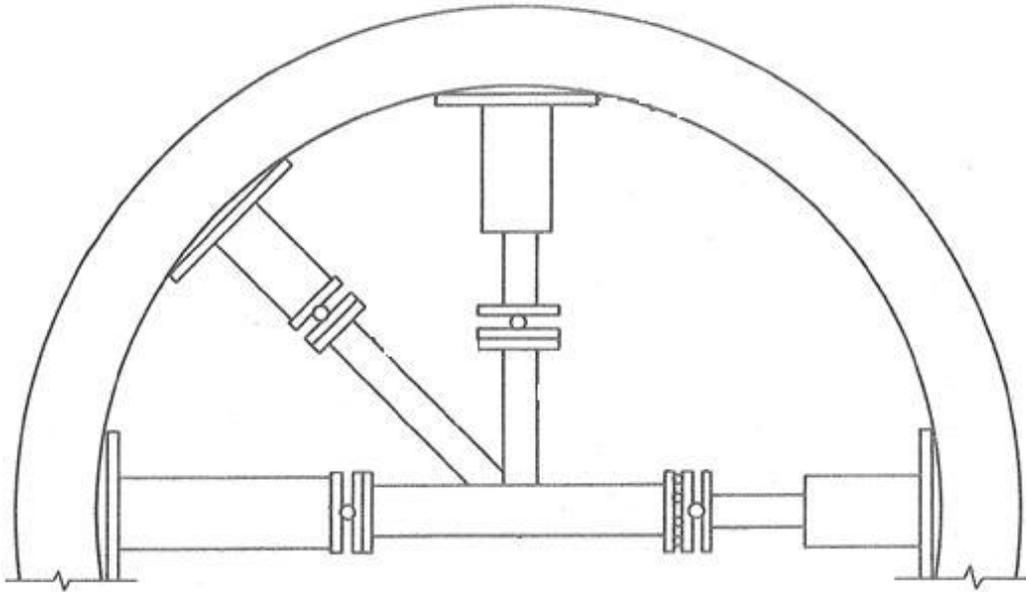


Figura 2.10 Representación gráfica del banco de ensayos utilizado en Corby

Tras la realización de todos los ensayos (en este proyecto no se limitaron los perfiles únicamente al tipo RHS sino que se abordaron también ensayos con perfiles de sección circular, CHS) se concluyó que, si bien los resultados hasta ahora obtenidos sobre nudos en N (con la diagonal a 45°) eran consistentes, aún debía ampliarse la investigación, sobre todo, en uniones con perfiles de sección cuadrada.

Por otro lado, la investigación sobre nudos en K, con diferentes ángulos entre las barras de relleno y el cordón, estaba en una fase muy preliminar y se debía seguir investigando.

En cualquier caso, no se proponía ninguna expresión de cálculo para la verificación de uniones en K con espaciado entre perfiles tubulares de sección cuadrada o rectangular (RHS).

Warren joint test with cold-formed RHS (Wood & Chandrakerthy, 1974)

Este proyecto de investigación data de Enero de 1974 y se desarrolló en el Departamento de Ingeniería Estructural y Civil de la Universidad de Sheffield. Los objetivos del proyecto eran los de analizar el comportamiento de dos configuraciones de unión (con espaciado y con recubrimiento del 50%), determinar la carga última en estas uniones y comparar el comportamiento de las uniones en K con el ya conocido de las uniones en N.

El informe asociado a este proyecto de investigación es realmente corto (18 páginas) y no recoge conclusiones 'cuantitativas', es decir, no presenta ninguna fórmula de verificación de uniones. Es más, indica como conclusión fundamental que es necesario ampliar el estudio

sobre uniones en K para poder obtener expresiones de cálculo que permitan caracterizar la unión. No obstante, de manera adicional, recoge otras dos conclusiones principales:

- En general, las uniones en K presentan un mejor comportamiento que las correspondientes uniones en N.
- Los modos de fallo de ambas configuraciones son similares.

The behaviour of welded joints in complete lattice girders with RHS chords (British Steel Corporation - BSC. Tubes Division. Research & Development, 1977)

Este proyecto presenta dos partes: el estudio de 8 celosías completas, desarrollado en la Universidad de Pisa y cuyo informe final data de Mayo de 1974 y el estudio de 32 uniones aisladas, desarrollado en el Centro de Investigación de la compañía *BSC Tubes Division* y cuyo informe final se redactó en Agosto de 1977.

En el segundo se estudiaron tanto las uniones con espaciamiento como con recubrimiento con las siguientes conclusiones:

- El modo de fallo dominante en las uniones en K con espaciamiento era la plastificación de la cara del cordón en la zona de la puntera de la barra de relleno a tracción, produciéndose el fallo a una carga sensiblemente menor que la capacidad plástica de las barras de relleno.
- No obstante lo anterior, si el perfil que actuaba como cordón tenía un espesor alto o si la barra de relleno a compresión tenía un espesor bajo, el modo de fallo de la unión pasaba a ser por pandeo local de esta última. Este tipo de fallo se encontró por ejemplo en uniones en las que el cordón presentaba un espesor de 10 mm y las barras de relleno de 3,6 mm.
- Además, si las dimensiones exteriores de las barras de relleno eran pequeñas y además, el cordón tenía un espesor bajo, el criterio de diseño limitante no era el colapso de la unión sino una deformación local excesiva.
- Por otro lado, se constató que los resultados de los ensayos llevados a cabo en el seno del proyecto '*Research into the strength of welded lattice girder joints in structural hollow sections*' (Davie & Giddings, 1971) eran consistentes con los obtenidos en este nuevo trabajo de investigación.

The static strength of welded lattice girder joints in structural hollow sections (Wardenier & Stark, 1978)

Como puede observarse, desde los primeros estudios llevados a cabo en el año 70 hasta el trabajo anterior del año 77, ya comenzaban a entenderse y constatarse la influencia que ciertos parámetros geométricos tenían sobre la capacidad resistente de la unión, si bien aún no existía un método que permitiera caracterizar su comportamiento con garantías. Únicamente había una fórmula para la comprobación de uniones en N con diagonal a 45° presentada en el proyecto CIDECT 5C, además de ciertos diagramas y gráficos, desarrollados

en otros proyectos de investigación, todos ellos válidos para la caracterización de uniones que cumplieran con unos parámetros, fundamentalmente geométricos, determinados. Además de todo lo expuesto anteriormente, aunque de menor relevancia, también se llevaron a cabo otros estudios de investigación, de manera paralela, (Mee, 1969), (Eastwood & Wood, 1971) que venían a plantear expresiones de cálculo y gráficas para el diseño de uniones en K ó N entre perfiles RHS con espaciamiento, similares a las recogidas en los proyectos hasta ahora presentados.

Todas estas herramientas (expresiones y gráficas) eran aplicables para uniones cuyas dimensiones fueran las mismas que las consideradas en los diferentes proyectos de investigación, no pudiendo extrapolar, con garantías, los resultados obtenidos a otras uniones con unos parámetros diferentes; así pues, con este nuevo proyecto, el Profesor Wardenier analizaba la influencia de los distintos parámetros que afectaban a la capacidad de la unión tratando así de obtener unas expresiones de cálculo generales.

Se trata de un extenso trabajo, finalizado en Marzo de 1978, desarrollado coordinadamente entre la Universidad Tecnológica de Delft y el Instituto holandés *TNO de la Estructura y Materiales para Edificación* consistente en el estudio de uniones entre perfiles tubulares de sección circular, entre perfiles tubulares de sección cuadrada o rectangular, entre perfiles tubulares y perfiles en I ó H y entre perfiles tubulares y perfiles UPN.

En cuanto a las uniones entre perfiles tubulares RHS, se plantearon uniones tanto en K como en N y, en ambos casos, con espaciamiento y con recubrimiento.

En un principio, y siguiendo la línea marcada por los proyectos de investigación precedentes, se decidió representar los resultados de la primera serie de ensayos en gráficas que, para valores fijos de los ratios g/b_0 y h_0/b_0 , mostraran la relación entre los 'parámetros' $\frac{N_{1u}}{b_0^{0,5} \cdot t_0^{1,5} \cdot \sigma_{e0}}$ y $\frac{b_1+b_2}{2b_0}$, donde:

N_{1u} es la capacidad resistente última de la unión para la barra de relleno a compresión

σ_{e0} es el límite elástico del acero del cordón

En la figura 2.11 se muestra la relación entre estos dos 'parámetros' para diferentes valores de la relación anchura/espesor del cordón: $b_0/t_0 = 15, 20, 25$ y 33 .

Asimismo se muestran también dos líneas donde se representan las expresiones siguientes de N_{1u} simplificada y N_k :

$$N_{1u} = \sigma_{e0} b_0^{0,5} t_0^{1,5} (0,4 + 8,5\beta) \quad [9]$$

$$N_k = N_{1u} \left(1 - 1,64 \frac{S}{100} \right), \text{ donde:} \quad [10]$$

N_k es la resistencia característica con un 5% de probabilidad de que se obtengan resistencias por debajo de este valor

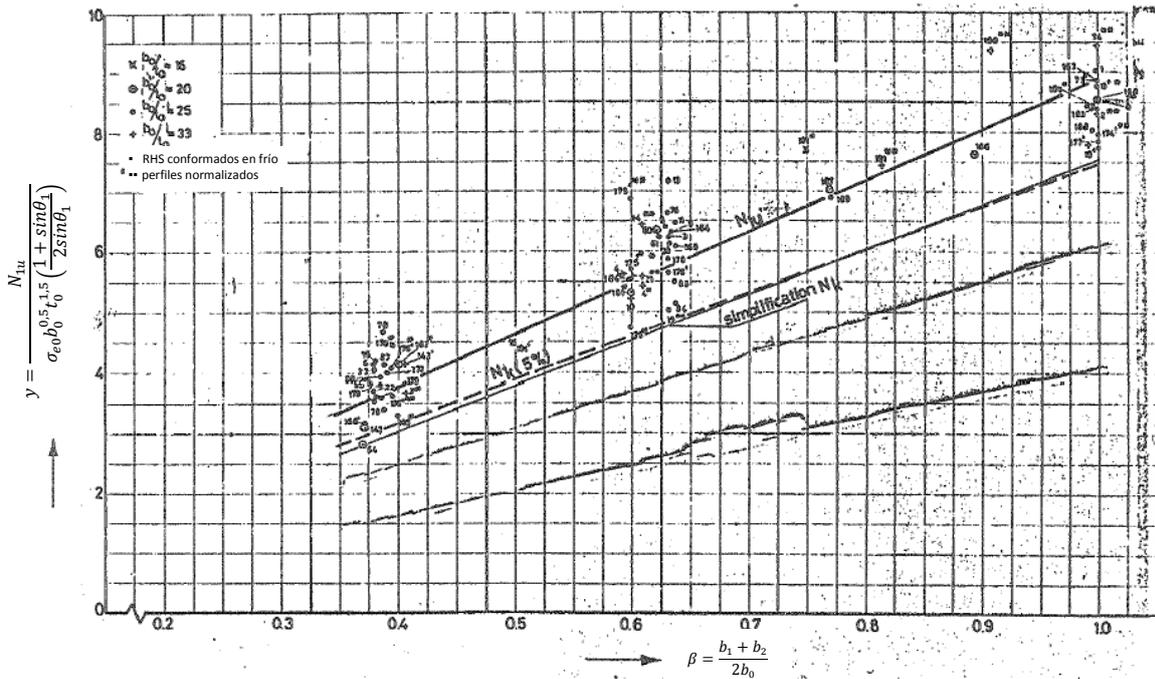


Figura 2.11 Representación gráfica de los primeros resultados de ensayos

Posteriormente, se desarrollaron diferentes series de ensayos adicionales para tratar de investigar la influencia que sobre la capacidad resistente de la unión tenían los siguientes parámetros:

- Ratio de anchuras entre barras de relleno: b_1/b_2 .
- Ratio canto/anchura del perfil que actúa como cordón: h_0/b_0 .
- Ángulos de las barras de relleno con el cordón: θ_1, θ_2 .
- Valores de la separación entre barras de relleno: g .
- Carga axial aplicada en el extremo del cordón: N_{0p} .
- Ratio de espesores entre barra de relleno y cordón: $t_1(t_2)/t_0$.
- Tipo de soldadura: en ángulo o a tope.
- Ratio anchura/espesor del perfil que actúa como cordón: b_0/t_0 .
- Ratio de anchuras entre barras de relleno y cordón: $(b_1+b_2)/b_0$.

La configuración de los nudos en el banco de ensayos, sigue las recomendaciones mencionadas en proyectos anteriores, como puede verse en la fotografía siguiente (figura 2.12):

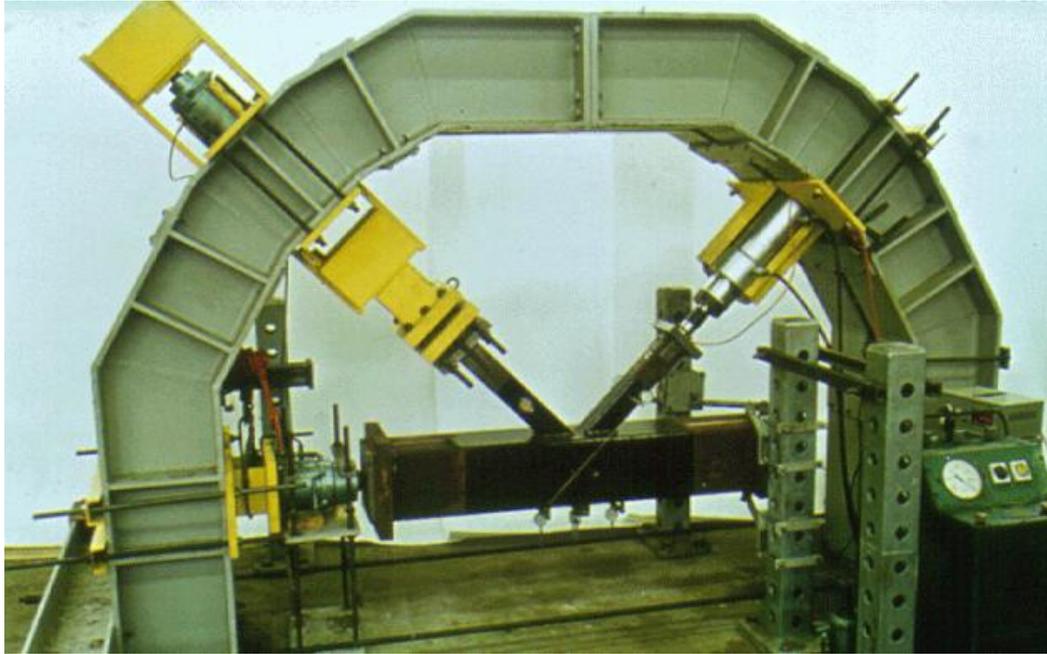


Figura 2.12 Banco de ensayos de la Universidad Tecnológica de Delft para el estudio de nudos en K

Los modos de fallo que se pudieron observar en los diferentes ensayos llevados a cabo, se representan en el siguiente esquema (figura 2.13):

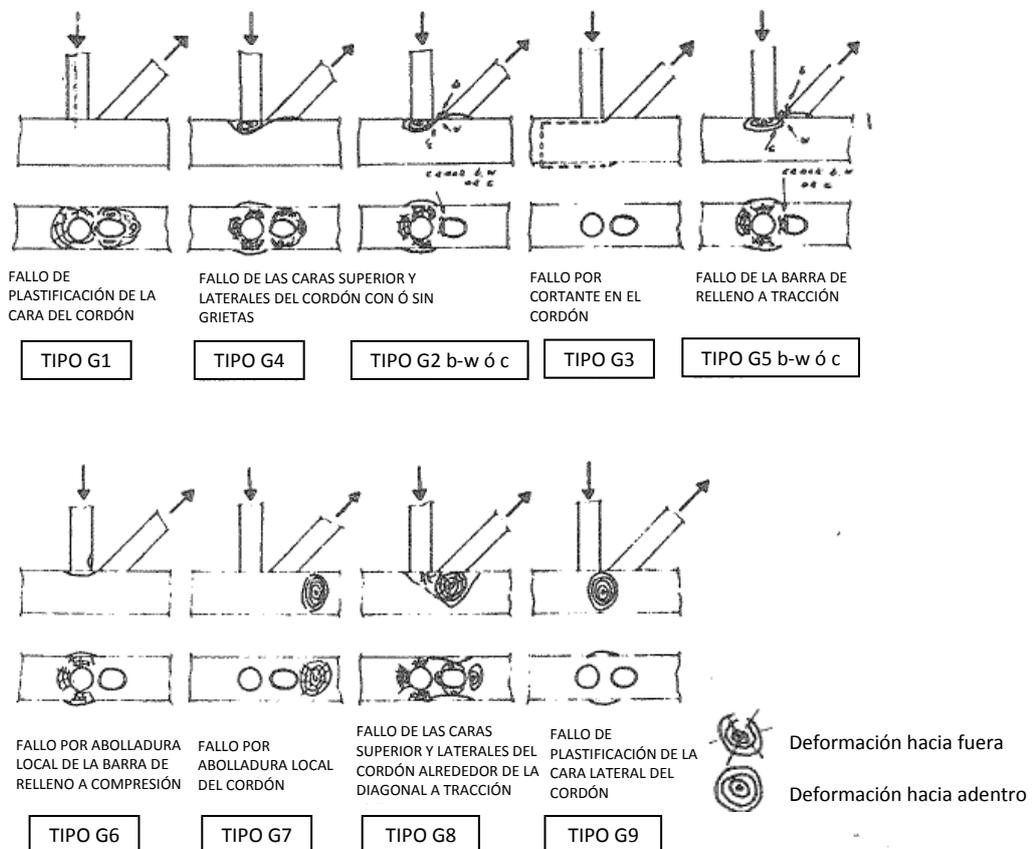


Figura 2.13 Representación esquemática de los modos de fallo para uniones en N y en K con espaciamiento

A continuación, se comenta, uno a uno, la influencia que los parámetros anteriores tenían sobre la capacidad de la unión:

- **Ratio b_1/b_2** (respecto del ratio h_1/h_2): se podía concluir que las dimensiones de anchura de las barras de relleno (b) tenían una mayor influencia sobre la capacidad de la unión que las dimensiones de canto (h) (figura 2.14).

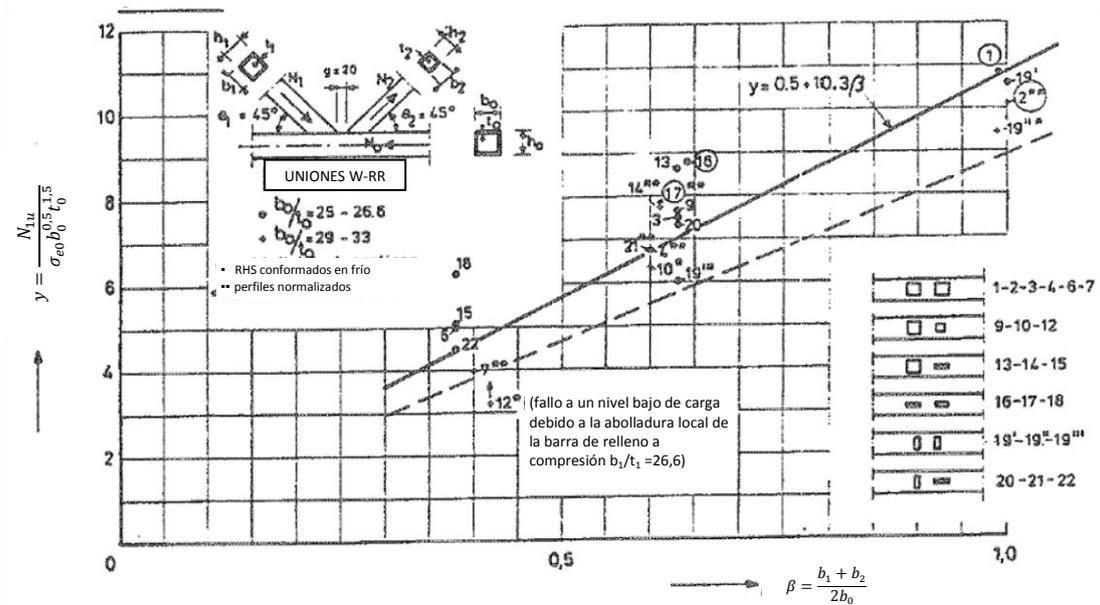


Figura 2.14 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de b_1/b_2

- **Ratio h_0/b_0** : este parámetro tenía una influencia considerable en la resistencia de la unión, fundamentalmente por su relación con la resistencia a cortante del cordón. Para valores de $h_0/b_0 > 1,0$, la resistencia de la unión obtenida era algo superior a la esperada; sin embargo, para valores $h_0/b_0 < 1,0$, dicha resistencia disminuía. Así, se concluyó que el efecto de este parámetro podía tenerse en cuenta de dos maneras diferentes: bien mediante una comprobación específica a cortante del cordón, o bien mediante la consideración de un factor corrector en la fórmula general de verificación de la resistencia de la unión. Este factor corrector (reductor) debería tomar valores cercanos a 0,7 ó a $\left(\frac{h_0}{b_0}\right)^{0,5}$.

La figura 2.15 muestra la relación entre el parámetro β (ratio que relaciona la suma de las anchuras de las barras de relleno con el doble de la anchura del cordón) y una función de la resistencia última N_{1u} .

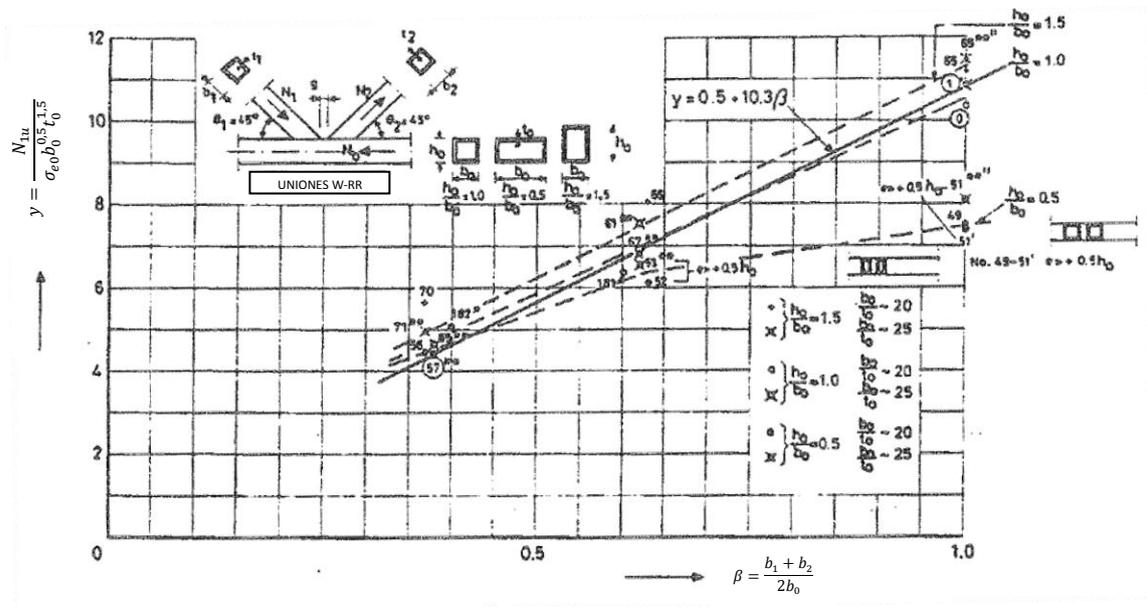


Figura 2.15 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de h_0/b_0

- θ_1, θ_2 : la influencia del ángulo de la barra comprimida y el cordón podía considerarse por medio de la función $\frac{1 + \sin \theta_1}{2 \sin \theta_1}$, la cual estaba basada en la relación entre el perímetro de intersección barra de relleno – cordón y el perímetro de la sección transversal de la barra de relleno. Esta función podía llevar a resultados algo conservadores para ángulos inferiores a 60° , pero no se pudo definir otra que se adecuara mejor a todos los rangos de ángulos estudiados. Por otro lado, la influencia del ángulo entre la barra de relleno traccionada y el cordón se comprobó que era nula. La figura 2.16, muestra la influencia del ángulo de las barras de relleno en la resistencia de la unión para diferentes valores de β .

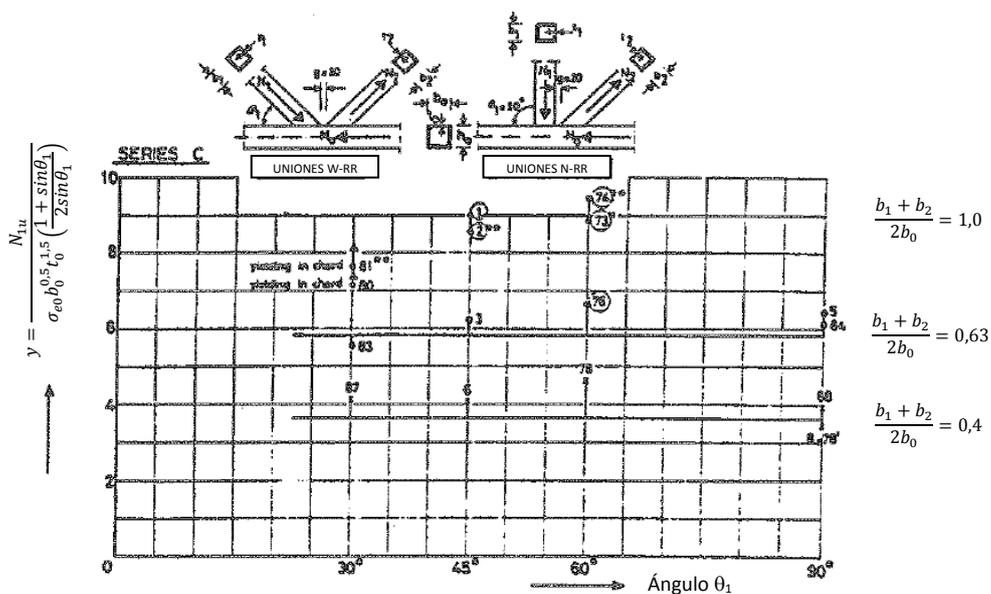


Figura 2.16 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de θ_1, θ_2

- **g**: se constató que el valor de la separación entre barras de relleno tenía influencia en la resistencia de la unión, pero no de manera independiente, sino relacionada con los valores de b_0/t_0 y de β . Así, un aumento en la separación entre barras de relleno, si el valor de β era alto, conllevaba una reducción de la resistencia de la unión. Sin embargo, si el valor de β era bajo, el aumento de 'g' no tenía influencia significativa. Algo similar, aunque en sentido contrario, ocurría con el parámetro b_0/t_0 ; no obstante, la influencia de éste, era menor, lo cual trata de representarse en la figura 2.17.

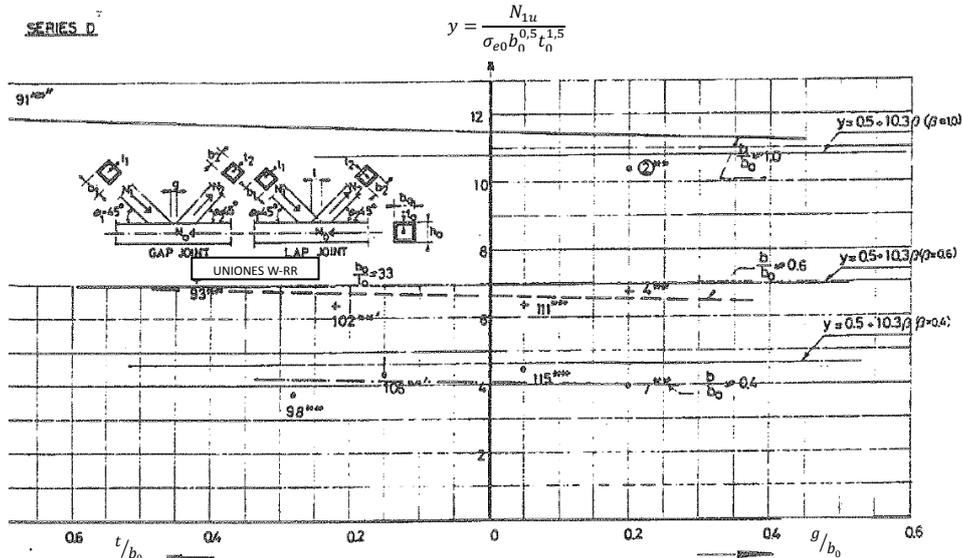


Figura 2.17 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de 'g'

- **N_{op}**: la carga axial aplicada en el extremo del cordón reducía la resistencia de la unión si dicha carga era de compresión; si la carga era de tracción, generalmente, la resistencia de la unión no sólo no se veía reducida, sino que se incrementaba ligeramente. En base a los resultados obtenidos, se proponía la siguiente expresión para considerar la influencia de esta carga sobre el cordón (figura 2.18):

$$\mu = 1,3 - \frac{0,4}{\beta} \left| \frac{\sigma_0}{\sigma_{e0}} \right| \leq 1,0, \text{ siendo } \sigma_0 \text{ la tensión axial en el cordón} \quad [11]$$

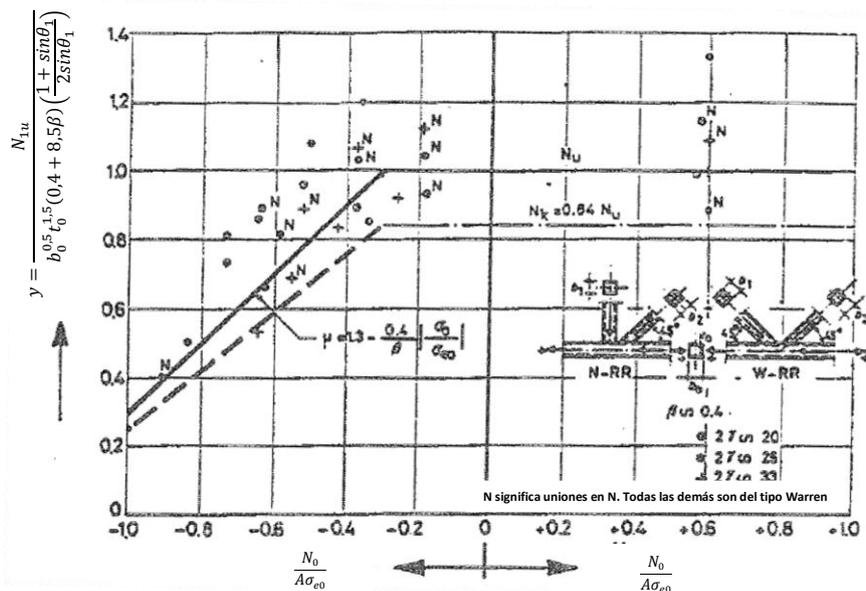


Figura 2.18 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de N_{op}

- $t_1(t_2)/t_0$: se realizaron pocos ensayos para el análisis de la influencia de este parámetro sobre la resistencia de la unión, por lo que no se obtuvieron resultados concluyentes. Sí se comprobó que, en principio, cuando el modo de fallo crítico para la unión dependía del cordón, parecía que este parámetro no tenía demasiada influencia. Sin embargo, cuando el fallo dependía de la barra de relleno, la resistencia de la unión era función del ratio t_0/t_i . En cualquier caso, parecía claro que se necesitaban más ensayos para poder lanzar una propuesta fundada. La figura 2.19 muestra la influencia de t_i/t_0 sobre la resistencia de la unión.

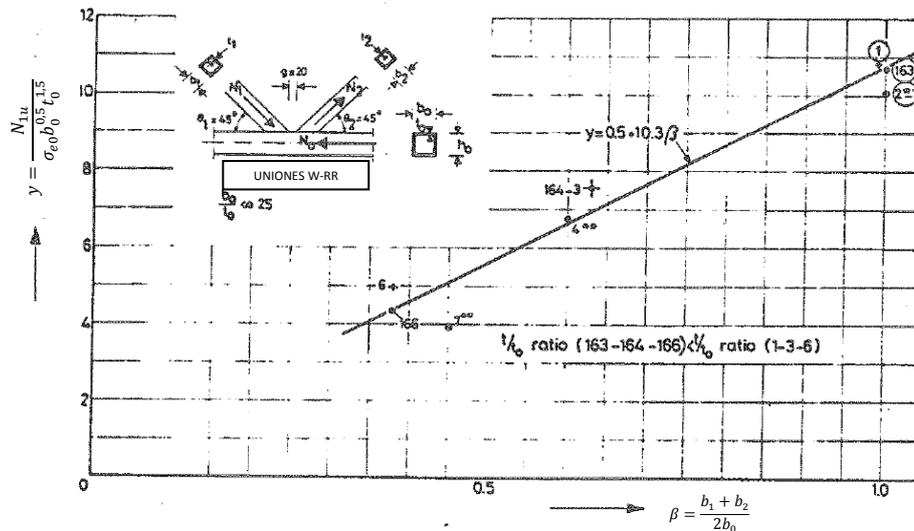


Figura 2.19 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de t_i/t_0

- **Soldadura en ángulo o a tope**: cuando la soldadura en ángulo presentaba un espesor de garganta de soldadura igual al espesor del perfil que actuaba como barra de relleno, no se encontraban diferencias entre un tipo de soldadura u otro. Sin embargo, cuando se utilizaban espesores de garganta de soldadura (en ángulo) inferiores al espesor de la barra de relleno, la resistencia última de la unión disminuía notablemente debido a que en estos casos, la capacidad de redistribución de tensiones entre los diferentes elementos conectados en la unión estaba más limitada (Fig. 2.20).

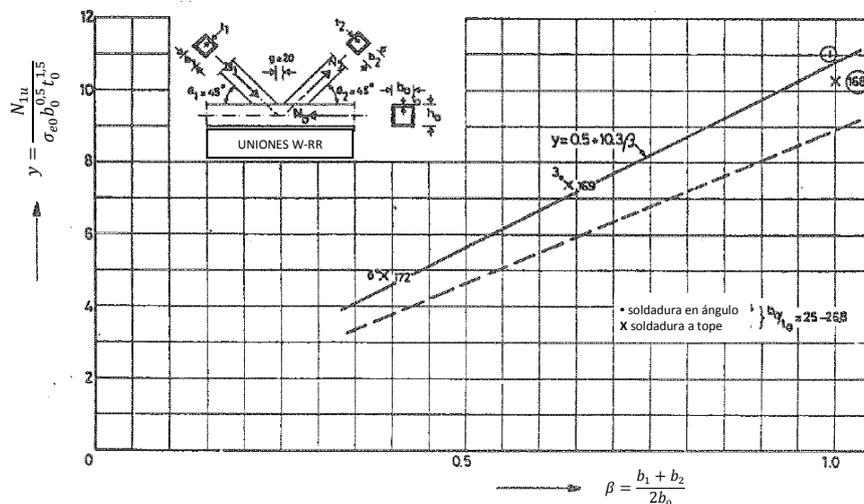


Figura 2.20 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de la soldadura

- b_0/t_0 y $(b_1+b_2)/b_0$: de los ensayos llevados a cabo se pudo concluir que la correlación entre las funciones $\frac{N_{1u}}{b_0^{0.5} \cdot t_0^{1.5} \cdot \sigma_{e0}}$ y $\frac{b_1+b_2}{2b_0}$ era buena hasta ciertos valores de este último, como se representa en la figura 2.21. Se concluyó asimismo que era necesario recopilar más información sobre el comportamiento de las uniones para valores de $\frac{b_1+b_2}{2b_0}$ entre 0,6 y 1,0 y para valores de b_0/t_0 menores que 20.

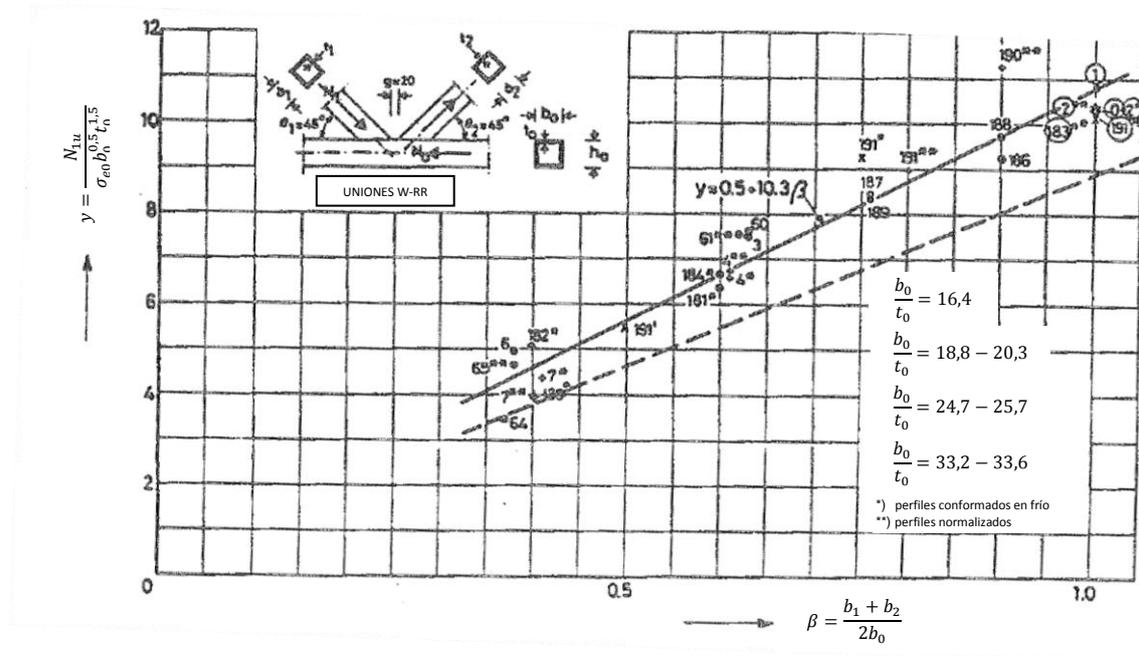


Figura 2.21 Representación gráfica de resultados de ensayos para conocer la influencia de b_0/t_0 y $(b_1+b_2)/2b_0$

Este estudio, logró identificar además, el tipo de fallo que se daba en función de los valores que tomaban algunos de los parámetros anteriores:

- Con valores bajos del parámetro $\frac{b_1+b_2}{2b_0}$ y grandes separaciones entre barras de relleno 'g', el modo de fallo de la unión correspondía con el G1 de la figura 2.13 (plastificación de la cara del cordón).
- Para valores del parámetro $\frac{b_1+b_2}{2b_0}$ comprendidos entre 0,7 y 1,0 siempre se daba el fallo por cortante en el cordón (tipo G3 de la figura 2.13).
- Para valores del parámetro $\frac{b_1+b_2}{2b_0}$ por debajo de 0,7, el modo de fallo era el de rotura de la cara del cordón, fallo de la soldadura de la barra de relleno a tracción ó fallo de la propia barra de relleno a tracción en combinación con una deformación excesiva de la cara del cordón (tipos G2 - G5 de la figura 2.13).
- Para ciertos valores del parámetro b_1/t_1 la unión fallaba por inestabilidades locales en la cara de la barra de relleno a compresión, correspondiente al tipo de fallo G6 de la figura 2.13.

- En el caso de cordones altamente cargados (valores elevados de N_{op}) con ángulos de barra de relleno de 30° , se producía el pandeo local de la cara del cordón (tipo G7 de la figura 2.13).
- En uniones en las que la barra a tracción era un perfil de sección transversal rectangular se producía el fallo simultáneo de las caras laterales y de la cara superior del cordón (tipo G8 de la figura 2.13).

Como se ha mencionado al comienzo de la exposición de este trabajo de investigación, el objetivo último del mismo era el de obtener un método de cálculo, es decir unas expresiones matemáticas, que sirvieran para analizar varios tipos de uniones en las que participaran perfiles tubulares y que no estuvieran limitadas a los tipos de perfiles y disposición utilizados en los ensayos.

Para ello, se decidió que el mejor sistema de trabajo pasaba por la definición de modelos analíticos para su comparación con los resultados de los ensayos. Hubo ocasiones en las que era realmente complicado evaluar analíticamente la influencia de algunos parámetros (o la influencia combinada de algunos de ellos); en esos casos, el estudio analítico sirvió para tratar de identificar la influencia de cada uno de los parámetros. Las diferencias encontradas entre el modelo teórico y los resultados de los ensayos se cubrieron con el empleo de coeficientes de seguridad.

En la figura 2.22 se muestra la aproximación a líneas de plastificación desarrollado por Johansen (Johansen, 1962) para la evaluación analítica de uniones en K con espaciamento, simétricas:

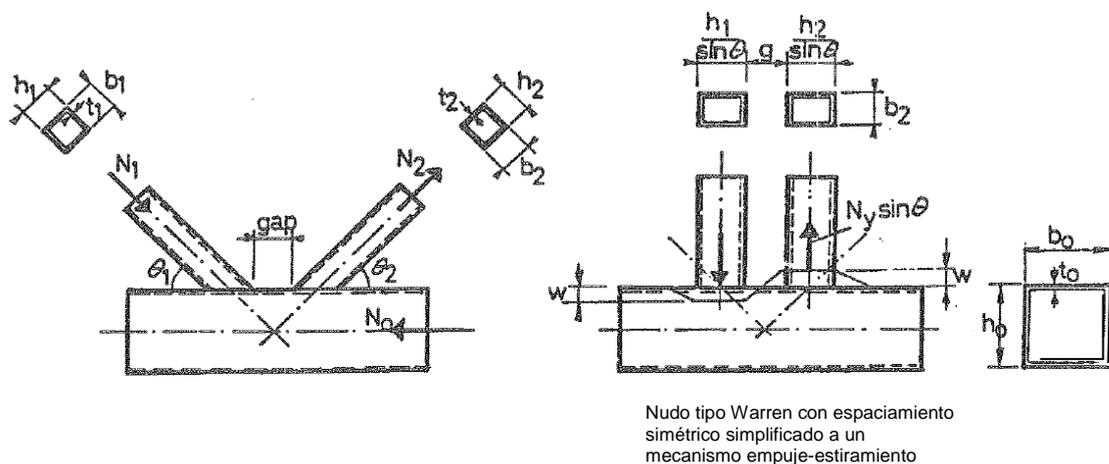


Figura 2.22 Representación gráfica del modelo de líneas de plastificación de Johansen

En concreto, un modelo como el de la figura 2.23, se utilizó para identificar el nivel de carga al cual se alcanzaba la **plastificación de la cara del cordón** para uniones con valores bajos del parámetro $\frac{b_1+b_2}{2b_0}$.

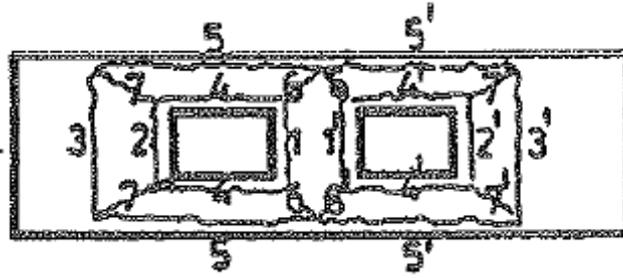


Figura 2.23 Representación gráfica del modelo de líneas de plastificación para la cara del cordón

Utilizando este modelo, se obtuvo la siguiente expresión para la carga que llevaba a la plastificación de la cara del cordón en uniones en K simétricas:

$$\frac{N_{y1} \text{sen} \theta_1}{t_0^2 \sigma_{e0}} = \frac{\frac{2h_1 \text{sen} \theta_1 + g}{b_0}}{1 - \frac{b_1}{b_0}} + \frac{b_0}{2g} + 2 \left(1 - \frac{b_1}{b_0}\right)^{-0,5} \quad [12]$$

Esta ecuación también se podía modificar ligeramente sustituyendo b_0 por $(b_0 - 2t_0)$, adecuándose incluso mejor a las líneas de plastificación reales.

En cualquier caso, este modelo era válido para la evaluación de la resistencia de la unión mientras el modo de fallo fuera el de plastificación de la cara del cordón. Así pues, este modelo era válido hasta cierto valor de 'g', a partir del cual, el fallo de la unión cambiaba a fallo por cortante.

Para el caso de uniones asimétricas se podía realizar un trabajo similar al anterior obteniendo una expresión algo más complicada que la presentada para uniones simétricas.

De todos modos, ninguna de las expresiones tenía en cuenta el endurecimiento por deformación del material ni el efecto membrana que se producen en los mecanismos reales de rotura de estas uniones. Ambos efectos fueron considerados por Packer (Packer, 1976), quien obtuvo unas fórmulas matemáticas de verificación mucho más precisas que las anteriores, pero que, por su complejidad, sólo podían aplicarse mediante el uso de ordenador. Por ello, se estimó oportuno tratar de encontrar unas expresiones semi-analíticas (basadas, en parte, en los resultados empíricos existentes) que facilitarían el cálculo de las uniones de manera manual.

Para evaluar el fallo de la unión por **punzonamiento de la cara del cordón**, se utilizó un modelo de líneas de plastificación como el de la figura 2.24:

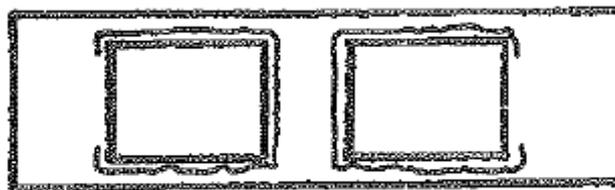


Figura 2.24 Representación gráfica del modelo de líneas de punzonamiento de la cara del cordón

Para este modo de fallo, un parámetro importante era la longitud eficaz de la conexión entre las barras de relleno y la cara del cordón, l_{effp} (las líneas de plastificación marcadas en el modelo).

En estos casos, el fallo de las barras de relleno podía ser crítico cuando éstas, presentaban unos espesores bajos. En estos casos, el parámetro importante era la longitud o perímetro eficaz de las barras de relleno, l_{effb} .

La expresión que se definió para evaluar el posible punzonamiento de la cara del cordón fue:

$$N_{y2} = \frac{\sigma_{e0}}{\sqrt{3}} \cdot t_0 \cdot l_{effp} \cdot \frac{1}{\text{sen}\theta_2} \quad [13]$$

Para el fallo de la barra de relleno:

$$N_{y2} = \sigma_{e2} \cdot t_2 \cdot l_{effb} \quad [14]$$

En ambos casos, los valores de las longitudes eficaces dependían de diferentes parámetros de la unión así como del tipo de acero empleado en la fabricación de los perfiles y debía determinarse de manera experimental.

Otro modo de fallo que podía presentarse en este tipo de uniones era el de **cortante en el cordón**. Éste, se caracterizaba mediante el modelo de la figura 2.25:

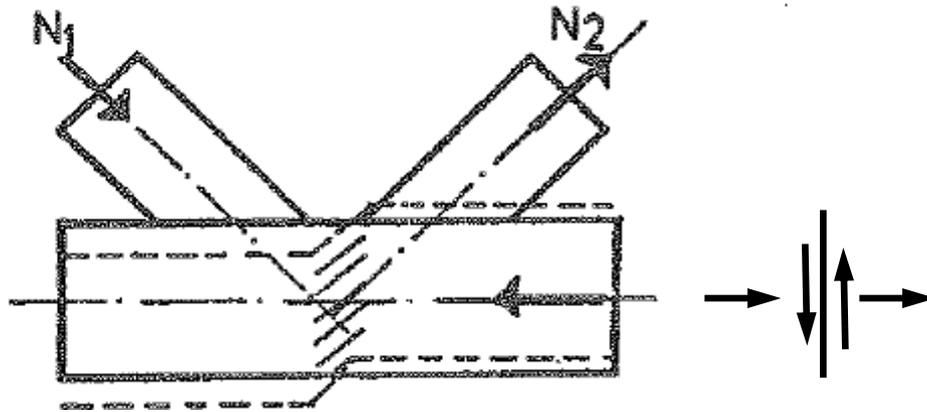


Figura 2.25 Representación gráfica del modelo de cortante en el cordón

Este modo de fallo se daba en los ensayos con valores altos del parámetro $\frac{b_1+b_2}{2b_0}$ ó con cantos del perfil que actuaba como cordón (h_0) relativamente bajos:

$$N_y = 2(h_0 + 2t_0) \cdot t_0 \cdot \frac{\sigma_{e0}}{\sqrt{3}} \quad [15]$$

Además de lo anterior, en el caso de tener barras de relleno a compresión con un ratio b_1/t_1 bajo, se podía dar el fallo de la unión por **pandeo local de la barra de relleno**. Si las cargas axiales de las barras fueran muy altas, también podía darse el fallo por **pandeo local de la cara**

del cordón antes de la barra de relleno. Estos fallos podían aparecer en combinación con algunos de los anteriores (figura 2.26).

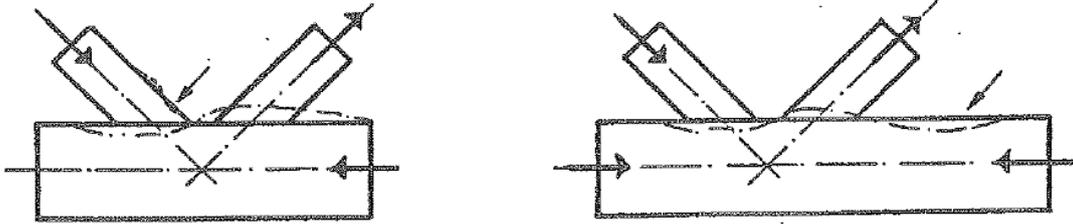


Figura 2.26 Representación gráfica de los modelos de pandeo local en la barra de relleno y en el cordón antes de la barra de relleno

También podía encontrarse un modo de fallo por **pandeo de las caras laterales del cordón** en el caso de que éste, presentara un ratio h_0/t_0 alto (figura 2.27).

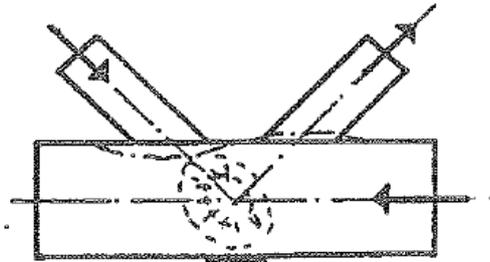


Figura 2.27 Representación gráfica del modelo de pandeo de las caras laterales del cordón

En cualquiera de estas situaciones, de nuevo, el modelo analítico que controlaba y caracterizaba correctamente el fallo de la unión era demasiado complejo como para ser utilizado manualmente, por lo que debían definirse expresiones de cálculo semi-empíricas.

Como conclusión final de este proyecto de investigación, se pudo establecer una fórmula para la predicción de la carga última (por plastificación de la cara del cordón) en uniones con espaciamiento entre perfiles tubulares de sección cuadrada o rectangular. Los parámetros de influencia en esta expresión se definieron mediante los modelos analíticos descritos anteriormente. En algunos casos, y para ciertos parámetros se definieron campos de validez basándose, bien en los resultados de los ensayos, o bien en la información obtenida de los modelos analíticos.

La expresión que caracterizaba la resistencia última (estado límite último) de estas uniones para el fallo por plastificación de la cara del cordón, era:

$$N_{1u} = \sigma_{e0} \cdot t_0^2 \cdot \left(\frac{b_0}{t_0}\right)^{0,5} \cdot (0,4 + 8,5\beta) \cdot \frac{1 + \text{sen}\theta_1}{2\text{sen}\theta_1} \cdot \mu \cdot f\left(\frac{h_0}{b_0}\right) \cdot f\left(\frac{g}{b_0}\right), \quad [16]$$

donde el valor para la función dependiente del espaciamiento podía tomarse igual a la unidad, $f\left(\frac{g}{b_0}\right) = 1,0$.

Para valores de $N_{op} = 0$, $h_0 = b_0$ y $g = 0,2b_0$ se obtenía una desviación estándar de 9,5%.

El valor de la resistencia característica para este tipo de uniones, podía definirse como aquél que presentara una probabilidad del 5% de no ser alcanzado. Así, se podía obtener la resistencia característica como:

$$N_k = \left(1 - 1,64 \frac{9,5}{100}\right) N_{1u} = 0,84 N_{1u} \quad [17]$$

Por otro lado, la resistencia de diseño en estas uniones, se definía mediante la aplicación de un coeficiente de seguridad ($= 1,25$) sobre la resistencia característica:

$$N_1^* = \frac{N_k}{1,25} = 0,675 N_{1u} \quad [18]$$

Con estas modificaciones sobre la resistencia última, los estados límites de servicio (relacionados con deformación o creación de grietas que lleven a la rotura) no resultaban críticos, por lo que se podían obviar en el análisis de la eficacia de la unión.

Si, para la obtención de la resistencia de diseño de la unión, se tenían en cuenta estas consideraciones y, además, en la fórmula de la resistencia última, se simplificaba el parámetro $(0,4 + 8,5\beta)$ al valor 9β , se obtenía:

$$N_1^* = 8,6 \cdot \sigma_{e0} \cdot t_0^2 \cdot \gamma^{0,5} \cdot \beta \cdot \frac{1 + \text{sen}\theta_1}{2 \text{sen}\theta_1} \cdot \mu \cdot f\left(\frac{h_0}{b_0}\right), \text{ donde:} \quad [19]$$

$$\gamma = \frac{b_0}{2t_0}$$

$$\beta = \frac{b_1 + b_2}{2b_0}$$

$$\mu = 1,3 - \frac{0,4}{\beta} \left| \frac{\sigma_0}{\sigma_{e0}} \right| \leq 1,0$$

$$f\left(\frac{h_0}{b_0}\right) = 1,0 \text{ para } \frac{h_0}{b_0} \geq 1,0$$

$$f\left(\frac{h_0}{b_0}\right) = \left(\frac{h_0}{b_0}\right)^{0,5} \text{ para } 0,5 \leq \frac{h_0}{b_0} < 1,0$$

Adicionalmente, se presentaban los siguientes campos de validez:

$$15 \leq 2\gamma \leq 35$$

$$15 \leq \frac{h_0}{b_0} \leq 40$$

$$0,5 \leq \frac{h_{1,2}}{b_{1,2}} \leq 1,5$$

$$0,4 \leq \beta \leq 1,0$$

$$30^\circ \leq \theta_1 \leq 90^\circ$$

$$\text{Excentricidad en la unión: } e \leq |0,25h_0|$$

Como ya se ha adelantado, cuando el parámetro $\frac{b_1+b_2}{2b_0}$ tomara valores altos, habría que realizar una comprobación adicional a cortante en el cordón. Este modo de fallo podía llegar a ser crítico para valores de h_0/t_0 bajos, por eso se limita su valor mínimo a 15.

Además, cuando la eficiencia de la unión, basada en la determinación de la resistencia de diseño, superara el 70%, podía aparecer también el fallo en la barra de relleno. Sin embargo, no se presentaba ninguna expresión de cálculo para la caracterización de este modo de fallo, indicándose que debían realizarse más ensayos.

Por último, se planteaba la expresión de cálculo de la resistencia de la unión para la barra de relleno traccionada (relacionada con la de la barra de relleno comprimida):

$$N_2^* = N_1^* \frac{\text{sen}\theta_1}{\text{sen}\theta_2} \quad [20]$$

Hollow Section Joints (Wardenier, 1982)

Aunque 'Hollow Section Joints' es un libro, y no estrictamente un proyecto de investigación, esta publicación recoge el estado del arte en construcción tubular a comienzos de los años 80.

El texto fue escrito en 1982 por el Profesor Wardenier, un referente en la investigación en construcción tubular, y viene a recoger y completar la información expuesta hasta ahora, contemplada, fundamentalmente, en los proyectos de investigación ya comentados, en muchos de los cuales había participado personalmente de manera intensa.

En este libro, se resumían (y se completaban) las expresiones de cálculo existentes en aquel momento, para uniones en K con espaciamiento entre perfiles tubulares de sección transversal cuadrada ó rectangular – RHS – en una tabla como la que se muestra a continuación (Tabla 2.1):

Tipo de unión	Resistencia de cálculo							
	N^*	σ_{ek}	$f(t_0)$	$f(\beta)$	$f(\theta)$	$f(\gamma)$	$f(g')$	$f(n)$
K, N con espaciamiento	$N_1^* =$	σ_{e0k}	t_0^2	$8,9 \frac{b_1 + b_2 + h_1 + h_2}{4b_0}$	$\frac{1}{\text{sen}\theta_1}$	$\gamma^{0,5}$	1	$f(n)$
	$N_2^* =$	$N_1^* \frac{\text{sen}\theta_1}{\text{sen}\theta_2}$						
	$N_i^* =$	$\frac{\sigma_{e0k} A_Q}{\sqrt{3} \text{sen}\theta_i} \quad i=1 \text{ ó } 2$						
	$N_{0gap}^* =$	$(A_0 - A_Q) \sigma_{e0k} + A_Q \sigma_{e0k} \sqrt{1 - \left(\frac{Q}{Q_p}\right)^2}$						
	$N_i^* =$	$\sigma_{eik} t_i [2h_i - 4t_i + b_i + b_e] \quad i=1 \text{ ó } 2$						
	$N_i^* =$	$\frac{\sigma_{e0k} t_0}{\sqrt{3} \text{sen}\theta_i} \left[\frac{2h_i}{\text{sen}\theta_i} \right] + b_i + b_{ep} \quad i=1 \text{ ó } 2$						

Tabla 2.1 Tabla con las expresiones de cálculo para uniones en K con perfiles RHS

Las funciones auxiliares empleadas en las ecuaciones anteriores se definían de la siguiente manera (Tabla 2.2):

$f(n) = 1,0$ para cordones cargados a tracción $f(n) = 1,3 - \frac{0,4}{\beta} n \leq 1,0$ para cordones cargados a compresión
$A_Q = 2h_0t_0 + \alpha b_0t_0$ siendo $\alpha = \sqrt{\frac{1}{1 + \frac{4g^2}{3t_0^2}}}$ $Q = (N_i \text{sen} \theta_i)_{max}$ $Q_p = \frac{A_Q \sigma_{e0k}}{\sqrt{3}}$ $b_e = \frac{10}{b_0/t_0} \frac{f_{y0}t_0}{f_{yi}t_i} b_i \leq b_i$ $b_e = \frac{10}{b_0/t_0} b_i \leq b_i$

Tabla 2.2 Tabla con las expresiones de cálculo para las funciones auxiliares empleadas en la verificación de uniones en K con perfiles RHS

Como puede apreciarse, existen varias diferencias entre las expresiones presentadas en esta publicación y las presentes en los proyectos de investigación precedentes.

La primera, se encuentra en la fórmula de verificación de la plastificación de la cara del cordón. Así en el proyecto *'The static strength of welded lattice girder joints in structural hollow sections'* (Wardenier & Stark, 1978) aparecía un coeficiente numérico de 8,6 y un parámetro $\frac{1 + \text{sen} \theta_1}{2 \text{sen} \theta_1}$.

En la expresión de la publicación *'Hollow Section Joints'*, a diferencia de lo que se hacía en el proyecto anterior, se mantiene como buena desviación estándar de los resultados de 5%, no penalizando la resistencia de diseño por el factor 1/1,25. Con esta consideración, no se podía suponer que los criterios de fallo asociados a los estados límite de servicio no fueran a darse en ningún caso, tal como se hacía en el proyecto de investigación; por ello, en la publicación de 1982, se complementaban las expresiones del proyecto con nuevas fórmulas de verificación para dichos estados límite. Además, en el libro *'Hollow Section Joints'* (Wardenier, 1982), en base a los resultados de ensayos llevados a cabo sobre uniones en N en U.K. y en la Universidad de Pisa, se sustituye el parámetro $\frac{1 + \text{sen} \theta_1}{2 \text{sen} \theta_1}$ por $\frac{0,86}{\text{sen} \theta_1}$.

Por otra parte, basado en un estudio analítico del mecanismo de fallo, contrastado con los resultados de los ensayos disponibles, se plantean las ecuaciones para el punzonamiento de la cara del cordón y para el esfuerzo cortante en el cordón (en la Tabla 2.1 se recogen dichas

ecuaciones: $N_i^* = \frac{\sigma_{e0k} A_Q}{\sqrt{3} \text{sen} \theta_i}$ y $N_{0gap}^* = (A_0 - A_Q) \sigma_{e0k} + A_Q \sigma_{e0k} \sqrt{1 - \left(\frac{Q}{Q_p}\right)^2}$.

En estas expresiones, ya adelantadas en cierta manera en los proyectos de investigación mostrados anteriormente, aparece una diferencia significativa en la estimación del área cortante del cordón; dicha diferencia se plasma, fundamentalmente, en la utilización de un nuevo parámetro ' α ', que depende del espesor del cordón y de la separación entre barras de relleno.

Esta nueva función, aunque desde un punto de vista estricto del modelo analítico, sería incorrecta, resultó adecuarse mucho mejor que la original a los resultados de los ensayos en los casos en los que el ratio h_0/t_0 era bajo y la separación entre barras de relleno era pequeña. En el resto de casos, la adecuación de ambas expresiones era similar.

Por último, y aunque en la publicación se advertía de que aún debían realizarse más estudios al respecto, se presentaba la formulación para la verificación del modo de fallo de barra de relleno por anchura eficaz, basado en los resultados de análisis efectuados sobre uniones placa-RHS y uniones en X entre perfiles RHS.

Finalmente, se incluía también una tabla (Tabla 2.3) con los campos de validez para los diferentes parámetros geométricos:

Tipo de unión	Parámetros de la unión (i = 1 ó 2)					
	$\frac{b_i}{b_0}; \frac{h_i}{b_0}$	$\frac{b_0}{t_0}; \frac{h_0}{t_0}$	$\frac{b_i}{t_i}; \frac{h_i}{t_i}$		$\frac{h_i}{b_i}$	Espaciamiento g
			compresión	tracción		
K, N con espaciamento	$\geq 0,4$	≤ 35	$\geq 0,9 \sqrt{\frac{E}{\sigma_{e1k}}}$	≤ 35	$0,5 \leq \frac{h_i}{b_i} \leq 2$	$0,5(1 - \beta) \leq \frac{g}{b_0} \leq 1,5(1 - \beta)$

Tabla 2.3 Tabla con los campos de validez para los parámetros geométricos

The strength and behaviour of statically loaded welded connections in Structural Hollow Sections (Giddings & Wardenier, 1986)

En el año 1986, el CIDECT editaba la publicación '*Monograph no. 6 – The strength and behaviour of statically welded connections in Structural Hollow Sections*' donde pretendía recoger toda la información disponible en este momento sobre la verificación de uniones entre perfiles tubulares.

Dicha publicación venía a decir lo mismo que el libro '*Hollow Section Joints*' en lo que respecta a uniones en K con espaciamento entre perfiles RHS. De hecho el Profesor Wardenier participó como autor ó co-autor en la redacción de ambos textos.

Guía de Diseño del CIDECT no. 3: Para nudos de perfiles tubulares rectangulares (RHS) bajo cargas predominantemente estáticas (Packer, Wardenier, Kurobane, Dutta, & Yeomans, 1996 (2ª edición 2009))

Finalmente, y como paso previo a la presentación del estado del arte actual en lo que respecta al tipo de uniones objeto de estudio de esta Tesis Doctoral, en el año 1996, el CIDECT publicó su '*Guía de Diseño nº3 – Para nudos de perfiles tubulares rectangulares (RHS) bajo cargas predominantemente estáticas*' en los idiomas inglés, francés, alemán y castellano, con la intención de acercar a los proyectistas de todo el mundo los resultados de tantos años de investigación en construcción tubular. De hecho, hoy en día, esta Guía de Diseño forma parte de una colección de 9 publicaciones monográficas sobre diferentes temas relacionados con el diseño, cálculo y puesta en obra de estructuras tubulares.

La información sobre la verificación de uniones en K con espaciamiento entre perfiles RHS se recoge en las siguientes tablas (Tablas 2.4 a 2.7):

Tipo de unión	Resistencia de cálculo (i = 1 ó 2)
K, N con espaciamiento	Plastificación de la cara del cordón
	$N_i^* = 8,9 \frac{f_{y0} t_0^2}{\text{sen} \theta_i} \left[\frac{b_1 + b_2}{2b_0} \right] \gamma^{0,5} f(n)$
funciones	
$f(n) = 1,0$ para $n \geq 0$ (tracción) $f(n) = 1,3 - \frac{0,4}{\beta} n \leq 1,0$ para $n < 0$ (compresión)	

Tabla 2.4 Tabla para la verificación de uniones con cordón de sección cuadrada

Tipo de unión	Parámetros de la unión (i = 1 ó 2)						
	$\frac{b_i}{b_0}$	$\frac{b_i}{t_i}$		$\frac{b_0}{t_0}$	$\frac{(b_1 + b_2)}{2b_i}$	Espaciamiento g	Excentricidad e
compresión		tracción					
K, N con espaciamiento	$\geq 0,1 + 0,01 \frac{b_0}{t_0}$ $\beta \geq 35$	$\leq 1,25 \sqrt{\frac{E}{f_{y1}}}$ ≤ 35	≤ 35	$15 \leq \frac{b_0}{t_0} \leq 35$	$0,6 \leq \frac{(b_1 + b_2)}{2b_i} \leq 1,3$	$0,5(1 - \beta) \leq \frac{g}{b_0}$ $\leq 1,5(1 - \beta)$ $g \geq t_1 + t_2$	$-0,55 \leq \frac{e}{h_0} \leq 0,25$

Tabla 2.5 Tabla con los campos de validez para los parámetros empleados en la verificación de uniones con cordón de sección cuadrada

Tipo de unión	Resistencia de cálculo (i = 1 ó 2)
K, N con espaciamento	Plastificación de la cara del cordón
	$N_i^* = 8,9 \frac{f_{y0} t_0^2}{\text{sen} \theta_i} \left[\frac{b_1 + b_2 + h_1 + h_2}{4b_0} \right] \gamma^{0,5} f(n)$
	Esfuerzo cortante del cordón
	$N_i^* = \frac{f_{y0} A_v}{\sqrt{3} \text{sen} \theta_i}$. También: $N_{0esp}^* = (A_0 - A_v) f_{y0} + A_v f_{y0} \left[1 - (V/V_p)^2 \right]^{0,5}$
	Anchura eficaz
	$N_i^* = f_{yi} t_i [2h_i - 4t_i + b_i + b_e]$
	Punzonamiento
	$N_i^* = \frac{f_{y0} t_0}{\sqrt{3} \text{sen} \theta_i} \left[\frac{2h_i}{\text{sen} \theta_i} + b_i + b_{ep} \right]$
funciones	
$f(n) = 1,0 \text{ para } n \geq 0 \text{ (tracción)}$ $f(n) = 1,3 - \frac{0,4}{\beta} n \leq 1,0 \text{ para } n < 0 \text{ (compresión)}$ $V_p = \frac{f_{y0} A_v}{\sqrt{3}}$ $A_v = (2h_0 + \alpha b_0) t_0 \text{ con } \alpha = \left(\frac{1}{1 + \frac{4g^2}{3t_0^2}} \right)^{0,5}$ $b_e = \frac{10}{b_0/t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{yi} t_i} b_i \leq b_i$ $b_e = \frac{10}{b_0/t_0} b_i \leq b_i$	

Tabla 2.6 Tabla para la verificación de uniones con cordón de sección rectangular

Tipo de unión	Parámetros de la unión (i = 1 ó 2)						
	$\frac{b_i}{b_0}$	$\frac{b_i}{t_i}$		$\frac{h_i}{b_i}$	$\frac{b_0}{t_0}, \frac{h_0}{t_0}$	Espaciamiento g	Excentricidad e
compresión		tracción					
K, N con espaciamiento	$\geq 0,1 + 0,01 \frac{b_0}{t_0}$ $\beta \geq 35$	$\leq 1,25 \sqrt{\frac{E}{f_{y1}}}$ ≤ 35	≤ 35	$0,5 \leq \frac{h_i}{b_i} \leq 2$	≤ 35	$0,5(1 - \beta) \leq \frac{g}{b_0}$ $\leq 1,5(1 - \beta)$ $g \geq t_1 + t_2$	$-0,55 \leq \frac{e}{h_0} \leq 0,25$

Tabla 2.7 Tabla con los campos de validez para los parámetros empleados en la verificación de uniones con cordón de sección rectangular

Como puede observarse, las expresiones de cálculo son similares a las presentadas en la publicación *'Hollow Section Joints'*. No obstante, en la Guía de Diseño se distingue entre las uniones en K en las que el cordón es rectangular, y se pueden dar varios modos de fallo, y las uniones en K en las que el cordón es cuadrado, donde, debido a sus dimensiones exteriores, sólo sería crítico el fallo por plastificación de la cara del cordón.

La idea es, simplemente, facilitar el trabajo de los proyectistas de estructuras metálicas, ahorrándoles trabajo en el caso de que diseñen celosías con cordones RHS de sección cuadrada.

Estas recomendaciones, afectadas de pequeñas modificaciones introducidas por estudios de investigación (Kato & Nishiyama, 1979) (Dutta, 1984) (Dutta, y otros, 1985) (Broek, Wardenier, & Puthli, 1990), etc. que han ido afinando las expresiones de cálculo anteriores, son las que se han incluido en las recomendaciones de diseño y cálculo de estructuras metálicas, tanto a nivel nacional (Código Técnico de la Edificación – CTE: 2008 (Ministerio de Vivienda, 2008); Instrucción Española de Acero Estructural – EAE: 2011 (Ministerio de Fomento, 2011)) como europeo (Eurocódigo 3. Parte 1-8: 2005 (AENOR, 2005)).

2.2. ESTADO DEL ARTE ACTUAL

En el año 2009 el CIDECT reeditó sus Guías de Diseño monográficas sobre uniones entre perfiles tubulares (Wardenier, 2001) y (Packer, Wardenier, Kurobane, Dutta, & Yeomans, 1996 (2ª edición 2009)).

En el caso de las uniones en K con espaciado entre perfiles RHS (SIN AGUJEROS) (Figura 2.28), las expresiones de verificación y los campos de validez para las mismas, son las que se presentan en las tablas 2.8 y 2.9 (Packer, Wardenier, Kurobane, Dutta, & Yeomans, 1996 (2ª edición 2009)) (AENOR, 2005).

Como ya se ha explicado, la capacidad resistente de las uniones entre perfiles tubulares suele medirse en términos de capacidad resistente de la unión con relación a cada una de las barras de relleno (N_i^*), de manera que dicha capacidad ha de compararse con el valor del esfuerzo que cada barra introduce en la unión ($N_{Ed,i}$). Lógicamente, si para las dos barras de relleno y para todos los modos de fallo posibles, se cumple que $N_i^* \geq N_{Ed,i}$, la unión se considera como válida.

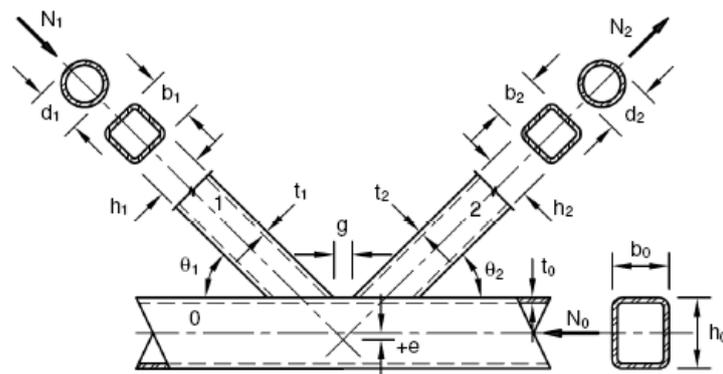


Figura 2.28 Esquema y notación típica para uniones en K con espaciado

Modo de fallo	Capacidad resistente de la unión
Plastificación de la cara del cordón	$N_i^* = Q_u Q_f \frac{f_{y0} t_0^2}{\sin \theta_i}$
Anchura eficaz de la barra de relleno	$N_i^* = f_{yi} t_i l_{b,eff}$
Punzonamiento de la cara del cordón (para $b_1 \leq b_0 - 2t_0$)	$N_i^* = \frac{0,58 f_{y0} t_0}{\sin \theta_i} l_{p,eff}$
Cortante en el cordón	$N_i^* = \frac{0,58 f_{y0} A_v}{\sin \theta_i}$ $N_{0,gap}^* = (A_0 - A_v) f_{y0} + A_v f_{y0} \sqrt{1 - \left(\frac{V}{V_{pl,0}^*} \right)^2}$
Funciones y parámetros auxiliares	
$Q_u = 8,9 \beta \gamma^{0,5}$	
$Q_f = (1 - n)^{C_1}$	$n = \left \frac{N_0}{N_{pl,0}} \right + \left(\left \frac{M_0}{M_{pl,0}} \right \right)^a$ <p>Compresión: $a = 1$ $C_1 = 0,5 - 0,5\beta$</p> <p>Tracción: $a = 2$ $C_1 = 0,10$</p>
$l_{b,eff} = 2h_i + b_i + b_e - 4t_i$	$b_e = \left(\frac{10}{b_0/t_0} \right) \left(\frac{f_{y0} t_0}{f_{yi} t_i} \right) b_i$
$l_{p,eff} = \frac{2h_i}{\sin \theta_i} + b_i + b_{e,p}$	$b_{e,p} = \left(\frac{10}{b_0/t_0} \right) b_i$
$V_{pl,0}^* = 0,58 f_{y0} A_v$	$A_v = 2h_0 t_0 + \alpha b_0 t_0, \text{ siendo}$ $\alpha = \sqrt{\frac{1}{1 + (4g^2)/(3t_0^2)}}$

Tabla 2.8 Resistencia de cálculo de uniones en K con espaciamiento entre perfiles RHS

Ratio barra de relleno-cordón		$b_i/b_0 \geq 0,1 + 0,01 b_0/t_0$, pero $b_i/b_0 \geq 0,25$
Cordón	Tracción	b_0/t_0 y $h_0/t_0 \leq 40$
	Compresión	Clase 1 ó 2, pero b_0/t_0 y $h_0/t_0 \leq 40$
Barras de relleno	Tracción	b_i/t_i y $h_i/t_i \leq 40$
	Compresión	Clase 1 ó 2, pero b_i/t_i y $h_i/t_i \leq 40$
Ratio de aspecto		$0,5 \leq h_i/b_i \leq 2,0$
Espaciamiento (g)		$0,5(1 - \beta) \leq g/b_0 \leq 1,5(1 - \beta)$
Excentricidad (e)		$e \leq 0,25h_0$
Límite elástico		$f_y \leq 460 N/mm^2$

Tabla 2.9 Campo de validez para la aplicación de las expresiones de la Tabla 2.8

Analizando estas expresiones y comparándolas con las de la versión anterior de la Guía de Diseño, se encuentran varias diferencias, algunas de ellas significativas.

La primera de ellas tiene que ver con la forma de las ecuaciones y la denominación de algunos de sus parámetros. Los nuevos términos están en línea con los que presenta el IIW-XV-E (*International Institute of Welding – Subcommission XV-E: Joints*) en sus nuevas publicaciones (IIW, 2009). Se decidió adoptar los términos incluidos en estas últimas para facilitar la comprensión de los textos de ambas entidades (IIW y CIDECT) por parte de los proyectistas de todo el mundo.

Por otro lado, las nuevas expresiones presentan un parámetro ' Q_u ' que viene a recoger la influencia que los parámetros β y γ tienen sobre la capacidad resistente de la unión. Aunque se presenta de distinta manera, en el fondo, viene a ser lo mismo que se recogía en las fórmulas de la versión anterior de la Guía de Diseño.

Además, la anterior expresión para la función pre-tensión del cordón, $f(n)$, se sustituye ahora por una función ' Q_f ', que controla la influencia de la carga en el cordón sobre la capacidad resistente de la unión, con la diferencia fundamental con respecto a la anterior de que, con el nuevo parámetro, se considera que las cargas de tracción sobre el cordón también tienen una influencia negativa sobre la resistencia de la unión. Aunque esta influencia es menor que la

que tienen las cargas de compresión, en la formulación de la versión anterior de la Guía de Diseño, se consideraba que $f(n) = 1,0$ si la pre-carga del cordón era de tracción.

En cualquier caso, todas estas expresiones son aplicables a uniones en K con espaciamiento entre perfiles RHS siempre que se cumplan dos condiciones adicionales básicas (Packer, Wardenier, Kurobane, Dutta, & Yeomans, 1996 (2ª edición 2009)):

- Las barras de relleno se sueldan en todo su perímetro al cordón con un espesor para la garganta de soldadura igual a $0,96t$; en el caso de que estas barras tengan un límite elástico nominal de 275 N/mm^2 ó $1,10t$; si el límite elástico nominal es de 355 N/mm^2 .
- Las barras de relleno no sufren ninguna modificación en su sección transversal.

Parece claro que, en el caso de que la celosía fuera a galvanizarse en caliente, para lo cual deberían ejecutarse agujeros de ventilación y drenaje en las barras de relleno, las expresiones de cálculo anteriores no podrían aplicarse directamente a la verificación de las uniones, dado que no se cumpliría la segunda condición y, si en lugar de agujeros, se ejecutaran entallas, ni siquiera la primera.

Era por tanto imprescindible abordar un trabajo de investigación que determinara cuál es la influencia de estos agujeros en el comportamiento de los nudos y propusiera recomendaciones de cálculo para estas uniones afectadas de los susodichos agujeros.

3. PROYECTO CIDECT 14B “MONOGRAFÍA SOBRE GALVANIZACIÓN POR INMERSIÓN EN CALIENTE DE ESTRUCTURAS TUBULARES”

Como ya se ha mencionado en el apartado 1.2. *Protección anti-corrosión de celosías resueltas con perfiles tubulares de acero mediante el proceso de galvanización en caliente*, en el año 2006 se llevó a cabo un proyecto CIDECT – el 14B – (Calleja, Landa, Landa, Iglesias, & Alonso, 2006), en estrecha colaboración con la EGGA y en el que el autor de esta Tesis Doctoral participó activamente a través de su vinculación con ICT (Instituto para la Construcción Tubular).

El motivo que propició el planteamiento de dicho proyecto, fue la gran disparidad en las recomendaciones encontradas a nivel internacional para evitar el problema de la flotabilidad de las estructuras en celosía resueltas con perfiles tubulares, al tratar de ser galvanizadas en caliente. Así, si bien en la mayoría de los casos, este problema trataba de atajarse mediante la ejecución de agujeros en los elementos de la estructura, que permitieran la salida de aire sustituyéndolo por zinc fundido – de ahí su nombre, *agujeros de ventilación y drenaje* –, no existía, ni mucho menos, un consenso internacional sobre cómo y dónde debían ejecutarse dichos agujeros.

De esta manera, resultaba muy complicado plantear un proyecto de investigación para el efecto de los agujeros de ventilación y drenaje en las uniones de estructuras en celosía resueltas con perfiles tubulares de acero, ya que la casuística a tener en cuenta, si se querían satisfacer, al menos, los requisitos recogidos en las zonas más industrializadas del mundo, era tan extensa, que hacía inabordable el problema.

Así pues, se antojó imprescindible plantear un proyecto previo, cuyo objetivo fuera, precisamente, el estudio de las diferentes alternativas posibles para la ejecución de estos agujeros, definiendo en último término, una propuesta única y de aceptación internacional para los mismos.

A continuación se recogen algunos de los puntos más relevantes tratados en el mencionado proyecto de investigación CIDECT 14B (Calleja, Landa, Landa, Iglesias, & Alonso, 2006).

3.1. ANÁLISIS DE LOS AGUJEROS DE VENTILACIÓN Y DRENAJE

Para un galvanizado eficaz, todas las soluciones limpiadoras así como el zinc fundido, deben fluir dentro, sobre, a través y fuera del artículo fabricado sin una resistencia excesiva. El diseño indebido para un drenaje adecuado produce un galvanizado con una apariencia pobre y con exceso de acumulaciones de zinc que son innecesarias y costosas.

En el caso de la galvanización por inmersión en caliente, el primer problema que hay que resolver es el de la ya mencionada flotabilidad. El zinc tiene un peso específico de 71 kN/m^3 y el acero de 77 kN/m^3 . Su diferencia es pequeña, pero suficiente para que una pieza maciza de

acero se sumerja en el zinc líquido. La situación que se da en las celosías tubulares es que muy poca parte del volumen total aparente de la celosía es de acero (mucho menos del 50 %). Por lo tanto su peso específico aparente es muy inferior al del zinc líquido y la celosía tubular tiene una gran flotabilidad.

La solución obvia es hacer agujeros para que se rellenen de zinc los huecos interiores de la celosía tubular, logrando que el peso específico aparente de la celosía aumente y la pieza se pueda sumergir. Sin embargo, para que penetre el zinc y rellene los huecos interiores se necesita tiempo.

La velocidad de inmersión es un aspecto importante para la reacción entre el zinc y el acero. Si se quiere minimizar este tiempo, los agujeros que permitan, tanto la entrada de zinc (drenaje) como la salida de aire (ventilación), deben ser relativamente grandes.

Adicionalmente, si dichos agujeros se colocan adecuadamente, se logra evitar que se produzcan explosiones en el baño de galvanización, debidas a la presión generada por la rápida evaporación de los líquidos o de la humedad que puedan quedar retenidas en el interior de los diferentes elementos estructurales.

Por otro lado, los galvanizadores logran un “efecto comercial” al afirmar que la pieza queda protegida, no solo exteriormente, sino también en su interior, con lo que la durabilidad de la estructura aumenta.

Otro aspecto a tener en cuenta, aunque quede fuera del alcance de la presente Tesis Doctoral, es el diseño de los detalles constructivos para el ensamblaje de las diferentes partes en que pueda dividirse la estructura. Hay que tener en cuenta que una celosía, como ya se ha comentado, es la solución óptima a emplear cuando la luz a salvar sea media-grande; esto, lleva, habitualmente, a valores de luces por encima de los 15 metros.

En estos casos, el tamaño de la cuba de zinc suele ser un parámetro limitante, ya que no suele permitirse la galvanización de piezas mayores de 10 metros de longitud. De esta manera, es necesario dividir la celosía en tramos que sean aptos para introducirse en el baño (subconjunto) y que luego se unirán en obra mediante uniones atornilladas. Estos subconjuntos deberían ser del mayor tamaño posible para minimizar tanto el coste de las uniones, como los de transporte, manipulación y colocación en obra.

Estas uniones, habitualmente, se suelen hacer mediante placas transversales (placas frontales), soldadas en todo su perímetro a los cordones, y colocadas en sus extremidades. Lo normal es diseñar placas frontales macizas, pues sale más económico que colocar en su lugar bridas.

Sin embargo, las recomendaciones dadas por los galvanizadores, proponen hacer orificios (de ventilación y drenaje) en estas placas frontales para permitir la entrada de zinc y salida de aire de los cordones de la celosía (Figura 3.1). Además, probablemente, el galvanizador pediría agujeros adicionales de ventilación en algunas posiciones a lo largo de dicho cordón. Desde el punto de vista estructural los cordones son críticos y el diseño en la construcción tubular (con uniones directas entre perfiles) tiende a dejarlos sin mecanizado alguno.

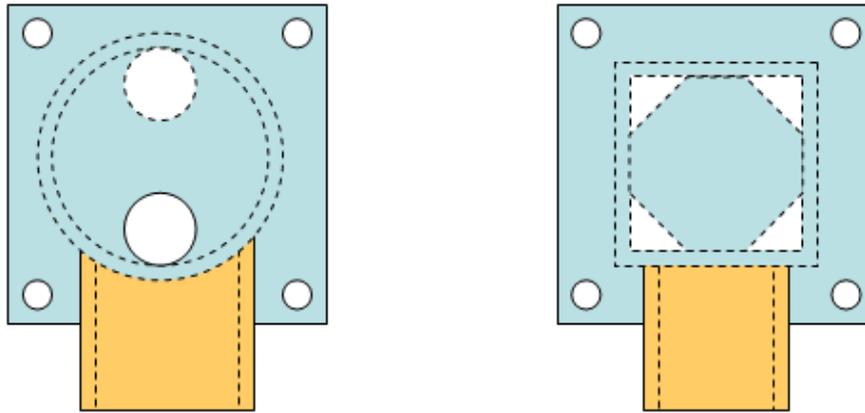


Figura 3.1 Agujeros que habría que hacer si se usan placas macizas en los cordones en lugar de bridas

Si en lugar de utilizar placas frontales (con agujeros, como se ve en la figura 3.1), se plantea el uso de bridas, donde el agujero de la misma es similar al del propio perfil tubular al que se suelda, se podrían evitar estos agujeros adicionales en los cordones.

Por otro lado, también sería posible plantear los agujeros de ventilación y drenaje de la celosía en la cara del cordón, coincidiendo con el hueco de la barra de relleno que muere sobre éste. Desde el punto de vista exclusivo de la galvanización, esta opción sería viable, si bien exigiría una gran precisión de posicionado de los agujeros, los cuales se deben practicar en los cordones antes de soldar las barras de relleno.

Además, desde un punto de vista estructural, se estaría afectando a los elementos estructurales más fuertemente cargados de la celosía, sin olvidar, por último, que los cordones tienen que soportar momentos flectores secundarios introducidos, fundamentalmente, por deformaciones locales en la unión, y el hacer orificios en los mismos provoca que estos flectores secundarios sean de mayor envergadura al producirse cambios de ejes entre las secciones sin agujero y con agujero.

Existe finalmente, un aspecto adicional – de seguridad – que desaconseja la ejecución de los agujeros de ventilación y drenaje en los cordones, y es que, una vez soldadas las barras de relleno, si los agujeros se realizan sobre el cordón, no son visibles, de manera que, cuando la estructura llega a la planta de galvanizado, no existe forma de asegurar que dichos agujeros han sido efectivamente realizados.

En cualquier caso, si se utilizan bridas en las extremidades de los cordones el problema de efectuar agujeros de drenaje y ventilación queda limitado exclusivamente a las barras de relleno.

De aquí en adelante, desechados ya los agujeros en los cordones por todos los motivos mencionados, las recomendaciones y planteamientos que se comentarán sólo afectarían a dichas barras de relleno.

3.1.1. Forma de los agujeros

Las formas recomendadas de los agujeros de drenaje y ventilación vienen indicadas esquemáticamente en la norma ISO 14713:1999, que para Europa se convierte en la EN ISO 14713:1999 (EN-ISO, 1999). Se propone que “en los cordones y montantes que tengan sus extremos cerrados, deberían practicarse orificios o muescas en V (que en adelante se denominarán, entallas) dispuestos diagonalmente en la base y en la parte superior del perfil y tan cerca como sea posible de los extremos cerrados” (Figura 3.2).

Conviene resaltar el aspecto de ‘los cordones que tengan sus extremos cerrados’. Inherentemente la norma propone ir hacia soluciones de cordones con bridas y sólo hacer agujeros para las barras de relleno.

En este aspecto, todas las fuentes consultadas coincidían.

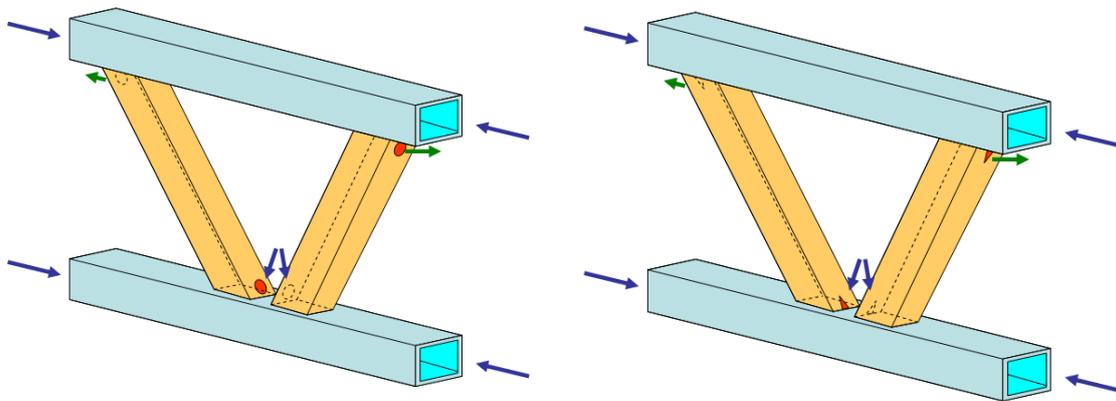


Figura 3.2 Formas de los agujeros de drenaje y ventilación.

3.1.2. Posición de los agujeros

Debido a que las celosías (y la mayor parte de piezas) que se galvanizan son sumergidas y retiradas en cierto ángulo, se recomienda que los agujeros de ventilación se ubiquen en el punto más alto y los de drenaje en el punto más bajo de cada barra de relleno (Figura 3.3).

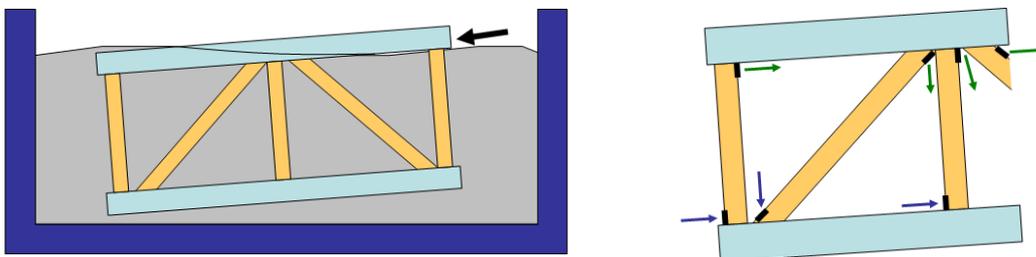


Figura 3.3 Las celosías se introducen inclinadas. Los agujeros de drenaje y ventilación deben situarse en extremos opuestos.

Las posiciones recomendadas de los agujeros de drenaje y ventilación vienen indicadas esquemáticamente en la norma EN ISO 14713:1999 (EN-ISO, 1999), si bien, en la misma, no se proponen cotas, por lo que este asunto no está regulado (Figura 3.4).

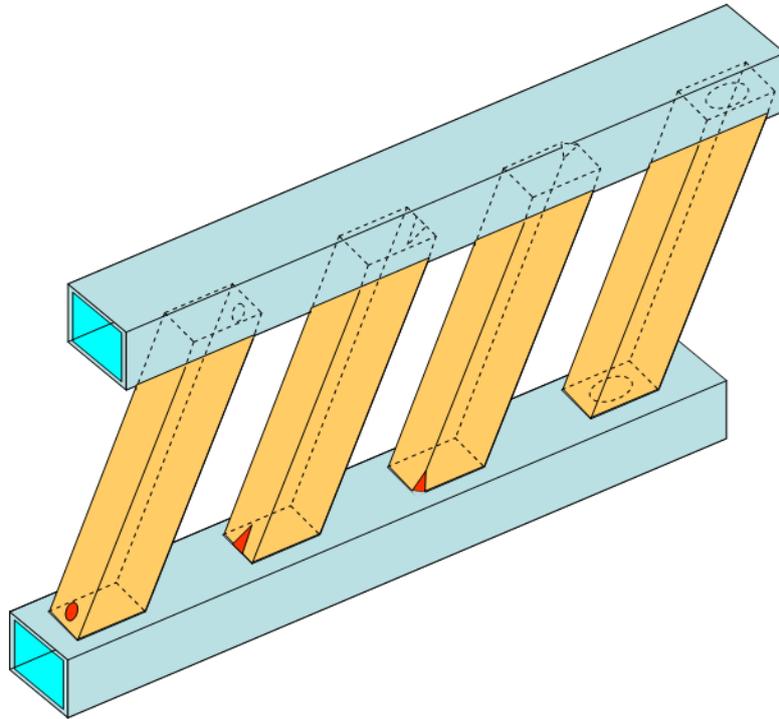


Figura 3.4 Formas y posiciones de agujeros propuestos por la ISO (modificada por claridad).

En otras normativas, como las propuestas por ASTM (ASTM, 2005), las posibilidades que se recogen para la forma y posición de estos agujeros es, aún, más extensa (Figura 3.5).

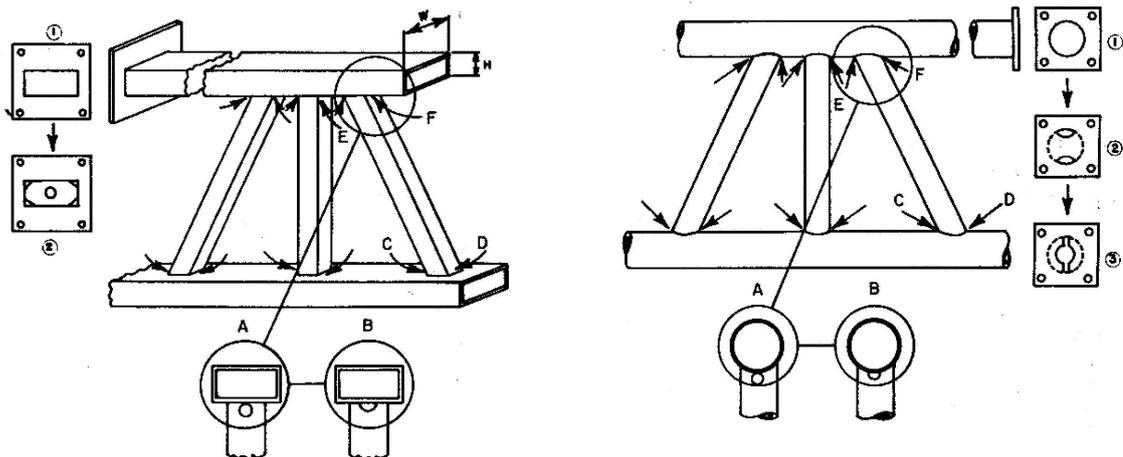


Figura 3.5 Formas y posiciones de agujeros propuestos por ASTM.

Aunque, como se acaba de comentar, no existe normativa que regule la posición de los agujeros a lo largo de las barras de relleno, sí existen empresas que proponen unas distancias mínimas para los agujeros de las barras de relleno entre la parte inferior del agujero y el cordón. Valmont por ejemplo (Figura 3.6), recomienda una distancia máxima de 12 mm en un montante y de 18 mm en una diagonal.

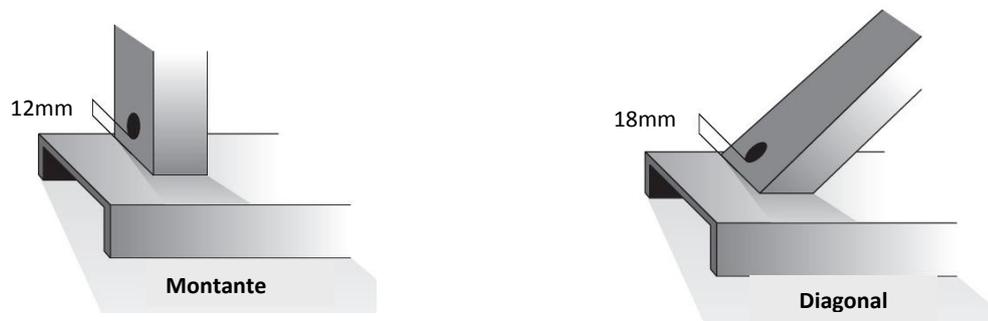


Figura 3.6 Distancia de los agujeros de las barras de relleno al cordón (Valmont)

3.1.3. Tamaño de los agujeros

El tamaño de los orificios de drenaje y ventilación viene regulado en la norma ISO 14713:1999, que para Europa se convierte en la EN ISO 14713:1999 (EN-ISO, 1999). En esta norma, en lo que se refiere a construcciones tubulares se indica lo siguiente: *“los orificios deberían ser del mayor tamaño posible. Para los elementos pequeños, un tamaño mínimo habitual es 10 mm de diámetro; en las construcciones de mayor tamaño las dimensiones de estos orificios deberían ser de un 25 %, aproximadamente, del diámetro del perfil hueco”*.

La ASTM A385-05 (ASTM, 2005) propone la misma solución del 25 % del diámetro del perfil tubular.

Sin embargo la propuesta ASTM anterior decía que *“el tamaño de los orificios dependerá del tipo de perfil y de la forma de la construcción. Como regla aproximada puede establecerse la sección de los orificios en un 25 % de la sección interna de los perfiles.”* Todavía hay galvanizadores que incluyen esta información. Esta situación es muy habitual con normas relativamente recientes. La ISO es del año 1999 y la documentación técnica precisa años para implantarse efectivamente en los sectores afectados.

El problema con estas recomendaciones es que, en ningún caso se tiene en cuenta el posible efecto estructural – negativo – que dichos agujeros pueden tener en el comportamiento de la unión, con lo que los tamaños de los agujeros que se obtienen son relativamente grandes, con el único objetivo de facilitar el proceso de galvanizado.

Es significativo que para los depósitos, cisternas y recipientes cerrados se recomienda disponer como mínimo un orificio para llenado y vaciado, y otro orificio para respiración situado en el extremo diagonalmente opuesto; siendo el diámetro mínimo de estos orificios de 50 mm por cada 0,5 m³ de volumen del depósito.

Es destacable por tanto, que en las recomendaciones para la galvanización en caliente de estructuras tubulares no se contempla en ningún caso esta relación entre volumen de aire y diámetro de los agujeros.

La tabla 3.1 es un resumen de lo que proponen las asociaciones de galvanizadores adaptadas a la ISO. (A partir de un tamaño determinado de perfil tubular se debe de consultar con el galvanizador.)

Medida de los perfiles huecos (mm)			Diámetro mínimo del (de los) orificio (s) según el número de éstos		
Redondo (diámetro en mm)	Cuadrado (lado inferior a)	Rectangular	1 Orificio	2 Orificios	3 Orificios
15	15	20 x 10	8		
20	20	30 x 15	10		
30	30	40 x 20	12	10	
40	40	50 x 30	14	12	
50	50	60 x 40	16	12	10
60	60	80 x 40	20	12	10
80	80	100 x 60	20	16	12
100	100	120 x 80	25	20	12
120	120	160 x 80	30	25	20
160	160	200 x 120	40	25	20
200	200	260 x 140	50	30	25

Tabla 3.1 Diámetros recomendados para los orificios en función del tamaño de los perfiles huecos.

Habitualmente, los galvanizadores a nivel internacional se acogen, casi sin excepciones, a la propuesta recogida en la norma ISO y su *recomendación* (que no prescripción obligatoria) es hacer agujeros que tengan un tamaño del 25 % del diámetro exterior del perfil.

Analizando con mayor nivel de detalle las distintas regiones a nivel internacional, en Europa por ejemplo, los tamaños mínimos oscilan desde 10 mm (España y otros) a los 12 mm (Francia). En el resto del mundo pasa igual; pese a que en norma se propongan mínimos de 8 mm, en la práctica, el mínimo recomendado es de 10 mm.

En Norteamérica, por su parte, se aplican las normas ASTM, además de las ISO, por lo que la American Galvanizers Association (AGA) propone los valores dados en la tabla 3.2, cuyos valores para el diámetro de los agujeros corresponden al 25 % del diámetro del perfil. (En Norteamérica se distingue entre perfiles circulares y cuadrados o rectangulares como se puede comprobar al evaluar los datos de la tabla 3.2.)

Respecto a América del Sur y Centroamérica se dividen las asociaciones que siguen las normas americanas y las que siguen las marcadas por Europa.

En Australia y Asia siguen la recomendación de hacer los agujeros con un diámetro del 25 % del diámetro exterior del tubo.

El problema es que estos valores son muy altos desde el punto de vista estructural. Por tanto, muchos fabricantes de estructuras metálicas, en previsión de posibles problemas de comportamiento en servicio de sus construcciones, ejecutan agujeros de tamaños inferiores, aunque sin un criterio claro.

Medida de los perfiles huecos (pulgadas)			Diámetro mínimo de los agujeros (pulgadas)	
Redondo (∅)	Cuadrado	Rectangular	Ventilación	Drenaje
< 1,25	< 0,88 x 0,88		0,3	0,4
	1,25 x 1,25	1,5 x 1,0	0,45	0,45
2	1,5 x 1,5		0,5	0,5
	40 x 40	50 x 25	14	14
		2 x 1	0,55	0,55
2,5			0,6	0,6
3,5	2,5 x 2,5	3 x 2	0,9	0,9
4			1,0	1,0
5	3,5 x 3,5		1,25	1,25
6			1,5	1,5
		6 x 4	1,8	1,8
8			2,0	2,0
12			3,0	3,0

Tabla 3.2 Diámetros recomendados para los orificios en función del tamaño de los perfiles huecos (American Galvanizers Association)

La tabla 3.3 corresponde, por ejemplo, a la empresa Hartway de Nueva Zelanda (no se reproduce completa en el informe al eliminar los tamaños pequeños).

Medida de los perfiles huecos (mm)			Diámetro mínimo de los agujeros (mm)	
Redondo (∅)	Cuadrado	Rectangular	Ventilación	Drenaje
32	25 x 25	38 x 19	8	8
40	32 x 32	38 x 25		
50	38 x 38	51 x 25		
65	51 x 51	64 x 38; 76 x 38		
80	64 x 64	76 x 51; 89 x 38		
100	76 x 76			
		102 x 51; 102 x 76	12	12
		127 x 51; 127 x 64	12	12
125	102 x 102	127 x 76; 152 x 76	16	16
150	127 x 127	152 x 102	25	25
200	152 x 152	203 x 102; 103 x 152	32	32
250	203 x 203	254 x 152	63	63
300	254 x 254	305 x 203	75	75
350	305 x 305	305 x 254	88	88
400			100	100

Tabla 3.3 Diámetros recomendados para los orificios en función del tamaño de los perfiles huecos (Hartway)

En la tabla anterior puede observarse que para valores del diámetro exterior entre 125 y 200 mm, se utilizan proporciones de agujeros menores que el 25 % (hasta 16 % en ocasiones).

La Asociación de Galvanizadores Sudafricana, por su parte, relaciona el tamaño de los agujeros con volumen de los tubos (diámetro y longitud): tabla 3.4.

Tubo Ø (mm)	50	60 - 76	89	102-114	127-152	165	219	245	273	324	355
RHS (mm)	50x30	80x40	80x80	90x90	160x80	200x100	180x180	200x200	300x200	400x200	300x300
	60x40	70x70	120x60	120x80	120x120	150x150	250x150	220x220	250x250		450x250
	50x50	100x50		100x100	150x100				340x200		
	60x60	76x76			140x140						
Longitud (m)	Tamaño agujeros (mm)										
1	10 (12)	10 (12)	10 (12)	12 (2x10)	16 (2x12)	20 (2x16)	25 (2x20)	30 (2x25)	30 (2x25)	40 (2x30)	40 (2x30)
2	10 (12)	10 (12)	12 (2x10)	12 (2x10)	16 (2x12)	20 (2x16)	25 (2x20)	30 (2x25)	30 (2x25)	40 (2x30)	50 (2x40)
3	10 (12)	12 (2x10)	12 (2x10)	12 (2x10)	16 (2x12)	20 (2x16)	25 (2x20)	30 (2x25)	40 (2x30)	50 (2x40)	50 (2x40)
4	12 (2x10)	12 (2x10)	16 (2x12)	16 (2x12)	16 (2x12)	25 (2x20)	25 (2x20)	30 (2x25)	40 (2x30)	50 (2x40)	2x50(3x40)
5	12 (2x10)	16 (2x12)	16 (2x12)	16 (2x12)	25 (2x20)	25 (2x20)	30 (2x25)	30 (2x25)	50 (2x40)	50 (2x40)	2x50(3x40)
6	12 (2x10)	16 (2x12)	20 (2x16)	20 (2x16)	25 (2x20)	25 (2x20)	50 (2x40)	50 (2x40)	50 (2x40)	2x50(3x40)	2x50(3x40)
7	16 (2x12)	16 (2x12)	20 (2x16)	20 (2x16)	25 (2x20)	25 (2x20)	50 (2x40)	50 (2x40)	50 (2x40)	2x50(3x40)	2x50(3x40)
8	16 (2x12)	16 (2x12)	20 (2x16)	25 (2x20)	25 (2x20)	2x25(2x20)	50 (2x40)	50 (2x40)	2x50(3x40)	2x50(3x40)	2x50(3x40)
9	16 (2x12)	16 (2x12)	25 (2x20)	25 (2x20)	2x25(2x20)	2x25(2x20)	50 (2x40)	2x50(3x40)	2x50(3x40)	2x50(3x40)	2x50(3x40)
10+	20 (2x16)	25 (2x20)	25 (2x20)	25 (2x20)	2x25(2x20)	2x25(2x20)	50 (2x40)	2x50(3x40)	2x50(3x40)	2x50(3x40)	2x50(3x40)

Tabla 3.4 Diámetros recomendados para los orificios en función del tamaño de los perfiles huecos (Asociación Sudafricana)

Esta propuesta es la más adecuada desde el punto de vista estructural, ya que los agujeros son bastante más pequeños que los obtenidos según el resto de referencias; por ejemplo, para barras de 3 metros de longitud (valor usual en las celosías más habituales), se proponen agujeros del 12,5 % del diámetro exterior del perfil.

En cualquier caso, y como conclusión, no existe una propuesta unificada ni una regulación que controle el tamaño de los agujeros de ventilación y drenaje, si bien parece que la regla general es la marcada por las normas ISO, es decir, diámetro del orificio del 25 % del diámetro del perfil tubular. Sin embargo, existen zonas con especificaciones obsoletas (área de los orificios del 25 % de la sección transversal del perfil) y otras con especificaciones singulares.

3.2. DISCUSIÓN TÉCNICA SOBRE LOS DATOS APORTADOS. PUNTO DE VISTA DE LA GALVANIZACIÓN.

Los agujeros de drenaje y ventilación tienen varios objetivos:

- 1) Prevenir que la presión que se alcanza en las cámaras de aire interiores, debida al calentamiento del aire y del vapor de agua de la humedad arrastrada en los diferentes baños, no sea tan elevada que produzcan explosiones en el baño o daños en las piezas, dado que las temperaturas del baño de zinc son cercanas a los 450°C.
- 2) Permitir la rápida entrada de los líquidos para que el proceso sea lo suficientemente rápido.

- 3) Permitir evacuar parte del flux (mordentado) por los agujeros de ventilación, favoreciendo la eliminación de puntos favorables a la corrosión interna.
- 4) Permitir recuperar zinc líquido de la parte interior de las zonas huecas.
- 5) Contribuir a la seguridad de los operarios que trabajan en las instalaciones de galvanizado al minimizar las posibles salpicaduras.

Tecnológicamente existen dos soluciones para la ejecución de los agujeros de drenaje y ventilación sobre las diagonales: hacer los agujeros previamente a efectuar la unión soldada directa o hacerlos después de ejecutar la unión.

De ambas situaciones, la que parece correcta y aconsejable es la primera de ellas, debido a que es más fácil ejecutar los orificios (tanto los agujeros como las entallas) en los perfiles tubulares antes de ensamblarlos. Para ello existen técnicas como el punzonado, taladrado (con broca o con corona), el oxicorte, etc.

La otra situación, hacer los orificios a posteriori en las piezas ya ensambladas, es mucho más complicada tecnológicamente al mismo tiempo que se plantean muchas limitaciones. Como los orificios deben hacerse en la cara perpendicular al plano que conforma la celosía (por razones estructurales), el acceso para la ejecución de los mismos es complejo. Además, las entallas quedan prácticamente desechadas pues se debería emplear oxicorte para hacerlas, lo cual afectaría a la zona soldada. La ejecución de agujeros con broca o con corona sería posible, pero depende mucho de la precisión del operario ya que toda la operación debe ser manual.

Dado que la mayor parte de las veces las celosías se introducen con una cierta inclinación en el baño de zinc, los agujeros en las barras de relleno deberían estar situados como mínimo en caras opuestas en ambos extremos de la barra (uno arriba y otro abajo, tal como se ve en la Figura 3.7). El agujero superior de ventilación (color verde) puede ser de menor tamaño que el de drenaje situado en la parte inferior (y de color azul). Desde un punto de vista práctico, como habitualmente se realiza una doble inmersión (se sumerge parte de la celosía, se extrae del baño, se le da la vuelta y se vuelve a sumergir la parte 'seca'), el tamaño de los agujeros suele venir marcado por el drenaje, de manera que ambos suelen ser iguales.

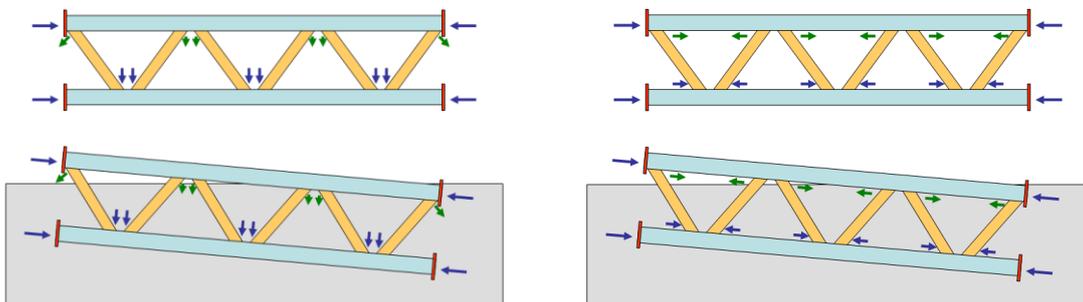


Figura 3.7 Esquema con la posición de los agujeros de drenaje (azules) y ventilación (verdes) en una estructura en celosía resuelta con perfiles tubulares.

En lo referente a la distancia a la que se deben colocar los agujeros (circulares) de la soldadura, existen dos parámetros a considerar: a) la formación de cámaras de aire y b) la conveniencia

de no efectuar agujeros en la zona afectada térmicamente por las soldaduras, la cual es una zona frágil y de composición química y funcionamiento variable. Al mismo tiempo la misma rugosidad de la soldadura (en el caso de agujeros hechos a posteriori) puede ser limitante.

Por ello, parece que la propuesta debe ir hacia una distancia mínima y otra máxima. El mínimo debería ser el espesor de garganta de la soldadura, que en el caso de los perfiles coincide casi con el espesor del tubo a soldar (la barra de relleno). El máximo podría ser no superar, en dirección perpendicular al cordón, más de 12 mm de distancia desde la parte inferior del agujero a la cara superior del cordón (valor obtenido de las recomendaciones de la empresa Valmont ilustrado en la Figura 3.6).

Queda por tratar adicionalmente el aspecto de la posible formación de cámaras de aire. En el caso de entallas, estas cámaras quedan prácticamente eliminadas, ya que, situándolas en las posiciones que se plantean a continuación, la última parte sumergida prácticamente coincide con hueco para salida aire. Sin embargo, en caso de hacer agujeros (circulares), pequeñas cámaras de aire son inevitables.

Existen tres soluciones para colocar los agujeros (Figura 3.8). La tercera, que tiene agujeros alternativos (externo e interno) es en la que menos cámaras de aire se generan, pero obliga a una sola posición de introducción de la celosía. Por ello las otras dos son las más utilizadas.

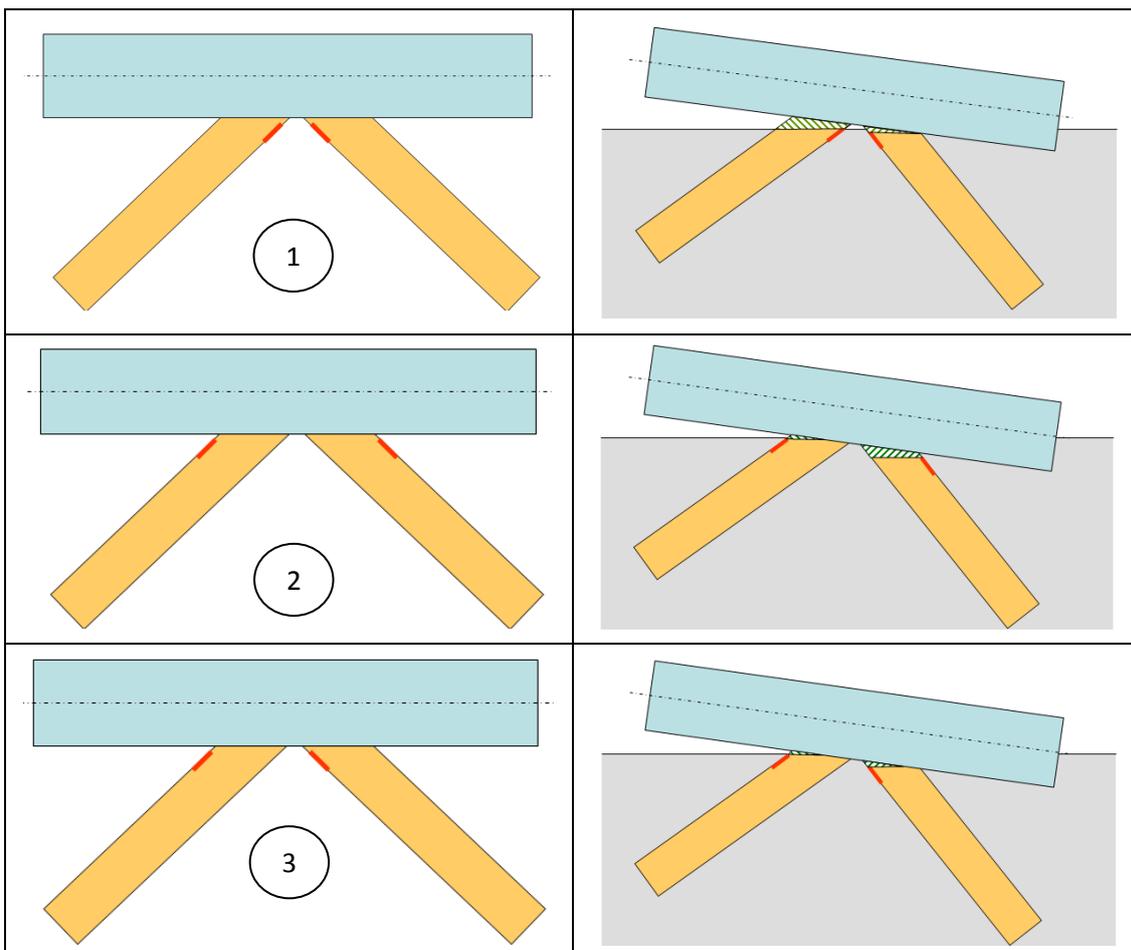


Figura 3.8 Tres posibilidades de colocar los agujeros: 1) Ambos interiores, 2) ambos exteriores y 3) uno exterior y otro interior.

En el caso de nudos en K con recubrimiento (Figura 3.9) sólo hay una solución adecuada y es colocar los agujeros exteriormente (caso 1 en la figura), ya que la otra provoca cámaras de aire muy grandes.

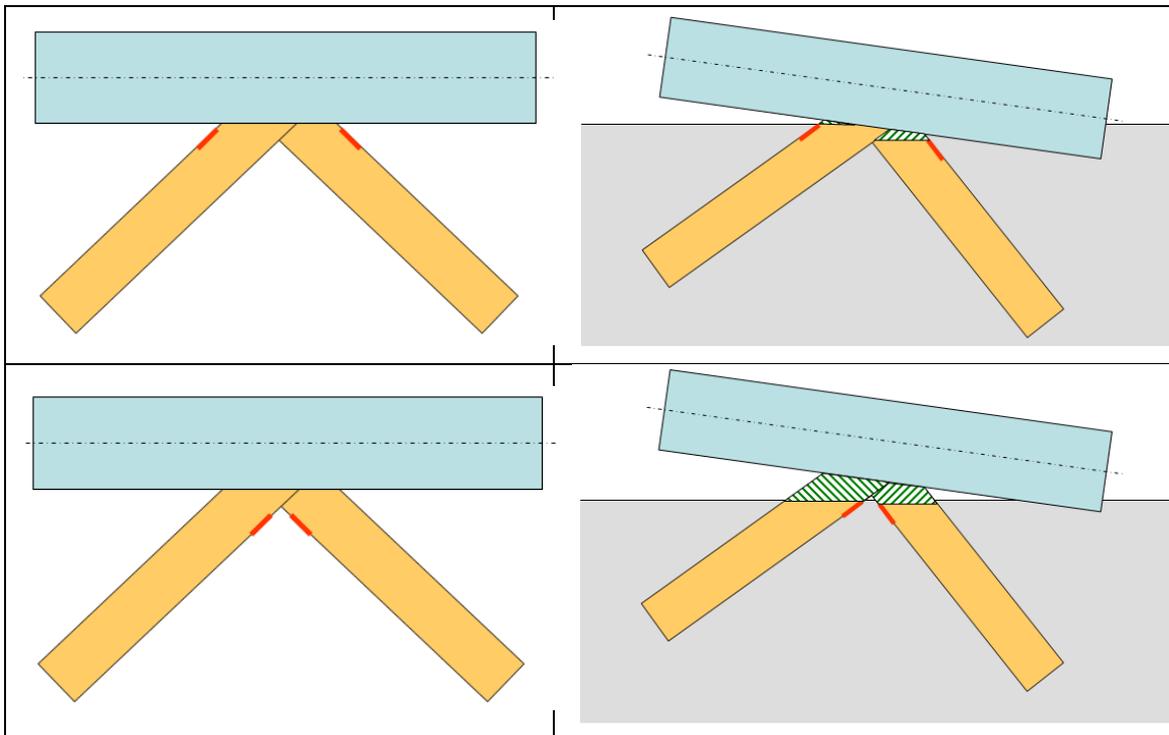


Figura 3.9 Situación de nudo en K con recubrimiento.

Aunque ya se ha comentado que la solución de realizar los agujeros de ventilación y drenaje en los cordones no es la más adecuada por diferentes motivos, existe aún un motivo más, no mencionado hasta ahora, y es que con agujeros en los cordones, las cámaras internas de aire pueden ser mayores (por obturaciones), que haciendo los agujeros en las barras de relleno.

En lo referente al tamaño de los agujeros, la propuesta Sudafricana del 12,5 %, aun no estando muy extendida parece que es lógica y, de hecho, está ya siendo aplicada por un número importante de empresas. Su fundamento está basado en la realización de agujeros proporcionales al volumen de aire a eliminar, manteniendo una velocidad de inmersión baja, aunque no excesivamente, para que el proceso no sea antieconómico. Como consecuencia el tiempo de inmersión y extracción es más largo de lo habitual (cuatro veces mayor que con orificios del 25 %), pero menor que el que se usa en determinadas situaciones de galvanizado.

Conviene recordar que una menor velocidad de inmersión supone que van a existir mayores diferencias térmicas entre distintos elementos de la celosía, ya que mientras la parte que primero entra en el baño alcanza una temperatura elevada, existe otra todavía fuera y por tanto, aún fría. Esto puede llevar a dilataciones diferenciales importantes.

De todas formas, es importante recordar que este planteamiento es el único que está basado en consideraciones hidráulicas de llenado y evacuación de fluidos, ya que el resto, son simples recomendaciones que se han ido heredando, pero de las que no existe constancia de que

estén respaldadas por ningún estudio científico. Como ya se ha comentado, esta tabla sudafricana (Tabla 3.4) se basa en la propuesta de que los orificios deben tener un diámetro mínimo de 50 mm por cada 0,4 m³ (0,38 m³) de volumen (cercano al valor de diámetro mínimo de 50 mm por cada 0,5 m³ de volumen que la norma ISO proponía para el galvanizado de depósitos).

Si en lugar de realizar agujeros circulares, se pretendiese ejecutar entallas, la recomendación general pasa por plantear una altura (en sentido longitudinal del tubo) doble que la base y el vértice redondeado.

La sección transversal de la entalla debe tener un área equivalente a la que se necesitaría si se hiciese el orificio de drenaje mediante agujeros circulares.

3.3. DISCUSIÓN TÉCNICA SOBRE LOS DATOS APORTADOS. PUNTO DE VISTA ESTRUCTURAL.

Los datos que se aportan a continuación tienen un carácter intuitivo y su contraste en algunos casos precisaría la realización de trabajos y estudios experimentales para ser confirmados, por tanto, se suministran únicamente a título informativo.

Los agujeros deben estar sobre la barra de relleno en la cara perpendicular al plano de la celosía con el objeto de influir mínimamente en el flujo de tensiones normal de la unión. Conviene recordar que, en los perfiles tubulares, son eficaces para transmitir esfuerzos las caras laterales, paralelas al plano de la celosía (las zonas más rígidas) y poco eficaces o ineficaces, dependiendo del tamaño, las caras perpendiculares al plano de la celosía debido a la flexibilidad de la cara superior del cordón (mecanismo de transferencia por flexión). Esto se transforma en recomendaciones, para el cálculo estructural de área eficaz, como las mostradas en la figura 3.10:

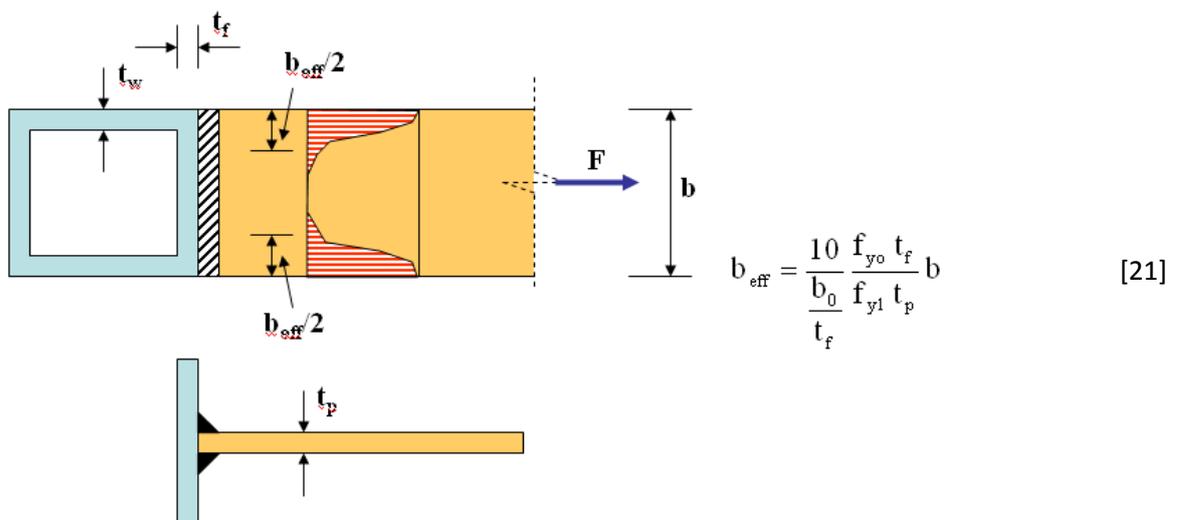


Figura 3.10 Anchura eficaz de la unión.

Dado lo anterior, lo lógico es colocar los agujeros en las zonas menos solicitadas estructuralmente, es decir las menos eficaces para que la merma de la capacidad estructural sea mínima. Esto es, en la zona central de la cara perpendicular al plano de la celosía.

Si se piensa en la resistencia axial de estas barras de relleno, en principio, frente a esfuerzos de tracción, la resistencia debería disminuir en la misma proporción de reducción de la sección transversal. Sin embargo, debido al cambio de ejes al practicar un agujero en una de las caras del perfil aparece un momento flector adicional secundario, por lo que la reducción debe ser algo mayor.

En el caso de barras de relleno comprimidas existen otros efectos adicionales a tener en cuenta:

- 1) La longitud eficaz a pandeo de las barras de relleno debería aumentar al quedar debilitadas las zonas de extremo y tender hacia articulaciones (este efecto es muy dependiente de los tamaños relativos de los orificios de drenaje y ventilación respecto al diámetro exterior del tubo).
- 2) Al estar situados los agujeros muy cerca de los extremos de las barras, debe ser despreciable su influencia sobre la imperfección de la pieza en el cálculo a pandeo (elección de la curva de pandeo), pues apenas aumenta la flexibilidad de la pieza en el centro del vano salvo en el aspecto reflejado de incrementar la longitud eficaz de pandeo, por lo que la curva de penalización a utilizar debería ser la misma que en el caso del perfil tubular sin orificios.
- 3) Por otro lado, dado que se producen flectores secundarios debidos al desplazamiento de ejes longitudinales a lo largo del perfil tubular sería conveniente comprobar las barras de relleno frente a la sollicitación combinada de axil-flector, en forma análoga a la comprobación de piezas de clase 4 sometidas a esfuerzo axil, introduciendo una excentricidad e_N como se indica en la figura 3.11.

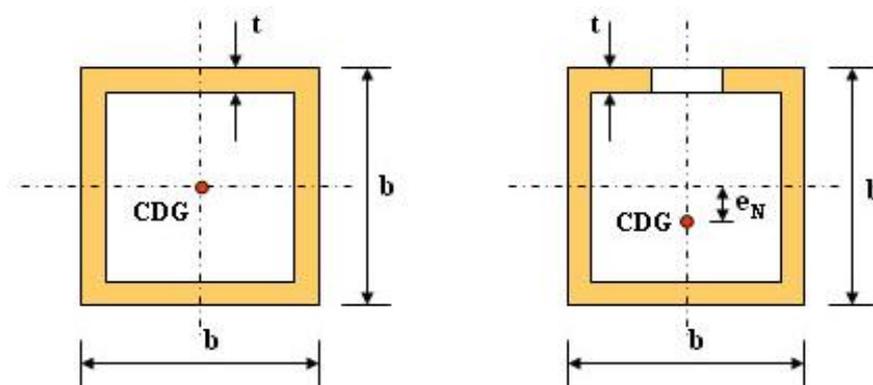


Figura 3.11 Sección sin y con orificio.

- 4) Los valores relativos de las áreas eficaces dependen mucho de los tamaños de los agujeros. En el caso de hacer agujeros con el 12,5 % del diámetro exterior del tubo (circular) la reducción del área es aproximadamente (igualando arcos a cuerdas) del:

$$\frac{0,125 \cdot d \cdot t}{\pi \cdot d \cdot t} = 0,04 \quad [22]$$

Este valor del 4 % es un mínimo ya que depende de la degradación que se produzca en el proceso de efectuar el agujero (taladrado, punzonado, etc.). Esta reducción se hace sobre el área, sin tener en cuenta que sobre este área reducida actúa ahora un esfuerzo axial y un momento flector secundario. Es decir sobre el 96 % de la sección inicial actúa un esfuerzo axial más un flector debido a la excentricidad del axial (de valor $N \cdot e_N$), mientras que antes actuaba, sobre el 100 % de la sección inicial, el esfuerzo axial únicamente. Este área inicial sigue siendo operativo para la comprobación a pandeo (con longitud de pandeo mayor que antes) pues en la zona central el perfil no tiene orificios. Por tanto habrá que hacer dos comprobaciones: verificación de la sección reducida y pandeo (estabilidad) de la barra. Parece necesario aplicar algún coeficiente reductor, pero éste no puede ser lineal al no serlo el fenómeno del pandeo.

Todo esto es válido para la resistencia de la barra frente a esfuerzos axiales, pero aún queda un aspecto fundamental a tratar: la influencia de estos agujeros en la eficiencia de la unión.

Si se realizan entallas, la sección de conexión (soldadura) queda reducida, debido a que en la zona en la que está la entalla, la soldadura no existe. Esto provoca que la eficiencia de la unión no pueda ser la correspondiente a la del 100 % del perímetro de la soldadura.

Si la entalla se coloca en la zona no eficaz de la unión (confluencia entre las caras perpendicular y paralela al plano de la celosía) parece lógico aplicarle un coeficiente reductor en proporción al perímetro de soldadura eliminado (lo mismo se hace cuando aparecen grietas en la zona de soldadura de conexión).

Si la entalla se coloca en la zona eficaz de la unión (cara perpendicular al plano de la celosía y en una zona lateral de la cara) la situación es muy complicada de evaluar debido a que el flujo de tensiones es asimétrico y ha quedado descompensado. Del lado de la seguridad se podría eliminar la parte del área eficaz de las caras perpendiculares al plano de la celosía y quedarse sólo con las caras paralelas al plano de la celosía debido a que la soldadura no existe en todo el perímetro y la formulación del CIDECT parte de la premisa de su existencia.

En cualquier caso, no es recomendable hacer entallas ni en la esquina ni la cara lateral de las barras de relleno, por lo que, aunque lo refleje el dibujo de las recomendaciones ISO (Figura 3.4), ambas opciones deberían ser evitadas, para tratar de no afectar las zonas más rígidas y que más activamente participan en la transferencia de esfuerzos entre los diferentes elementos de la unión.

De todas maneras, analizando los posibles modos de fallo de las uniones entre perfiles tubulares, el hecho de ejecutar agujeros (o entallas) en las barras de relleno, no afecta a la mayor parte de los mismos, ya que la gran mayoría producen mecanismos de plastificación o rotura en el cordón, no en las barras de relleno.

Sin embargo sí sería conveniente analizar en determinados casos la abolladura de las barras de relleno comprimidas debido al efecto local de los flectores secundarios en la zona del agujero y a la menor sección realmente existente. Esta formulación no aparece reflejada actualmente

entre las proporcionadas en las ecuaciones de verificación de uniones del CIDECT ni, consiguientemente, en las del Eurocódigo 3. Parte 1-8.

En resumen, si se hacen agujeros sólo en las barras de relleno, el fallo por punzonamiento y por cortante del cordón quedarían igual y la plastificación de las caras laterales y superior del cordón también se podrían usar sin modificación (esta última corregida si hay entallas). Habría pues, que añadir la comprobación de la abolladura local de la barra de relleno y hacer modificaciones a algunas fórmulas en el caso de entallas.

Todo lo anterior podría aplicarse si las cargas que actúan sobre la estructura fuesen cargas estáticas. El caso de actuación de cargas dinámicas es más complicado ya que se trabaja en régimen elástico y con límite de rotura por fatiga. La existencia de discontinuidades provoca concentraciones del flujo de tensiones, lo cual lleva aparejado puntos con tensiones muy superiores a los valores medios de la sección. Esto tradicionalmente se estudia mediante los coeficientes de concentración de tensiones. En este caso, dada la gran relación entre los tamaños de agujeros (o entallas) y el diámetro del tubo, los valores de los coeficientes de concentración de tensiones son muy elevados, lo cual merma la capacidad resistente de la unión. De todas formas este extremo queda fuera del alcance de la presente Tesis Doctoral.

Por último, con respecto a la existencia de tensiones residuales, éstas y el calentamiento de la estructura debido al galvanizado provocan relajaciones con posibilidad de distorsiones.

Las posibles tensiones residuales que puedan tener los perfiles tubulares como consecuencia de su proceso de fabricación, la posterior ejecución de los orificios para galvanizar (relajación y redistribución en una zona de la sección) y la ulterior unión soldada entre los perfiles para conformar la celosía (tensiones residuales debidas al enfriamiento de la soldadura que trata de retraer), complica el estudio del efecto debido a estas tensiones. Por ello, está previsto, en caso de que sea posible, una vez finalizado el plan general de ensayos, el estudio de algunos nudos galvanizados para comprobar si el propio proceso tuviera algún efecto sobre la capacidad resistente de la unión.

3.4. PROPUESTA UNIFICADA PARA LOS AGUJEROS DE VENTILACIÓN Y DRENAJE.

A la vista de la información anterior, estaba claro que la gran mayoría de las recomendaciones para los agujeros de ventilación y drenaje se planteaban desde el único punto de vista del propio proceso de galvanizado por inmersión en caliente. Teniendo en cuenta la orientación técnica del CIDECT, con una dilatada experiencia en el estudio del comportamiento de los perfiles y las estructuras tubulares, para no caer en un error similar, pero considerando ahora, únicamente, el punto de vista estructural, se optó por buscar la colaboración de expertos en galvanización para el desarrollo del proyecto CIDECT 14B.

De esta manera, a la hora de preparar una propuesta unificada para los agujeros de ventilación y drenaje, se contó con la ayuda de la EGGA. Fruto del trabajo conjunto CIDECT-EGGA, se definieron las recomendaciones recogidas en el punto 1.2 de la presente Tesis Doctoral y que se resumen a continuación (esquema gráfico en la Figura 3.12):

TIPO DE AGUJEROS: Los agujeros se efectuarán preferiblemente circulares (y en el caso de querer realizar entallas en V, se recomienda que tengan su vértice redondeado). Así, el programa de ensayos contempla la ejecución de agujeros únicamente.

POSICIÓN DE AGUJEROS: Los agujeros se colocarán en las barras de relleno y en ambos extremos en caras opuestas.

Dichos agujeros se situarán en el centro de las caras perpendiculares al plano de la celosía.

No se realizarán agujeros en los cordones, y las placas frontales en los extremos de estos elementos se solucionarán mediante bridas.

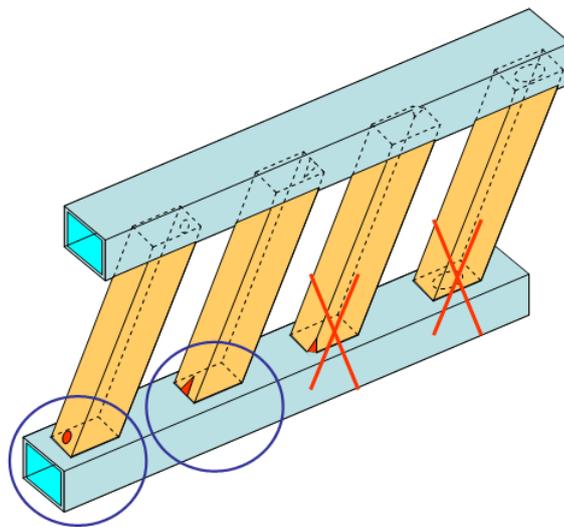


Figura 3.12 Modificaciones a la ISO14713:1999.

TAMAÑO DE AGUJEROS: Inicialmente se adoptó una propuesta basada en la definición del diámetro mínimo de los agujeros en función del volumen de aire contenido en el interior de la barra de relleno, basándose en la propuesta Sudafricana de orificios con un diámetro mínimo de 50mm por cada $0,4\text{m}^3$ de volumen de aire a evacuar.

Finalmente, y tras discutirlo con EGGA, se plantearon dos alternativas:

- **Propuesta viable:** los agujeros aquí recogidos permiten la galvanización en caliente de las celosías tubulares, si bien no aseguran la mayor rentabilidad para las plantas de galvanización ya que la recuperación del zinc en el proceso de izado de la estructura no es óptima. El tamaño de agujeros según esta alternativa es del 20% de "X-section" (Figura 3.13).

- Propuesta óptima: los agujeros aquí recogidos permiten la máxima recuperación de zinc, lo cual redundaría en una mayor rentabilidad para las plantas de galvanizado. Esta propuesta, lógicamente, presenta agujeros de mayor tamaño e, incluso, entallas en forma de 'V'. En este último caso, habrá que asegurar que la esquina de la entalla se redondea para evitar un punto de concentración de tensiones. El tamaño de agujeros según esta alternativa es del 20% de "X-section".

Se entiende por "X-section" la longitud de la línea diagonal que une dos aristas opuestas (Figura 3.13):

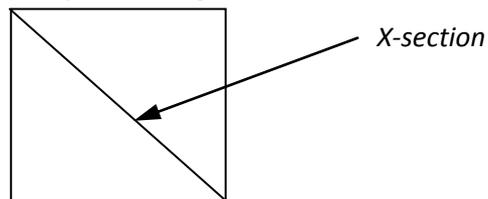


Figura 3.13 Esquema representativo de "X-section"

EJECUCIÓN DE AGUJEROS: Los orificios deben hacerse antes de unir los perfiles entre sí.

Teniendo en cuenta todo lo anterior, y a modo de ejemplo, para un perfil cuya sección transversal tuviera dimensiones exteriores 80x80, la X-section sería $\sqrt{80^2 + 80^2} = 113mm$, con lo que los diámetros óptimos y viables serían:

- Diámetro óptimo: $0,25 \times 113mm = 28 mm$
- Diámetro viable: $0,20 \times 113mm = 23 mm$

En el caso de las entallas en 'V' el área de la entalla (área eliminada de la barra de relleno) debería ser igual al área de los agujeros anteriores.

La Figura 3.14 muestra dos barras de relleno: una con agujero y la otra sin agujero, empleadas en el programa experimental. En el caso de la barra con agujero, el tamaño del mismo sigue las recomendaciones para los agujeros óptimos definidas anteriormente. Como puede observarse en la imagen, los orificios han sido ejecutados antes de soldar las barras de relleno al cordón de la celosía.

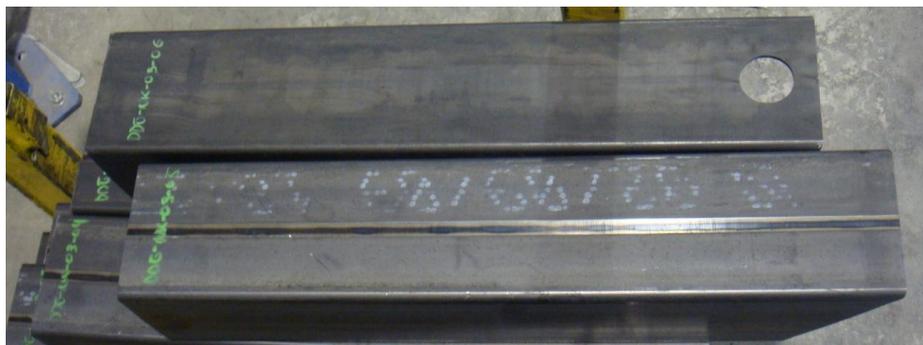


Figura 3.14 Barras de relleno RHS 80x80x3 con y sin agujero (óptimo)

4. PROGRAMA EXPERIMENTAL

4.1. Nudos ensayados

De la revisión de diversos proyectos de investigación centrados en el estudio de las uniones entre perfiles tubulares de acero (Eastwood, Osgerby, Wood, & Mee, 1970), (Davie & Giddings, 1971), (Wood & Chandrakerthy, 1974), (British Steel Corporation - BSC. Tubes Division. Research & Development, 1977), (Wardenier & Stark, 1978), (Kato & Nishiyama, 1979), (Giddings, 1983), (Mang, 1973), (Wardenier & Stark, 1979) y (Giddings & Wardenier, 1986) y de las recomendaciones de diseño y cálculo recogidas en las Guías de Diseño del CIDECT (Packer, Wardenier, Kurobane, Dutta, & Yeomans, 1996 (2ª edición 2009)) (en parte planteadas en el capítulo 2 de la presente Tesis Doctoral), se puede hacer una relación de los parámetros que influyen en la eficiencia de las uniones y, en consecuencia, plantear qué uniones sería interesante ensayar para determinar la influencia de cada uno de estos parámetros en los nudos considerados en este trabajo (afectados de los agujeros de ventilación y drenaje).

Así, hablando exclusivamente de uniones en K con espaciamiento entre perfiles RHS, los posibles modos de fallo que pueden producirse, siempre que se cumpla con el campo de validez incluido en la Tabla 2.9, son: la plastificación y el punzonamiento de la cara del cordón, el fallo por anchura eficaz de la barra de relleno a tracción o a compresión y el fallo por cortante en el cordón (Figura 4.1 a-e).

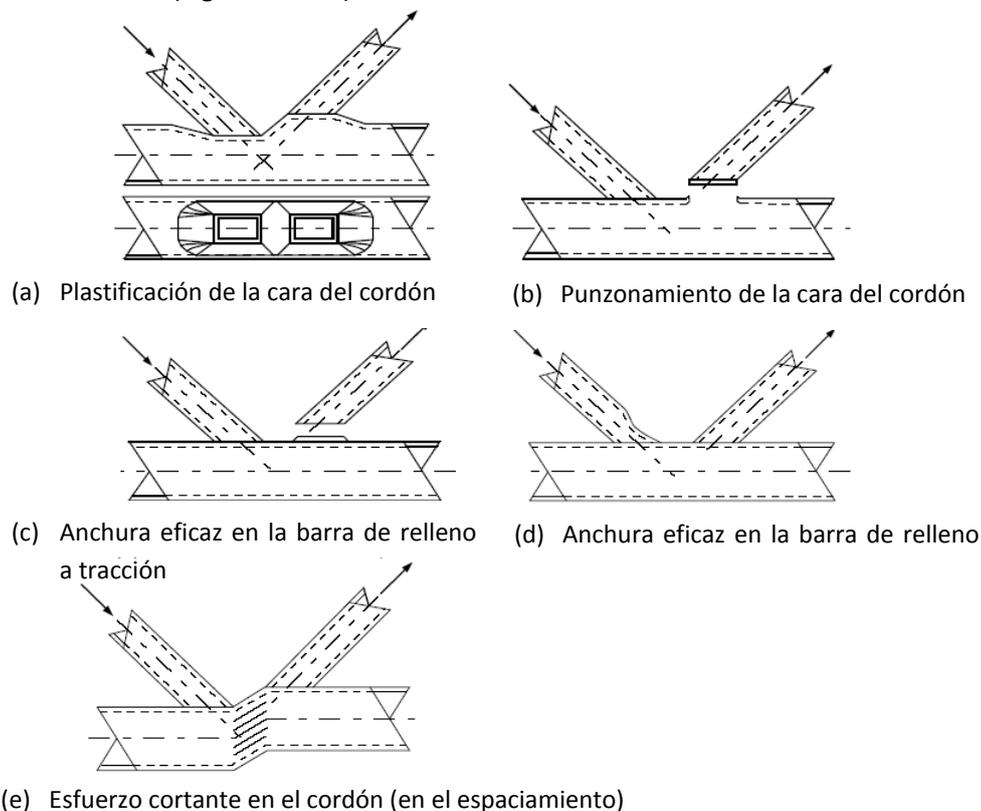


Figura 4.1 Distintos modos de fallo para uniones en K con espaciamiento entre perfiles RHS

Los fallos por plastificación y punzonamiento de la cara del cordón – modos de fallo (a) y (b) en la Figura 4.1 – son habituales en uniones con coeficientes de relación de anchuras barra de relleno-cordón (β) medios o bajos, de manera que las diagonales se apoyan sobre la parte menos rígida del cordón, su ala, en una posición alejada de las almas.

Según β va aumentando (las barras de relleno presentan dimensiones exteriores mayores, o el cordón menores) las diagonales se apoyan sobre el cordón en zonas cercanas a sus almas (zonas más rígidas) de manera que se reducen los problemas anteriores localizados en su ala. En esta situación, el modo de fallo va derivándose hacia las propias barras de relleno– modos de fallo (c) y (d) en la Figura 4.1 –.

Existe un último modo de fallo a tener en cuenta– modo de fallo (e) en la Figura 4.1 –: el fallo por esfuerzo cortante en el cordón (debido al cortante que se produce en la zona de espaciamiento). La posibilidad de que se produzca este fallo aumenta según aumenta la separación entre las barras de relleno (g') y/o el perfil empleado como cordón presenta mayor esbeltez.

Además, el ángulo entre las diagonales y el cordón (θ) resulta también importante. Ángulos grandes potenciarán el fallo en el cordón. Por el contrario, valores bajos de estos ángulos, modificarán la tendencia hacia fallos en las barras de relleno.

Por último, las cargas que se introduzcan en el cordón también tienen su influencia. Así, grandes cargas de compresión en este elemento favorecerán los fallos típicos de la cara del cordón.

Como puede concluirse tras la lectura de todo lo anterior (y de la información recogida en puntos precedentes), son varios los parámetros que influyen en el mecanismo de colapso de las uniones entre perfiles tubulares. Además, no pueden separarse los efectos que cada parámetro tiene sobre el comportamiento la unión. En muchas ocasiones, es la confluencia de varios factores la que produce un tipo u otro de fallo.

Así, a la hora de definir las uniones a ensayar para obtener resultados representativos del comportamiento general de estas uniones, se planteó un estudio más pormenorizado del mecanismo de transmisión de esfuerzos entre las barras participantes en las uniones tipo K con espaciamiento. El objetivo buscado era tratar de intuir cuál podía ser el efecto que tendría el hecho de ejecutar los agujeros de ventilación y drenaje en las barras de relleno (Eastwood, Osgerby, Wood, & Mee, 1970) y (Wardenier, Kurobane, Packer, Dutta, & Yeomans, 1996 (2ª edición 2009)).

En la Figura 4.2 se muestran cuáles son las zonas eficaces (p_{eff}) para la transmisión de esfuerzos en las diagonales en este tipo de uniones (siempre que el espaciamiento no sea superior al del campo de validez de las expresiones de cálculo para nudo en K, véase la tabla 2.9):

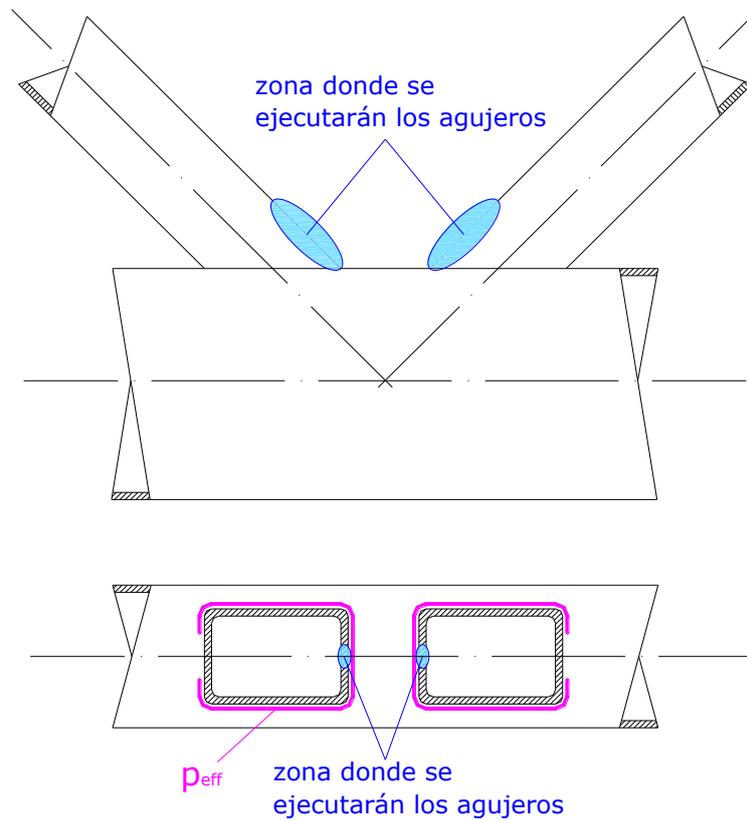


Figura 4.2 Perímetro eficaz en la transmisión de esfuerzos en barras de relleno de nudos en K (p_{eff})

Analizando la figura anterior, parece lógico concluir que los agujeros, efectivamente, tendrían un efecto negativo sobre la capacidad resistente de la unión, ya que reducirían el perímetro eficaz para la transmisión de esfuerzos de las barras de relleno.

Por otro lado, es posible que los agujeros influyan en la capacidad de rotación de la unión, con lo que la redistribución de momentos flectores secundarios también se vería afectada.

En cualquier caso, también parece lógico pensar que el hecho de ejecutar los agujeros de ventilación y drenaje sobre las barras de relleno afectará casi en exclusiva a los modos de fallo relacionados con la anchura eficaz de las propias barras de relleno.

No obstante, no sería suficiente con ensayar uniones en las que el modo de fallo previsto por las ecuaciones tradicionales recogidas en la tabla 2.8 fuera únicamente el de anchura eficaz en la barra de relleno, ya que también es posible que en esta nueva situación la "frontera" entre modos de fallo dominantes se haya trasladado, de manera que gane protagonismo el modo de fallo de barra de relleno frente a los modos de fallo del cordón.

Es decir, que si para una unión determinada, SIN AGUJEROS, el modo de fallo pasaba de ser, por ejemplo, de "anchura eficaz de la barra de relleno" a "plastificación de la cara del cordón" para valores del parámetro $\beta \leq 0,8$, quizás esa misma unión, CON AGUJEROS, falle por "anchura eficaz de la barra de relleno" para valores de $\beta \geq 0,7$, debido a que en esta nueva situación la capacidad resistente de la unión para este modo de fallo se haya reducido, mientras que para los modos de fallo del cordón se mantiene inalterada.

Tras estas reflexiones, se entendió que un plan de ensayos como el que se recoge a continuación (Tabla 4.1) podía proporcionar resultados suficientemente representativos del comportamiento general de las uniones en K con espaciamiento entre perfiles RHS:

Nudo	Cordón	Barra1	Barra2	θ	β	γ	f_{y0}	$f_{y1&2}$	Modo de fallo	kN
KGB01	150x100x6	100x3	100x3	35	1	8,3	275	275	BF	320
KGB02	150x100x6	90x3	90x3	35	0,9	8,3	275	275	BF	287
KGB03	150x100x6	80x3	80x3	35	0,8	8,3	275	275	BF	254
KGP04	150x100x6	90x5	90x5	35	0,9	8,3	275	275	CP	384
KGP05	150x100x6	80x5	80x5	35	0,8	8,3	275	275	CP	341
KGB06	150x100x8	100x3	100x3	35	1	6,25	355	275	BF	320
KGB07	150x100x5	100x3	100x3	35	1	10	275	275	BF	306
KGP08	150x100x5	100x3	100x3	45	1	10	275	275	CP	274
KGP09	100x100x5	100x3	100x3	35	1	10	275	275	BF	306
KGP10	100x100x6	100x3	100x3	35	1	8,3	275	275	BF	320
KGP11	100x100x4	100x3	100x3	35	1	12,5	275	275	CP	231
KGP12	100x100x3	100x3	100x3	35	1	16,7	275	275	CP	155
KGP13	150x100x5	100x3	100x3	60	1	10	275	275	CP	236
KGP14	150x100x5	100x3	100x3	90-35	1	10	275	275	CP	193
KGB15	150x100x6	70x4	70x4	35	0,7	8,3	275	275	BF	283
KGB16	150x100x6	60x4	60x4	35	0,6	8,3	275	275	BF	240

Tabla 4.1 Plan de ensayos

La tabla 4.1 muestra los perfiles seleccionados para la barra cordón y las barras de relleno para cada uno de los nudos considerados. Se indican asimismo los ángulos de las barras de relleno, el valor nominal del acero y los coeficientes β y γ en cada caso.

En dicha tabla, el código 'BF' en la columna correspondiente al 'Modo de fallo' significa que, aplicando las expresiones de la tabla 2.8, esta unión fallará, previsiblemente por *Anchura eficaz de la barra de relleno*. En la misma columna, el código 'CP' significa que dicho modo de fallo será en ese caso por *Plastificación de la cara del cordón*.

En cuanto a la columna 'kN', aquí se recoge el valor, en kilonewtons, de la capacidad resistente de la unión conforme a las expresiones de cálculo que se presentan en el Eurocódigo-3 (AENOR, 2005). Para los nudos recogidos en la Tabla 4.1, los resultados que se obtienen empleando las recomendaciones del Eurocódigo-3 (AENOR, 2005) y los obtenidos empleando las recomendaciones de la tabla 2.8 son idénticos.

En todos los casos, el espaciamiento (g) entre barras de relleno es de 15 mm, excepto en el nudo KGB16. En este nudo toma un valor de 20 mm para evitar excentricidades excesivas en esta unión que lo sacarían fuera del campo de validez de las ecuaciones de la tabla 2.8, el cual se recoge en la tabla 2.9.

Por otra parte, la codificación de la unión 'KGB' ó 'KGP' significa:

- 'K' por nudo tipo K
- 'G' por nudo con espaciamiento

- 'B' si el modo de fallo previsible es por anchura eficaz de la barra de relleno y 'P' si es por plastificación de la cara del cordón.

Finalmente, para obtener resultados fiables y representativos del nudo ensayado se decidió realizar cuatro ensayos a escala real por cada unión: dos con las barras de relleno afectadas con los agujeros necesarios para la galvanización de la estructura (según la propuesta expuesta en el apartado 3) y otros dos, sin agujeros.

4.2. Banco de ensayos

4.2.1. Condiciones de apoyo de las barras sobre el banco

Como ya se ha comentado previamente, durante los primeros proyectos de investigación del CIDECT se prestó especial atención al modo en que las diferentes barras de la unión objeto de estudio, se anclaban al banco de ensayo. (Davie & Giddings, 1971), (Wardenier & de Koning, 1976).

Unas condiciones de apoyo inadecuadas conllevarían, como ya se ha comentado en puntos precedentes, unos resultados no conformes con el comportamiento real (en servicio) de la unión. Hay que tener en cuenta que, aunque en el banco de ensayos se estudie el comportamiento de una unión aislada, las condiciones de apoyo de sus elementos deberían tratar de representar con la mayor fidelidad posible las condiciones de restricción al movimiento que estos elementos tendrían en una estructura en celosía completa, derivadas de la acción y rigidez conjunta de todos los elementos que conforman la estructura.

Recordando, brevemente, lo ya comentado para las uniones en K (o en N) en el capítulo 2, se encontró que, planteando los cuatro extremos de barra articulados, aparecían grandes flexiones en el cordón que no parecían corresponderse con el comportamiento en servicio de la unión (véanse figuras 2.6 a 2.8). Para evitar este efecto, se pensó en "guiar" el extremo del cordón en el que se introducía. Con esta nueva configuración, aparecía un modo de fallo de plastificación de la cara del cordón en la zona del talón de la soldadura de conexión diagonal-cordón, acompañada de una rotación de la barra de relleno comprimida, como puede observarse en la Figura 4.3:

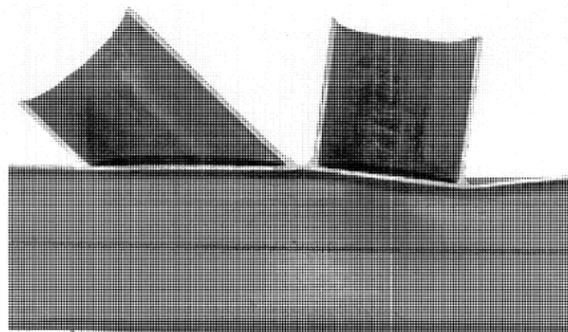


Figura 4.3 Modo de fallo de unión en N con todos los extremos de barra articulados excepto el del cordón en el que se introduce carga

Se concluyó que este tipo de fallo estaba asociado al fallo de la barra de relleno como elemento comprimido y que dependía además de la esbeltez del elemento; mecanismo que no se daría en la unión considerada dentro del conjunto total de la celosía. Por ello, en aras de obtener resultados consistentes en el análisis de la unión, se pensó en una configuración de apoyo de extremo de la barra de relleno que previniera este efecto. La solución: guiar el movimiento vertical de esta barra.

En proyectos posteriores se abordó el ensayo de celosías completas, comprobando que esta última configuración era la que mejor se adecuaba al comportamiento real de las uniones en servicio (Wardenier & Stark, 1979) y (Wardenier, 2001).

Así pues, en el programa de ensayos del proyecto de investigación en el que se enmarca la presente Tesis Doctoral – CIDECT 5BX –, se siguió el esquema de posicionamiento y anclaje de los elementos del tubo al banco que se comprobó que llevaba a resultados más cercanos a los encontrados en los estudios sobre celosías completas. Esto es, guiado del extremo de la barra de relleno en el que se introduce la carga y anclaje de uno de los extremos del cordón. En ambos casos, la unión barra-banco se planteó articulada.

No obstante, dado que lo que se pretendía controlar y analizar con dicho programa de ensayos, eran los fallos de uniones en K con espaciado entre perfiles RHS relacionados con las barras de relleno, no se introdujo carga exterior en el cordón, ya que este parámetro únicamente tiene influencia en los modos de fallo relacionados con el propio cordón y como se ha comentado, se pretendía estudiar fundamentalmente los fallos asociados a la barra de relleno.

4.2.2. Configuración de la unión en el banco

Conforme a la información del punto anterior y en base al estudio de diferentes proyectos en los que se comparan los resultados de ensayos en base a diferentes disposiciones de los elementos de la unión en el banco (Davie & Giddings, 1971), (Wardenier & Stark, 1979) y (Wardenier & de Koning, 1976), se concluyó que la mejor configuración para el estudio de uniones en K con espaciado entre perfiles RHS podría seguir un esquema similar al recogido en la Figura 4.4:

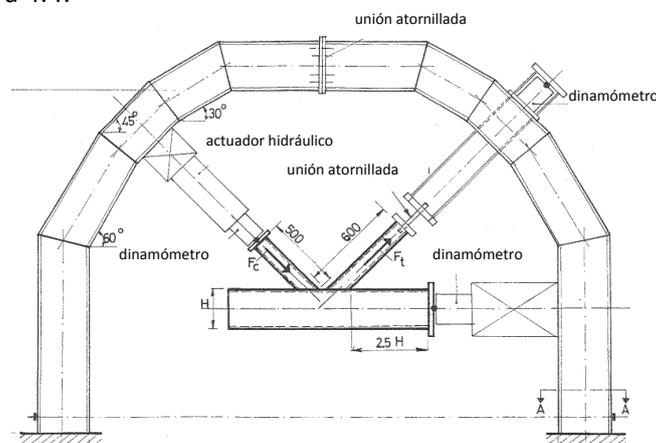


Figura 4.4 Esquema de un banco de ensayos similar al utilizado en este trabajo

En dicha figura 4.4 se observa la típica configuración para nudos en K con un único actuador (gato hidráulico) introduciendo carga en la barra de relleno comprimida. El resto de elementos (barra de relleno traccionada y cordón) recibirán las cargas derivadas del equilibrio de esfuerzos en el nudo.

Al igual que en la figura, en los nudos a ensayar en el marco de este trabajo, no se introdujo ninguna carga externa en el cordón, ya que, como se ha comentado, se estimó que dicha carga únicamente tendría influencia en la capacidad resistente de la unión respecto a los modos de fallo del cordón.

Por otro lado, partiendo de la experiencia de muchos años de investigación (y así indicado por referentes en la investigación tubular como J. Wardenier o S. Herion), longitudes de barra del orden de 5 veces el canto de los perfiles son las más adecuadas para lograr resultados coherentes y evitar distorsiones en la introducción de carga en el nudo, por lo que se adoptaron estas dimensiones para las barras.

4.2.3. Configuración detallada del banco de ensayos

Teniendo en cuenta las consideraciones anteriores sobre la mejor configuración del banco de ensayos y sobre las necesidades de espacio para situar correctamente los diferentes nudos a ensayar en el mismo, se definió un banco como el que se muestra en la figura 4.5:

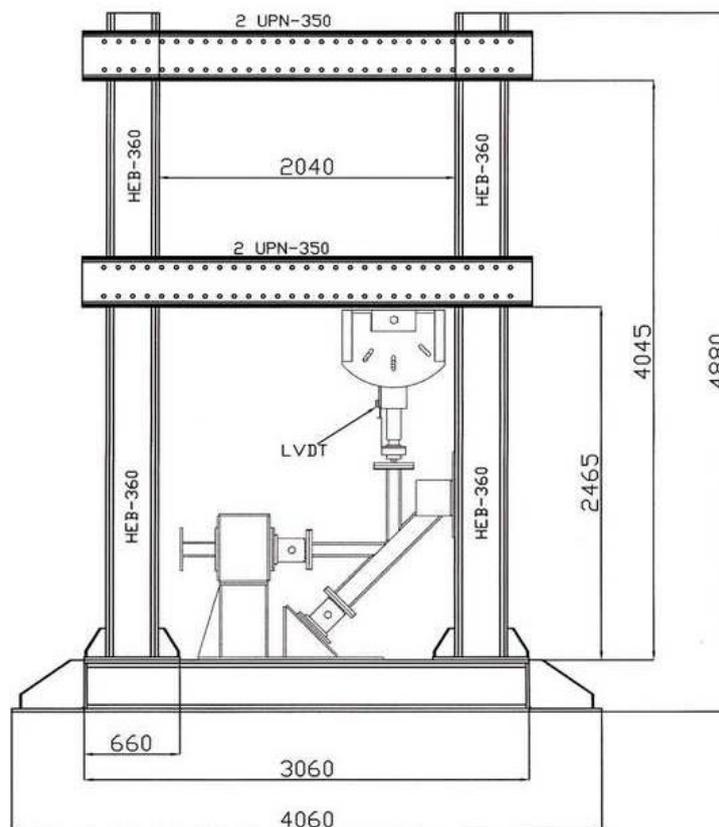


Figura 4.5 Esquema del banco de ensayos utilizado en este trabajo

Con el banco ya diseñado, y considerando las posibles necesidades de carga a introducir en el nudo, se definieron las características idóneas para llevar a cabo el proyecto CIDECT 5BX:

- En vista de que la carga máxima teórica (AENOR, 2005) que es capaz de soportar la barra de relleno a compresión es de 443 kN (es decir, algo más de 44 t), se decidió emplear un actuador capaz de aplicar una carga máxima de 1000kN (aprox. 100 t).

Las opciones eran utilizar uno de 500kN o bien el de 1000kN y, por miedo a que el de 500kN pudiera resultar escaso, se decidió implementar en el banco un actuador de 1000kN y una célula de carga adecuada para dicho valor. Hay que tener en cuenta que el fallo de la unión en los estudios que han servido de base para las recomendaciones recogidas en el Eurocódigo, definen el fallo de la unión, ya sea como la plastificación o rotura de algún elemento estructural o componente de la misma o bien como una deformación excesiva (indentación por encima del 3% de la anchura del cordón, b_0) (Mang, 1973). Dado que en los ensayos no se iban a medir deformaciones locales, el fallo en los tests se reconocería por la primera vía (plastificaciones o roturas), lo que podría obligar a la introducción de cargas por encima de 443 kN. La figura 4.6 muestra el actuador y la célula de carga finalmente empleados en los ensayos.



Figura 4.6 Actuador y célula de carga implementados en el banco de ensayos

- Dado que el criterio de fallo que podría verse afectado por los agujeros de ventilación y drenaje es el de 'anchura eficaz de la barra de relleno', el fallo a controlar sería éste; en vista de que en estos casos, el colapso de la unión se da por inestabilidades locales de la barra comprimida (o rotura de la traccionada), pero en ningún caso, por deformación excesiva de la cara del cordón, no es necesario medir el valor de la

indentación, por lo que únicamente se previó la implementación de un transductor LVDT para medir el desplazamiento de la cabeza del actuador y controlar el momento en el que se pudiera dar el pandeo local de la barra de relleno comprimida. La figura 4.7 muestra los dos transductores empleados en los ensayos.



Figura 4.7 Transductores LVDT implementados en el banco de ensayos para medida de los desplazamientos del extremo de la barra de relleno en la que se introduce la carga

- La salida de la célula de carga es una medida de ‘tensión’ [en voltios]; las lecturas, pues, de la célula de carga debían, por un lado registrarse y, por otro lado, “traducirse” a kilonewtons [kN]. Para ello, se dispuso un equipo informático que, utilizando el entorno de programación gráfica Lab View (National Instruments, 2003), recogiera estos datos, presentase las curvas Fuerza-Desplazamiento en tiempo real y las almacenara de manera adecuada. La figura 4.8 muestra la salida de datos del software en la pantalla del equipo informático empleado para la recogida de los mismos.

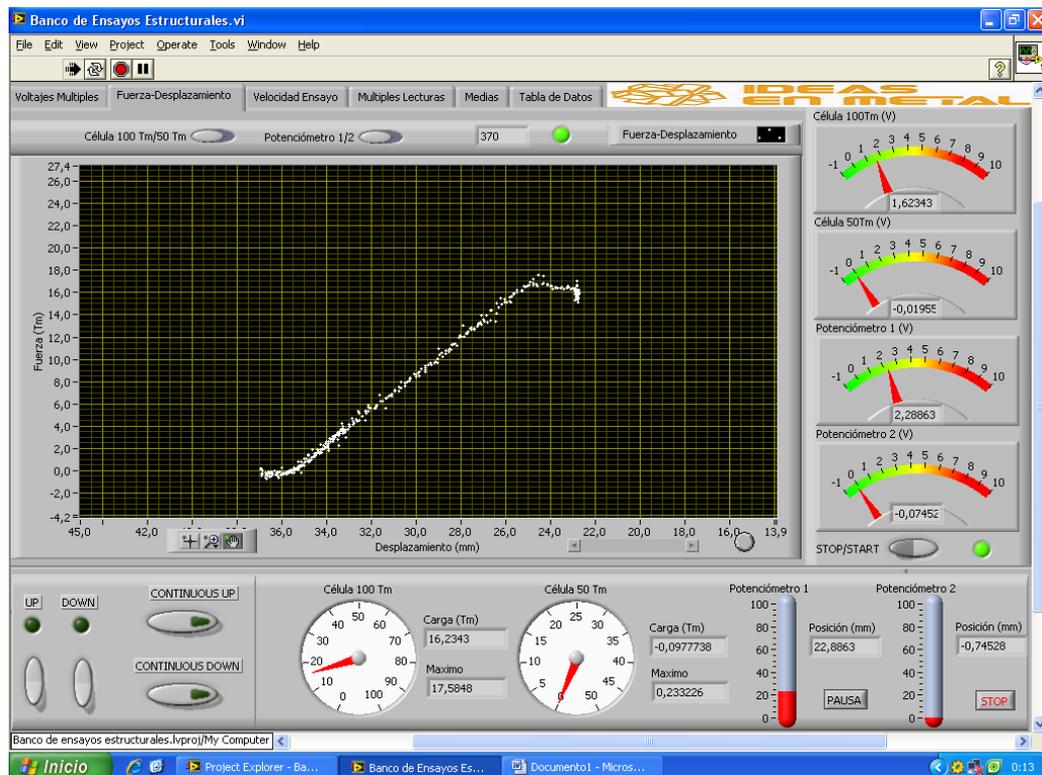


Figura 4.8 Salida de datos en pantalla

- Además, se debía controlar la velocidad de entrada de carga a la unión, con el objetivo de que, en todos los ensayos, ésta, fuera progresiva, no demasiado rápida y siempre

igual en todos ellos (aproximadamente igual a 30kN/min). Esto se consiguió mediante el tarado de la llave de control del actuador. Por razones de presupuesto no se pudo equipar el banco con un sistema más sofisticado para controlar la velocidad de entrada de carga en el nudo, si bien se estimó que con el dispositivo finalmente instalado era suficiente para asegurar la repetitividad de los ensayos.

- Por último, el marco resistente de sustentación de la unión debía tener la suficiente rigidez como para soportar las reacciones que los diferentes elementos de la unión cargada a través del actuador le trasladaran. Esto se consiguió mediante sencillos pero efectivos (y robustos) detalles constructivos a base de bulones y chapas.

Teniendo en cuenta todas las consideraciones anteriores, se construyó en un principio un marco como el que se muestra en la Figura 4.9: Este marco estaba constituido básicamente por una viga horizontal de perfil HEB360 sobre la que se conectan rígidamente dos pilares de perfil HEB360 con una separación de 2,04 metros. Sobre la cabeza de los pilares se atornillan un par de perfiles UPN350 dispuestos en posición horizontal que a modo de dintel completan el marco rígido. El dintel se dispuso a una altura que permitía trabajar con la suficiente holgura en la colocación y ensayo de las distintas configuraciones de las uniones.

Tal como se aprecia en las figuras 4.5 y 4.9, del marco al dintel se le atornillaron un par de piezas laterales que permitían guiar el actuador y mantenerlo en posición vertical, si bien la rigidez de la configuración inicial que se puede observar en ambas figuras se comprobó que no era suficiente, como se comentará a continuación.



Figura 4.9 Configuración preliminar del banco de ensayos

Además, en función de la configuración de nudo a ensayar: el de ángulos iguales de 35°, de 45°, 55° ó el nudo en N (con una barra a 90° y la otra a 35°), se atornillaron al marco diferentes acoples para posicionar el nudo en su posición correcta e introducir la carga en sentido vertical sin excentricidades (ver figuras 4.10 a 4.13).



Figura 4.10 Configuración del marco para nudos con barras a 35°



Figura 4.11 Configuración del marco para nudos con barras a 45°



Figura 4.12 Configuración del marco para nudos con barras a 55°



Figura 4.13 Configuración del marco para nudos con barras en N

Por otro lado, para fijar el nudo al marco, los dos extremos de las barras de relleno y uno de la barra cordón se soldaron a unas placas cuadradas de $30 \times 30 \text{cm}^2$ con 25mm de espesor,

perpendiculares a la correspondiente directriz de la barra. Tal como se aprecia en las figuras de los marcos, una de las barras diagonales y la barra cordón se atornillaban mediante estas chapas a los utillajes fabricados ex profeso para materializar las condiciones de vinculación buscadas.

Las mismas chapas se emplearon en el extremo de la barra de relleno que recibe la carga. En este caso, la chapa soldada al extremo de la barra de relleno se atornillaba a otra chapa de idénticas dimensiones con una hendidura central de sección circular donde se apoyaba una esfera metálica empleada para asegurar que no se introducía ningún momento flector en la barra (Figura 4.14).

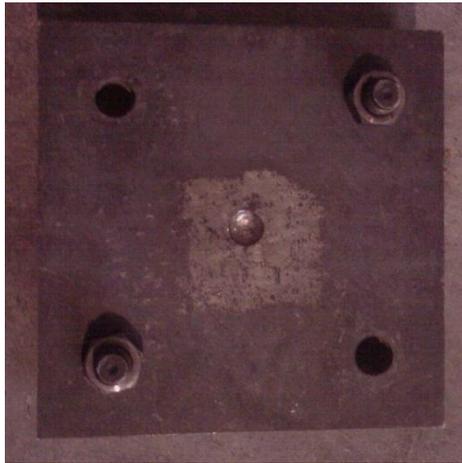


Figura 4.14 Chapa con hendidura circular para el alojamiento de la esfera metálica de contacto para la introducción de carga en la unión

Con la configuración de marco que se muestra en la Figura 4.9, comenzó a desarrollarse el plan de ensayos. Y ya el primer ensayo de calibración del banco mostró claramente que algo no funcionaba correctamente, ya que se observó un fallo de la unión inesperado por inestabilidad fuera del plano de la misma (Figura 4.15):



Figura 4.15 Fallo fuera del plano de la unión registrado en el primer ensayo de calibración del banco de ensayos

El problema se atajó con una acción conjunta de refuerzo de la posición vertical del actuador (Fig. 4.17) y de atado fuera del plano del extremo libre del cordón (Fig. 4.18). De esta manera, la configuración definitiva del banco de ensayos fue la que se observa en la Figura 4.16:



Figura 4.16 Configuración definitiva del banco de ensayos

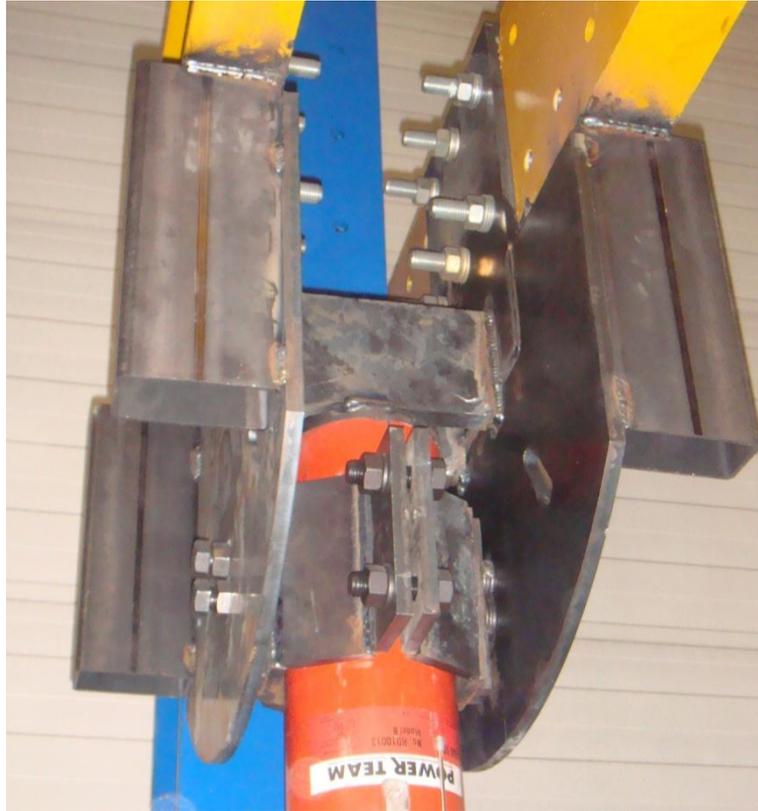


Figura 4.17 Detalle del refuerzo del actuador en el banco de ensayos

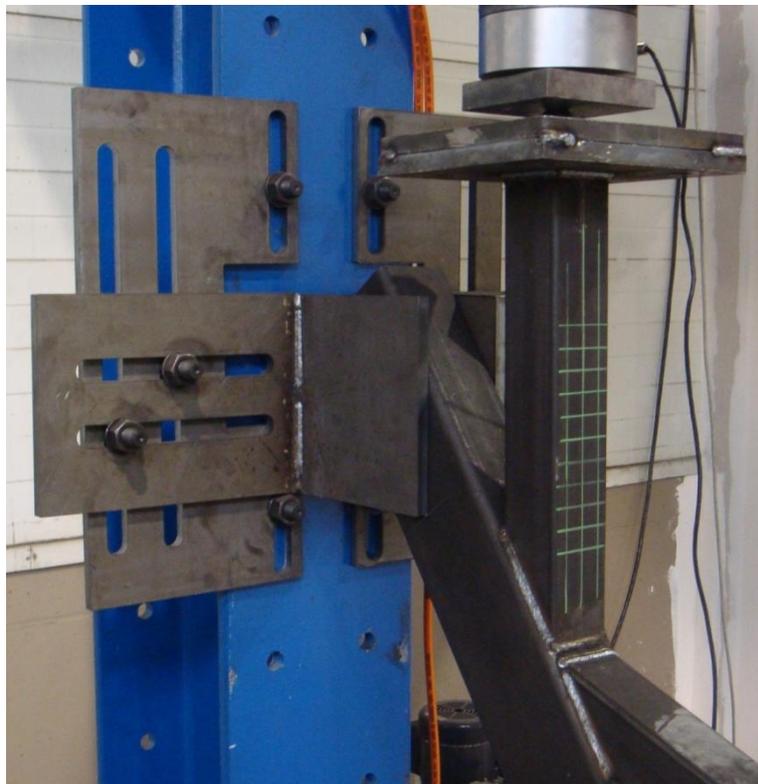


Figura 4.18 Detalle del dispositivo de guiado del extremo libre del cordón

4.3. Material ensayado

La finalidad de los ensayos es la de validar y ajustar, en su caso, el modelo de elementos finitos que permita la modelización de los nudos a estudiar así como su extensión a otras situaciones asimilables sin necesidad de llevar a cabo adicionales ensayos que siempre resultan costosos.

Las limitaciones operativas y económicas obligan a reducir el número de ensayos, de manera que hay que plantear un programa de ensayos que sea representativo de los casos más habitualmente encontrados en la práctica normal de la ingeniería. A la vez, dicho programa experimental debe permitir controlar el efecto de los distintos parámetros que pueden influir en la capacidad resistente y en el comportamiento del tipo de uniones que nos ocupa.

En el caso de las celosías resueltas con perfiles tubulares, como ya se ha comentado en el capítulo 1, la situación más habitual, por representar la solución más económica, es la de celosías tipo Warren con perfiles RHS (perfiles huecos de sección cuadrada o rectangular).

Si además, esa celosía pretende ser galvanizada en caliente, hay que tener en cuenta que el volumen, fundamentalmente la altura, de la cuba de zinc fundido limitará las dimensiones máximas (longitud y canto) de la estructura a galvanizar.

En lo que respecta a la longitud, no hay mayor problema, ya que se puede plantear la celosía, por muy larga que sea, en tramos que, tras la galvanización, vayan a ser ensamblados en prolongación por medio de uniones atornilladas.

Sin embargo, el canto de la celosía sí puede resultar problemático, ya que no es habitual cortar la celosía por la mitad en sentido longitudinal para después ensamblarla antes de su puesta en obra.

Así pues, los expertos de la EGGA, fijaron el canto máximo de la celosía a galvanizar en 2,5m aproximadamente, lo cual, teniendo en cuenta que, frecuentemente, el ratio canto/luz de las celosías es de 1/15 (Iglesias, Chica, & Alonso, 2004), lleva a la conclusión de que las celosías más largas que pueden ser galvanizadas por inmersión en caliente, presentarán una luz de unos 35 metros (por supuesto, galvanizada por tramos).

Una situación no extrema, mucho más habitual, podría ser la celosía de 25 metros de luz, con un canto de 1,67 metros. Según ICT (Alonso, Iglesias, & Husillos, 2005), para una celosía de este tipo, utilizada como parte de la estructura de un edificio industrial, los cordones se resolverían con perfiles RHS 160x100x6 (el superior) y RHS 100x100x5 (el inferior), y las barras de relleno con perfiles RHS 70x70x3 y RHS 60x60x3.

De esta manera, y pensando además en el modo de fallo que se pretende forzar en las uniones en K ensayadas (fallo de la barra de relleno), un programa de ensayos como el mostrado en apartados precedentes, resulta absolutamente representativo de la realidad del ingeniero estructural en los diseños que debe abordar día a día.

4.3.1. Selección entre perfiles acabados en caliente o conformados en frío

De acuerdo al proceso de fabricación de los perfiles tubulares (circulares, rectangulares o cuadrados) pueden diferenciarse tres tipos de tubos:

- Los conformados en frío: están regulados por la norma EN 10219 (AENOR, 2007) y su conformado principal se efectúa a temperatura ambiente.
- Los conformados en caliente: están regulados por la norma EN 10210 (AENOR, 2007) y su conformado principal se efectúa a temperatura elevada.
- Los perfiles acabados en caliente: son perfiles inicialmente conformados en frío a los que se les proporciona un tratamiento térmico posterior que les confiere un estado metalúrgico equivalente al de los perfiles huecos conformados en caliente. Están regulados por la misma norma que estos últimos, la EN 10210 (AENOR, 2007).

Dado que los perfiles conformados en caliente y los acabados en caliente presentan características muy similares y que incluso, se fabrican bajo la misma norma de producto, de aquí en adelante, no se hará distinción entre ellos, haciendo referencia siempre a perfiles acabados en caliente.

Los criterios de análisis comparativo entre perfiles conformados en frío y acabados en caliente han sido resumidos por ICT, y se enumerarán a continuación, con una breve explicación para cada uno de ellos (ICT, 2008).

El proceso de fabricación por conformado en caliente se desarrolla a temperaturas de los semielaborados de acero, entre 1250°C y 800°C. A estas temperaturas la ductilidad del acero se ve incrementada notablemente, lo que permite la fabricación con:

- Mayores espesores de pared para las mismas dimensiones exteriores.
- Radios de esquina (en perfiles rectangulares o cuadrados) más reducidos, lo que provoca un ligero aumento de la sección transversal, casi insignificante.

A pesar de esto, las operaciones de laminado y estirado en caliente del tubo madre, son operaciones que proporcionan una menor homogeneidad del espesor de la pared que la conseguida en la bobina a partir de la cual se hace el tubo conformado en frío. Esto implica que los rangos de tolerancia para los espesores de pared serán más amplios y menos exigentes.

De hecho, el control de la geometría, no sólo es peor en el caso del espesor de pared, sino también en el resto de tolerancias dimensionales de la sección transversal.

El espesor de la pared es uno de los parámetros fundamentales en la representación del comportamiento de las uniones entre perfiles tubulares, por lo que resulta fundamental controlarlo de manera precisa. Otros parámetros geométricos, como la relación anchura-

espesor del perfil que actúa como cordón ($\gamma = b_0/2t_0$) y la relación de anchuras entre las barras de relleno y el cordón ($\beta = \frac{b_1+b_2}{2b_0}$) tienen una influencia, asimismo, importantísima.

Así pues, es interesante poder contar con un ajuste dimensional más o menos preciso a las medidas nominales, ya que esto puede facilitar el trabajo de comprobación de los diferentes parámetros dimensionales.

En el caso de los perfiles tubulares acabados en caliente, al presentar tolerancias más amplias, esta labor resultaría más determinante y habría que abordarla con mayor detenimiento, controlando más puntos a lo largo de la sección transversal. Un caso claro de esto se encuentra en los radios de esquina de las secciones cuadradas y rectangulares. Para los perfiles conformados en frío, si el espesor de pared es menor que 6 mm, el radio puede oscilar entre 1,6 y 2,4 veces dicho espesor; sin embargo, para los tubos acabados en caliente, la norma sólo propone un valor máximo para el radio de 3 veces el espesor del perfil.

Por otra parte, los valores estáticos de la sección, al depender de las dimensiones de la misma, también se ven influenciados por las mayores o menores tolerancias de fabricación.

En conclusión, si lo deseable es utilizar las dimensiones nominales en posteriores análisis, lo más interesante es el uso de perfiles conformados en frío, de acuerdo al criterio geométrico. Las diferencias no van a ser demasiado grandes, pero en cualquier caso, parece recomendable el uso de estos perfiles con dimensiones reales más cercanas a las nominales.

La gama de aceros que puede utilizarse en aceros no aleados es la misma tanto para perfiles acabados en frío como en caliente. La única diferencia aparece en aceros especiales aleados de grano fino designados con la letra M para indicar un material base obtenido por laminado termomecánico, que no pueden ser conformados en caliente. En el caso de los ensayos presentados en esta Tesis Doctoral, se utilizarán, mayoritariamente, perfiles de acero S275J0H (en un nudo se empleará el acero S355J2H). Su selección obedece a criterios del propio mercado comercial: habitualmente, los perfiles tubulares de espesor inferior a 8 mm, se comercializan en calidad S275J0H, mientras que los de espesor superior o igual a 8 mm, se encuentran en calidad S355J2H.

La soldabilidad del S275J0H es ligeramente mejor en los perfiles conformados en frío que en los perfiles acabados en caliente. Esta característica de soldabilidad se obtiene a partir de la composición química del acero, mediante el Valor de Carbono Equivalente (CEV). El carbono equivalente se determina utilizando la fórmula siguiente, recomendada por el Instituto Internacional de Soldadura-IIW.

$$CEV = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+Mo+V}{5} + \frac{Ni+Cu}{15} \quad [23]$$

donde cada uno de los símbolos de elementos químicos representa la concentración del mismo en el acero.

Para los perfiles conformados en frío, el CEV máximo consignado en la norma es de 0,40% para el S275J0H. Sin embargo, para los perfiles acabados en caliente ese valores de 0,41% en el caso

de 4 mm de espesor. Dado que 0,40% de CEV es el límite superior para el que se asume que no aparecerán grietas tras el soldeo en espesores menores de 16 mm, se puede asegurar que, en los perfiles conformados en frío fabricados bajo la norma UNE-EN 10219 no surgirán problemas en el soldeo. Sin embargo, aunque la diferencia es mínima, estrictamente hablando, esta circunstancia no está tan clara en los perfiles acabados en caliente.

En el caso del S355J2H, el valor máximo del CEV que permiten las normas, son, en ambos casos, de 0,45%, de manera que, independientemente del tipo de perfiles empleados, habría que tomar precauciones en el soldeo para evitar problemas por la aparición de grietas.

En cuanto a las características mecánicas del acero, los valores exigidos en la normativa son idénticos para el acero conformado en frío o acabado en caliente. Estos son, para los aceros seleccionados, S275J0H y S355J2H, los de la tabla 4.2.

<i>Designación simbólica</i>	<i>Designación numérica</i>	f_{ymin}	f_{umin}	<i>Alargamiento mínimo A</i>	<i>Resiliencia</i>
S275J0H	1.0149	275 MPa	410-560 Mpa	20%	27 J a 0°C
S355J2H	1.0576	355 Mpa	470-630 MPa	20%	27 J a -20°C

Tabla 4.2 Características mecánicas nominales de los aceros empleados en los ensayos

Un aspecto tecnológico interesante a tener en cuenta es que el conformado en frío de los perfiles tubulares proporciona un incremento del límite elástico del acero base debido al endurecimiento por deformación. En el monográfico comparativo de ICT (ICT, 2008) se recogen los resultados obtenidos en los ensayos de tracción sobre una muestra de 110 probetas tomadas de perfiles tubulares RHS conformados en frío a partir de acero base (bobina) S275J0H de los que se obtuvo el límite elástico convencional mediante ensayos de tracción. El valor medio de esos 110 ensayos es de 396MPa, con una desviación típica de 33,5 MPa. Como puede comprobarse, rebasa notablemente los 275 MPa nominales.

El Eurocódigo experimental ENV 1993-1-1:1992 (CEN, 1992) recogía reglas, recomendadas por el CIDECT en sus guías de diseño (Rondal, Würker, Dutta, Wardenier, & Yeomans, 1996), para tener en cuenta el endurecimiento por deformación. Esas reglas no se incluyen en la norma final EN 1993-1-1:2005 debido a que la norma de perfiles tubulares conformados en frío EN 10219 sólo contempla la toma de muestras en el producto terminado y no en el material base. Esto implica que se podría utilizar un acero de calidad inferior y obtener S275 aprovechando el endurecimiento por deformación.

Para contrarrestar esta situación, los fabricantes españoles incorporaron una autorregulación adicional en el reglamento particular de concesión de la marca AENOR de producto certificado para sus productos, que consiste en la realización de ensayos de las características mecánicas sobre el material base antes del conformado. Con esto, a aquellos perfiles licenciarios de la marca de AENOR, se les puede aplicar las fórmulas de incremento del límite elástico por deformación causado por el conformado en frío.

El límite elástico medio del acero después de la conformación en frío, f_{ya} , puede obtenerse mediante la expresión:

$$f_{ya} = f_{yb} + \left(\frac{knt^2}{A} \right) (f_u - f_{yb}) \quad [24]$$

donde:

- f_{yb} y f_u son el límite elástico especificado y la resistencia última a tracción del material base (N/mm²).
- t es el espesor de la pieza (mm)
- A es el área bruta del perfil (mm²)
- k coeficiente igual a 7 para perfiles conformados en frío
- n es el número de doblados a 90° en la sección con un radio interno $<5t$. En los perfiles empleados en los ensayos, n será igual a 4.

Además, se impone la limitación de que f_{ya} no debe ser mayor que f_u ó $1,2 \cdot f_{yb}$.

Debe tenerse en cuenta que el material base son las bobinas de acero laminadas en caliente de las que se parte para la fabricación de los perfiles tubulares mediante conformado en frío.

El resultado directo del uso de este incremento de límite elástico, es la posibilidad de utilización de la curva de pandeo 'b' del Eurocódigo 3 en el caso de que se tome f_{yb} para el cálculo, o bien la curva de pandeo 'c', más conservadora, si se toma f_{ya} . En la Figura 4.19 se presentan las curvas de pandeo mencionadas, definidas a través del coeficiente χ , según las fórmulas presentadas al margen de la gráfica.

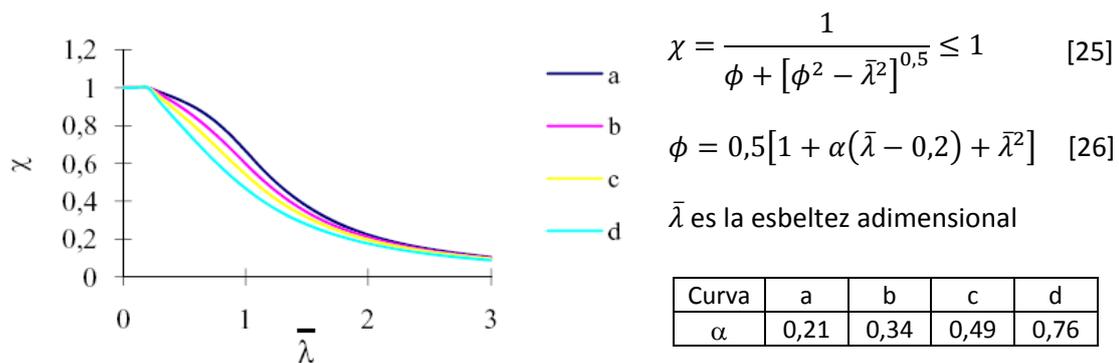


Figura 4.19 Curvas de pandeo del Eurocódigo experimental ENV

Además, la garantía sobre el límite elástico de los perfiles tubulares conformados en frío garantizados por AENOR, establece una consecuencia adicional de carácter práctico, que es la posibilidad de utilizar un factor reductor de la resistencia $\gamma_{M1} = 1,00$.

De acuerdo a las explicaciones enumeradas anteriormente y teniendo en cuenta, principalmente, el uso más extendido de los perfiles conformados en frío (y que las plantas españolas fabrican únicamente este tipo de perfiles), se ha elegido esta opción como la más adecuada para llevar a cabo los ensayos.

4.3.2. *Decisión de galvanización o no de los nudos a ensayar*

Otro aspecto bajo consideración es la necesidad o no de ensayar los nudos previamente galvanizados. En principio, el proceso de galvanizado no debería influir en la capacidad resistente de las uniones en K entre perfiles tubulares (Calleja, Landa, Landa, Iglesias, & A., 2006). No obstante, el hecho de introducir una estructura metálica (además, compuesta por perfiles estructurales conformados en frío) en un medio de zinc fundido a una temperatura cercana a los 400°C, podría ayudar a liberar – parte de – las tensiones residuales (Maass, 2011), tanto de los elementos individuales, inducidas por su propio proceso de fabricación, como del conjunto, consecuencia de las operaciones de soldeo entre los diferentes elementos.

Por ello, se estima que el proceso (controlado) de la galvanización de una celosía compuesta por perfiles tubulares, sería, en caso de afectar al comportamiento de la unión, beneficioso. Por supuesto, la introducción y extracción de la estructura en la cuba de zinc debe estar perfectamente controlada para evitar posibles distorsiones y deformaciones permanentes en la estructura derivadas de la gran diferencia de temperaturas entre la zona sumergida y la zona que está fuera del baño.

Para poder constatar si la galvanización en caliente de la celosía influye de algún modo en la capacidad resistente de la unión, se previó, tras completar el programa de ensayos presentado al comienzo de este capítulo, la realización de algún ensayo adicional. Dichos ensayos comprenden la fabricación de varias parejas de nudos, de forma que las uniones de la pareja sean idénticas entre sí, con la única diferencia de que una de ellas se ensayará sin galvanizar y la otra, galvanizada.

4.3.3. *Preparación de los nudos*

Para obtener datos de los ensayos que sean fidedignos respecto al comportamiento de las uniones en servicio y comparables entre sí, se definió un protocolo para los ensayos que controlara cada una de las fases necesarias para, partiendo de los perfiles tubulares recibidos en taller, llevar el nudo al banco de ensayos siempre en las mismas condiciones.

Hay que tener en cuenta que cada desviación en la fase de corte, preparación de extremos y soldeo de los diferentes elementos que componen las uniones a testear, pueden producir excentricidades y desviaciones no controladas que introduzcan momentos secundarios de mayor o menor magnitud en el nudo, disminuyendo su resistencia con respecto a la situación ideal supuesta, tanto en el cálculo simplificado como en el modelo de elementos finitos.

Asimismo, una mala alineación del nudo en el banco, o una rigidez insuficiente de los propios elementos del banco pueden multiplicar los efectos distorsionadores del resultado.

Así pues, a la hora de montar cada uno de los nudos en el banco, se siguen siempre las siguientes etapas:

- 1º) La primera operación consiste en la selección de material: se inspeccionan parámetros como las dimensiones exteriores de la sección transversal de los perfiles, el espesor y la longitud de los mismos y se realiza una inspección visual general de la superficie exterior para desechar posibles defectos superficiales detectables a simple vista.
- 2º) Posteriormente, se toma el perfil que va a actuar como cordón en el nudo y se le suelda una placa de anclaje en el extremo del trozo que va a estar sometido a compresión. (Figura 4.20). Dicha placa de anclaje será el nexo de unión de este extremo del cordón al banco de ensayos, la unión se materializa mediante cuatro tornillos de 30 mm de diámetro



Figura 4.20 Soldeo de la placa de anclaje al extremo comprimido del cordón

- 3º) A continuación, se sueldan los perfiles que actuarán como barras de relleno a otras placas de anclaje (Figura 4.21). Previo a la soldadura, se realiza un posicionamiento de los perfiles en el plano de la unión a ensayar, para asegurar la correcta situación y ángulo entre los distintos elementos del nudo en K una vez terminado.



Figura 4.21 Soldeo de la placa de anclaje a la barra de relleno a tracción

- 4º) El siguiente paso consiste en colocar el cordón en el banco de ensayos tal y como se muestra en la Figura 4.22.



Figura 4.22 Colocación del cordón en el banco de ensayos

- 5º) Se realiza un pre-ajuste del cordón mediante los elementos de guiado del extremo libre del cordón. La libertad de movimiento de este extremo debe quedar limitada al plano de la estructura que forma el propio nudo (Figura 4.23).

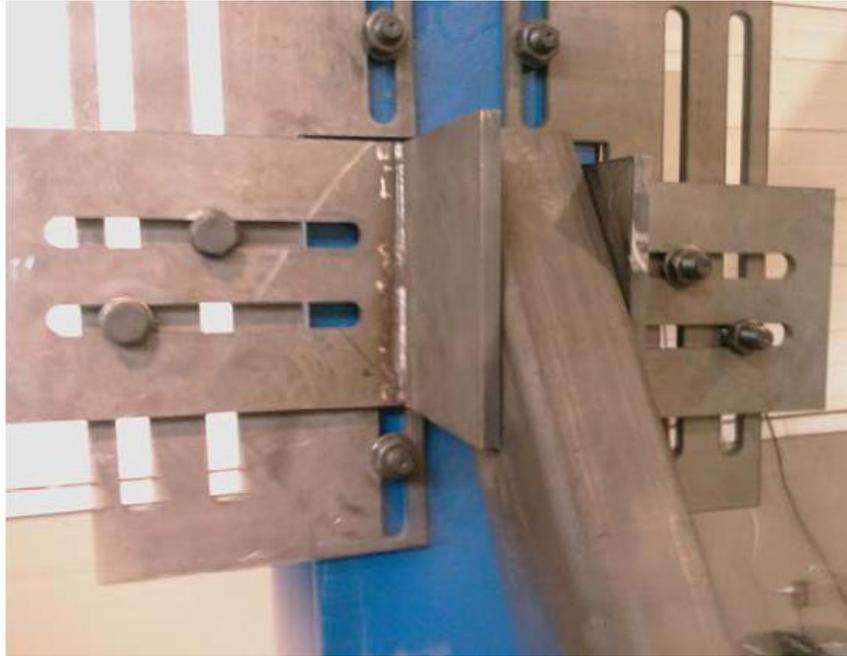


Figura 4.23 Ajuste del extremo libre del cordón

- 6º) Una vez colocado el cordón, se procede al atornillado en el banco de la barra de relleno a tracción (Figura 4.24).



Figura 4.24 Barra de relleno a tracción lista para ser atornillada al banco de ensayos

- 7º) Tras esto, se realiza un punteado de ambas barras de relleno al cordón, posicionando la barra de relleno a compresión en el mismo eje de la célula de carga (Figura 4.25).



Figura 4.25 Punteado de las barras de relleno para conformar la estructura del nudo en K

- 8º) Una vez que el nudo se encuentra montado y en posición, se baja el émbolo del actuador para centrar la barra de relleno a compresión. Una vez hecho esto se realiza una inspección de los ángulos que forman cada una de las barras del nudo en K con respecto al cordón con la ayuda de un goniómetro. Además, se revisa la inclinación de cada uno de los elementos mediante el empleo de un nivel digital (Figura 4.26).



Figura 4.26 Alineación barra de relleno a compresión – célula de carga

- 9º) Una vez corroborado que todo está bien, se procede al soldeo definitivo de las diagonales conformando la estructura completa del nudo en K y se vuelve a realizar una comprobación de posicionamiento de los elementos que conforman la unión.
- 10º) Seguidamente se realiza el montaje de la pieza de aplicación de carga con el sistema de transmisión de la misma para su posterior alineado con el conjunto. Esta pieza presenta una concavidad donde se alojará una esfera que asegure que la unión célula de carga – barra de relleno a compresión se realice mediante una articulación (Figura 4.27), evitando la introducción de momentos en la unión (al menos, por esta vía).

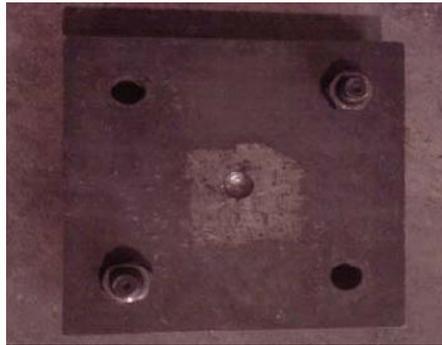


Figura 4.27 Pieza de aplicación de carga

- 11º) Si todo está correcto, se realizan las últimas soldaduras (placa de introducción de carga – barra de relleno a compresión) y se da por terminado el proceso de preparación del ensayo quedando a punto para llevarlo a cabo (Figura 4.28).



Figura 4.28 Configuración final del nudo en el banco de ensayos

Con el objetivo de asegurar que la posición final del nudo en el marco era correcta y de poder evaluar si la eventual desviación de alguno de los resultados obtenidos en los ensayos con respecto a lo que predecía la simulación podía deberse a alguna incidencia en alguna de las fases de colocación del nudo, durante el procedimiento descrito anteriormente, se iba rellenando una ficha de control, como la que se muestra en la tabla siguiente (Tabla 4.3): en este caso, se trata de los datos del ensayo nº62 correspondiente al conjunto KGP14:

SEGUIMIENTO DEL ENSAYO DE NUDOS N (KGP14)			
Ensayo Nº: 62	Realiza: Jorge (21-03-2011)		
			Estado
Longitudes Barras			
	Codon Comp		
	Brazo Comp	498 mm	
	Brazo Trac	496 mm	
Dimensiones Perfil			
	Codon Comp		ok
	Brazo Comp		ok
	Brazo Trac		ok
Espacio entre Brazos		16 mm	
Angulos			
	Cordon-B.comp	90°	
	Cordon-B.Trac	35°	
	B.Trac-B.Comp	55°	
Posición agujero			ok
Dimensión Agujero			ok
Centrado Pieza			ok
Creación y progresión Defect.			ok
Func. Articulaciones			ok
Func. Sistema Bola			ok
Func. Sujeción c.c.			ok
Flexión f.d.p.			ok
Torsión			ok
	Preliminar	Carga máxima	Terminado
Angulo base sujecion	88,2°	88,1°	
Angulo Cilindro Plano Flexión	89,6°	89,9°	
Angulo Cilindro Plano Perpend.	89,7°	89,7°	
Angulo Brazo Compresión PF	88,6°	88,3°	
Angulo Brazo Compresión FPF	88,0°	87,7°	

Tabla 4.3 Ficha de control del proceso de colocación del nudo en el marco

Dentro de estas etapas de preparación de los nudos, se ha excluido la operación previa, llevada a cabo en la recepción del material en taller, consistente en el corte de cada una de las barras a la longitud requerida: dicha operación consiste en identificar cuál va a ser el papel de cada uno de los perfiles en el nudo (cordón o barra de relleno) para cortarlo a una longitud y con un ángulo de corte determinados. Para que los ensayos sean representativos del comportamiento del nudo en servicio (integrado en una estructura en celosía con un canto y luz determinados), se ha estimado que la longitud para los elementos que actúen como cordón sea de 1 metro y la de los elementos que actúen como barras de relleno, de 0,5 metros (Eastwood, Osgerby, Wood, & Mee, 1970).

Además, hay que tener en cuenta que para el correcto soldeo de las barras de relleno al cordón, uno de los extremos de las primeras, debe ser realizado en inglete, con un ángulo tal que, una vez soldada al cordón, la unión entre ambos elementos se corresponda con lo definido en el programa de ensayos (ver figura 4.29).

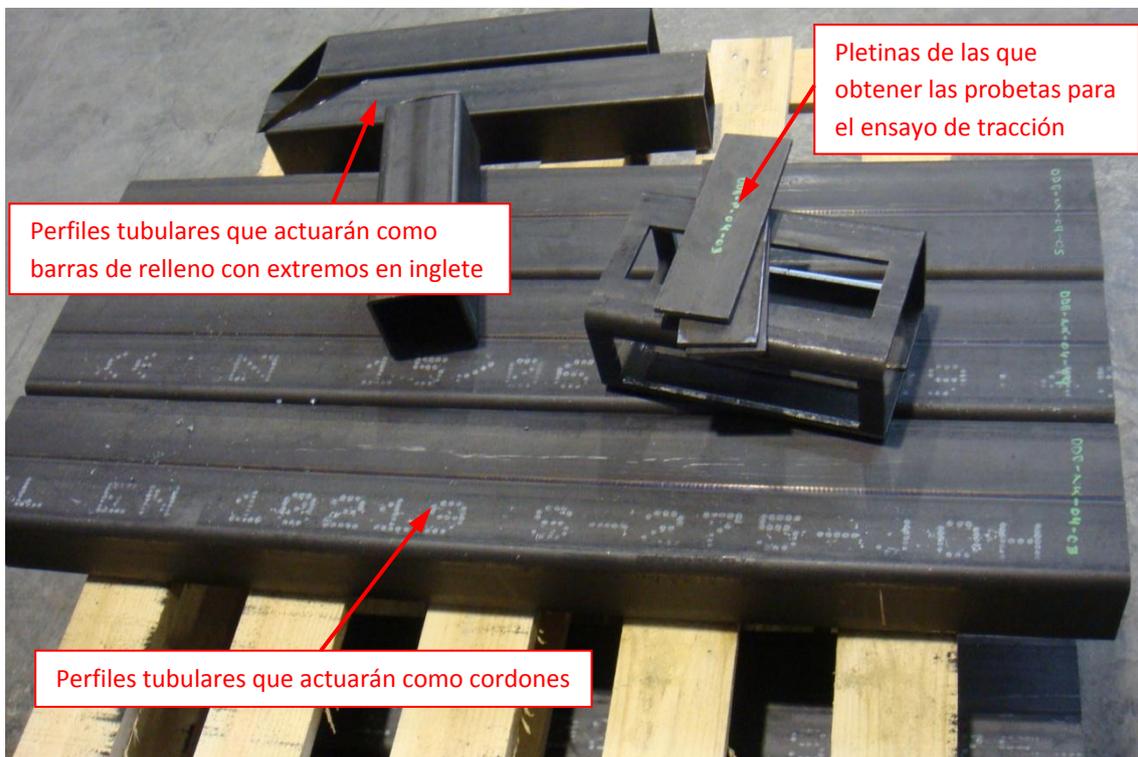


Figura 4.29 Perfiles tubulares cortados para ser acoplados en el nudo en K y probetas para el ensayo de tracción

Además, de cada perfil tubular recibido en taller, hay que retirar un tramo de 20 centímetros del que, posteriormente, se extraerá una (o varias) pletina(s) que serán la base para las probetas utilizadas en la realización del ensayo de tracción que determine el límite elástico, tensión de rotura y alargamiento del material.

Los trabajos de corte, preparación de extremos, soldeo y colocación de los nudos en el banco fueron realizados por el taller de estructura metálica participante en el proyecto, IDEAS EN METAL, S.A.

Los perfiles tubulares empleados en todos los ensayos fueron suministrados por la empresa, fabricante de tubos y colaboradora en el proyecto, CONDESA Fabril, S.A.

4.3.4. Obtención de las propiedades del material

Para obtener los valores reales de las propiedades del acero a temperatura ambiente, más allá de los nominales o los obtenidos con las fórmulas que incrementan el límite elástico para los perfiles conformados en frío, es necesario realizar ensayos de tracción.

Para caracterizar el material en el modelo de elementos finitos, se realizaron múltiples ensayos de tracción siguiendo la norma UNE-EN ISO6892-1 (sustituta de la tradicional UNE-EN 10002-1) para ensayos a temperatura ambiente en materiales metálicos(AENOR, 2010).

En un primer momento, se extrajeron pletinas (para la posterior obtención de probetas) de las tres caras de varios perfiles tubulares (obviando la cara que presenta el cordón de soldadura longitudinal) para conocer su comportamiento mecánico y para evaluar si las características del acero se mantenían similares en todas ellas. A la vista de los resultados, positivos, y viendo que resultaba indiferente estudiar las propiedades del acero en una u otra cara (con la salvedad ya mencionada de la que presenta el cordón de soldadura), tras una primera tanda, se decidió extraer una única probeta por cada perfil participante en los ensayos.

Las probetas siguen las directrices marcadas por la norma UNE-EN ISO6892-1 (AENOR, 2010)en cuanto a dimensiones, de modo que se ajustan a lo dispuesto en la figura 4.30:

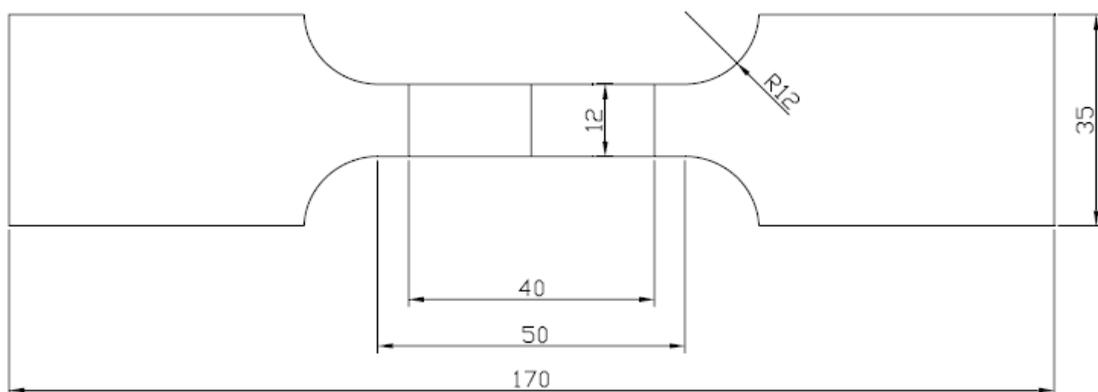


Figura 4.30 Esquema dimensional de probeta para la caracterización del material

Se ha seleccionado una curva de transición entre la longitud paralela y los topos de fijación de 12 mm de radio, que es la mínima que establece la norma para las muestras de ensayo prismáticas. Este mismo valor es el buscado en el ancho de la longitud paralela de la probeta. Esto cumple la recomendación de la norma en cuanto a la relación anchura/espesor, que se

fija en un máximo de 8:1. En los casos presentados en la presente Tesis Doctoral, con anchura 12 mm y espesores entre 3 mm y 8 mm las relaciones varían entre 4:1 y 1,5:1.

La longitud paralela de la muestra de ensayo mecanizada L_c , debe cumplir:

$$L_c \geq L_0 + 1,5\sqrt{S_0} \quad [27]$$

donde:

- L_0 es la longitud de calibración inicial
- S_0 es la sección transversal inicial

La longitud de calibración inicial se ha calculado mediante la fórmula para muestras de ensayo proporcionales, de modo que se relaciona con el área de la longitud transversal inicial mediante la ecuación:

$$L_0 = k\sqrt{S_0} \quad [28]$$

donde k es igual a 11,3 ó 5,65. De este modo, eligiendo el segundo de los valores y aplicando el redondeo correspondiente, se adopta una longitud de calibración inicial de 40 mm. Con este valor, y de acuerdo a la ecuación de la longitud paralela, se adopta el valor mínimo, redondeado de 50 mm para L_c .

La longitud y ancho de los topes de fijación se han seleccionado convenientemente para asegurar el correcto agarre de las mordazas de la máquina, dando una longitud total de la probeta de 170 mm. En algunos casos, para realizar un mayor aprovechamiento de material y poder utilizar algunas de las máquinas disponibles más fácilmente, se redujo esta longitud a 140 mm, siendo suficiente esta medida para las mordazas utilizadas.

En lo que respecta a las muestras para la caracterización del material, la primera fase de su proceso de fabricación es el corte del tubo y la obtención de pletinas de 170x35 mm de la cara correspondiente. Esta operación se realizó en la empresa IDEAS EN METAL, S.A. mediante sus máquinas de corte láser. Las mismas máquinas se usaron para, posteriormente, mecanizar dichas pletinas obteniendo la geometría final de las probetas, según se recoge en la figura 4.30.

El último paso es el limado final de las rebabas y el pulido de la probeta, tras lo cual, se obtiene un elemento como el presentado en la figura 4.31.

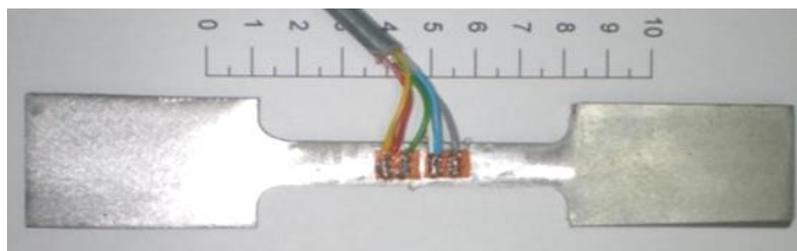


Figura 4.31 Probeta del material para ensayo de tracción

Los ensayos de tracción (96 en total) se efectuaron con una máquina MTS universal de 100 kN de carga máxima, presente en el laboratorio de Resistencia de Materiales del Departamento de Construcción e Ingeniería de Fabricación de la Universidad de Oviedo. En los ensayos se utilizó un extensómetro para obtener de modo indirecto la deformación unitaria. Durante el ensayo se transmite una señal al sistema de adquisición de datos de la máquina, el cual proporciona un archivo conjunto con los valores del esfuerzo, el desplazamiento y el tiempo.

En la figura siguiente (Figura 4.32) puede observarse la disposición de la probeta en la máquina de ensayo justo antes de llevarlo a cabo:



Figura 4.32 Detalle del ensayo de tracción

El software utilizado es denominado “Function Generator”, que permite la introducción de diferentes funciones de carga (ver la ventana correspondiente en la Figura4.33). Otra de las funcionalidades básicas, aparte de la introducción de funciones y curvas de carga, permite fijar una posición inicial de los ensayos, marcando también el tiempo que debe tardar el actuador en llegar a dicha posición. Esta función, denominada “Home”, puede ser muy útil en los instantes previos del ensayo, para colocar las mordazas en un lugar predeterminado.

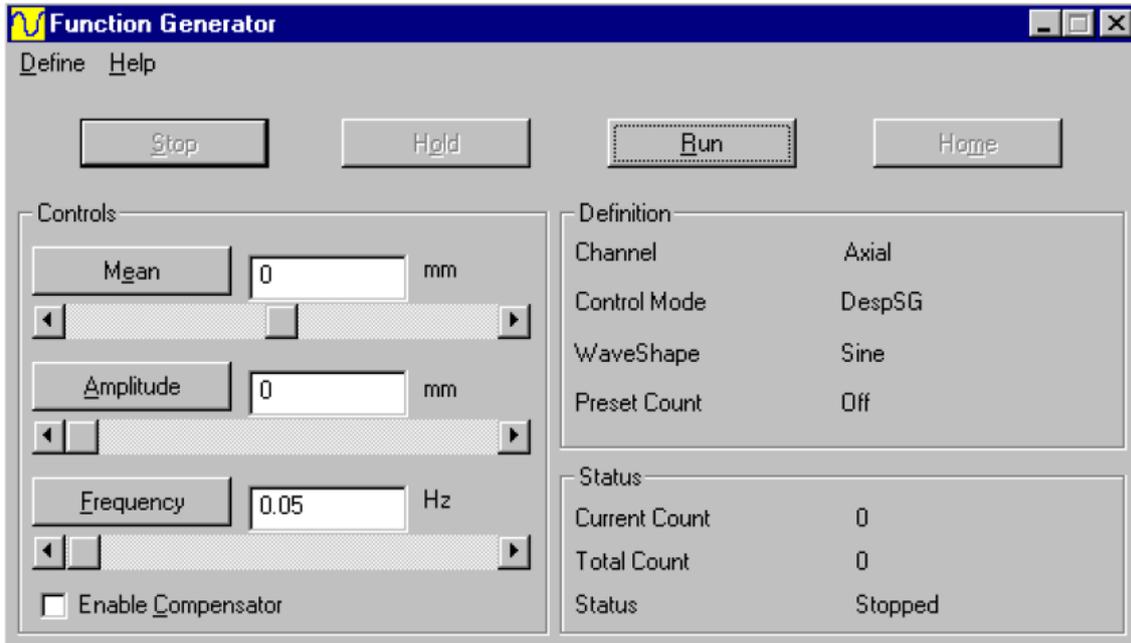


Figura 4.33 Ventana de funcionalidades del “Function Generator”

Sólo existen dos funciones que la máquina utilizada no puede realizar a través del interfaz del ordenador, que son el movimiento del puente superior, para separar las mordazas a otra posición más o menos alejada, y la apertura y cierre de las mordazas. Para esto último existe un pequeño panel independiente.

El puente superior de la máquina, que se desliza a lo largo de las dos guías verticales de la misma, tiene un freno hidráulico que permite una firme fijación cuando se desee iniciar el proceso de carga. Dicho puente ejerce un peso aproximado de 400 N cuando se deja apoyar libremente sobre cualquier muestra o material, pero este valor disminuye ligeramente al cerrar el freno hidráulico después de ser apoyado.

El software de la máquina tiene la posibilidad de obtener gráficos de carga en tiempo real durante el ensayo, lo que permite la visualización inmediata de fenómenos como la plastificación o la llegada a la carga última de las muestras. También se pueden ver los valores numéricos en tiempo real del ensayo en una ventana a tal efecto. Todo esto se hace a través del programa principal de manejo de la máquina denominado “MTS TestStar” (ver figura4.34). Con él se puede elegir tanto ensayos con control de desplazamiento como con control de fuerza. Para la obtención de las fuerzas últimas que soportan las muestras lo más adecuado es realizar un control de desplazamientos, puesto que a partir de la resistencia final de la muestra, la fuerza aplicada no necesita crecer para aumentar el desplazamiento.

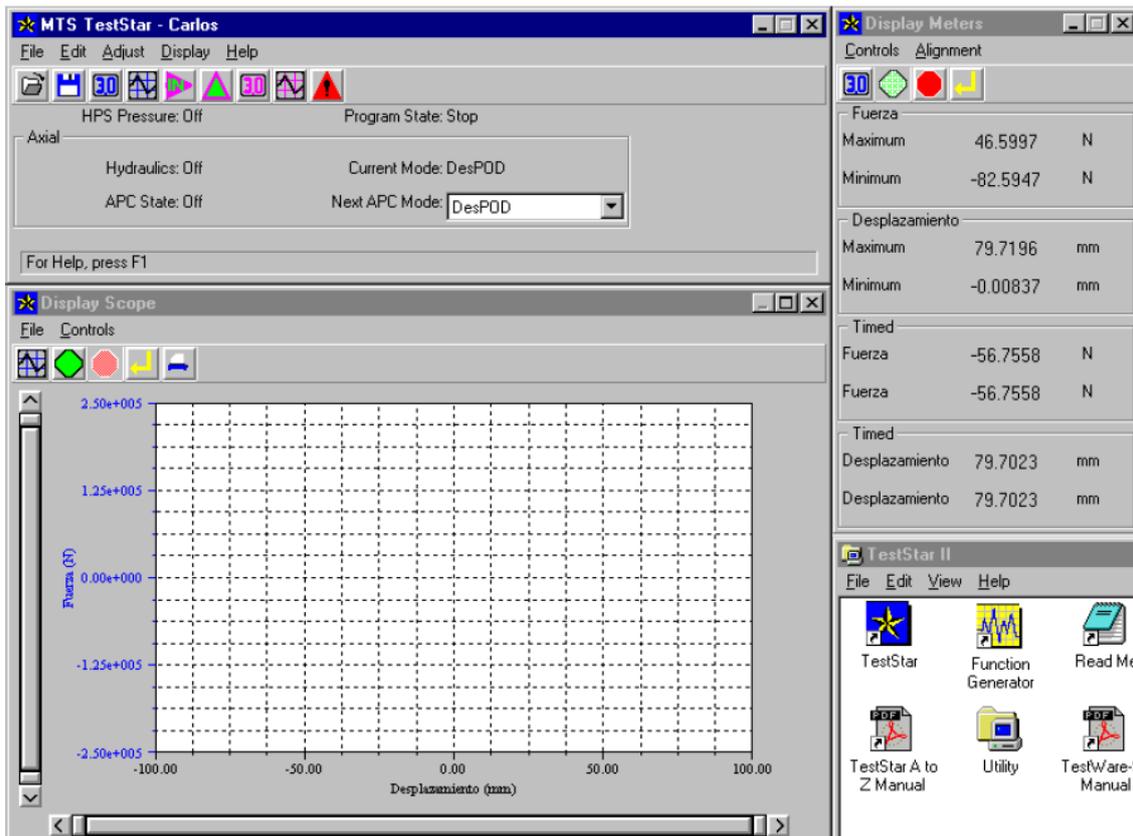


Figura 4.34 Ventana de funcionalidades del MTS TestStar

Para realizar, en concreto, el control de los ensayos con el grabado de los datos a disco, existe un módulo o programa dependiente de "MTS TestStar", denominado "Test Ware" que permite la consiguiente introducción de los valores que definen la rampa de carga, que puede ser definida en modo control de desplazamiento o control de fuerza. Del mismo modo, el valor máximo de la carga o desplazamiento puede ser fijado para que el ensayo termine automáticamente al ser alcanzada esa cifra.

En la figura siguiente (Figura4.35) puede observarse un ejemplo de los datos que se piden para un control de desplazamiento con una rampa de 2 mm/min.

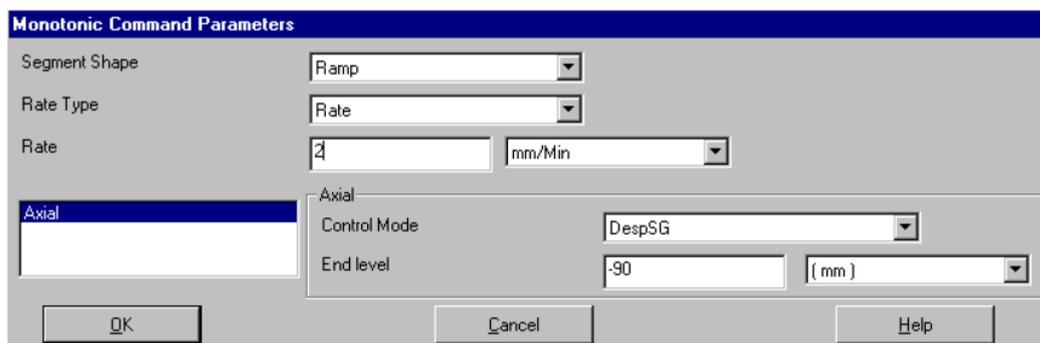


Figura 4.35 Ejemplo de introducción de datos en "Test Ware"

Para la realización de los ensayos se ha elegido un valor de velocidad de 1,5 mm/min. Éste, se ajusta a lo dispuesto en la norma UNE-EN ISO6892-1 (AENOR, 2010) para materiales en los que no se pretende más que obtener la resistencia dúctil inferior R_{eL} . En esos casos, se exige que la tasa de deformación se sitúe entre los $0,00025 \text{ s}^{-1}$ y $0,0025 \text{ s}^{-1}$. En el caso de las probetas marcadas, y para 1,5 mm/min, la tasa de deformación ronda los $0,0005 \text{ s}^{-1}$. Además, este es un valor dentro del rango de tasa de deformación para la obtención de la resistencia de prueba de extensión no proporcional a 0,2% $R_{p0,2}$ o para cualquier otra resistencia de prueba con extensión total, como $R_{t0,5}$.

De los trabajos de López-Colina (López-Colina, 2009), donde se instrumentó una probeta similar a las utilizadas en la presente Tesis Doctoral, con una galga extensométrica bidimensional en dos direcciones ortogonales, se puede afirmar que la simplificación que aproxima el coeficiente de Poisson a 0,3 es válida.

Los resultados que se obtuvieron directamente de la máquina (la misma que se empleó en la presente Tesis Doctoral), se muestran en la figura 4.36. La salida de máquina es directamente el diagrama fuerza-desplazamiento.

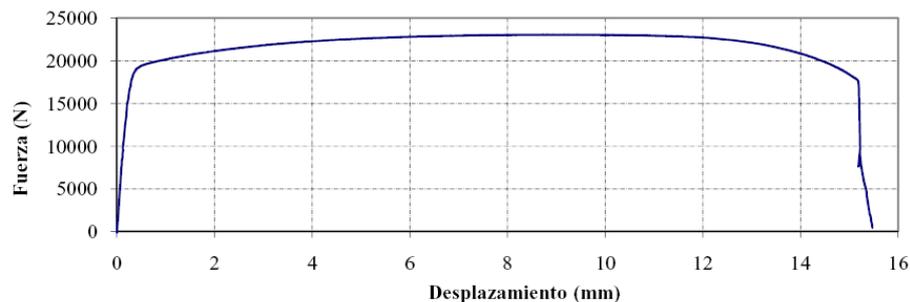


Figura 4.36 Ejemplo de diagrama fuerza-desplazamiento (resultados sobre probeta extraída de un perfil RHS 140x140x4)

A partir de la fuerza F se obtiene la tensión ingenieril, σ_{ing} , dividiéndola entre la sección inicial de la probeta S_0 . La deformación unitaria ingenieril, ε_{ing} , se obtiene dividiendo la deformación medida en el extensómetro por la longitud de calibración del propio extensómetro, que en el caso del utilizado es de 25 mm. Sin embargo, la tensión y deformación reales difieren de estas debido a la reducción de sección y al incremento de longitud de la probeta, que afectan a la tensión y a la deformación respectivamente. Estos valores se han transformado en valores reales a través de la siguiente equivalencia:

$$\sigma_{real} = \sigma_{ing}(1 + \varepsilon_{ing}) \quad [29]$$

$$\varepsilon_{real} = \ln(1 + \varepsilon_{ing}) \quad [30]$$

De este modo puede observarse cómo divergen el diagrama real y el diagrama ingenieril, especialmente para los valores altos de deformación. Un ejemplo de ello puede observarse en las curvas de la figura 4.37.

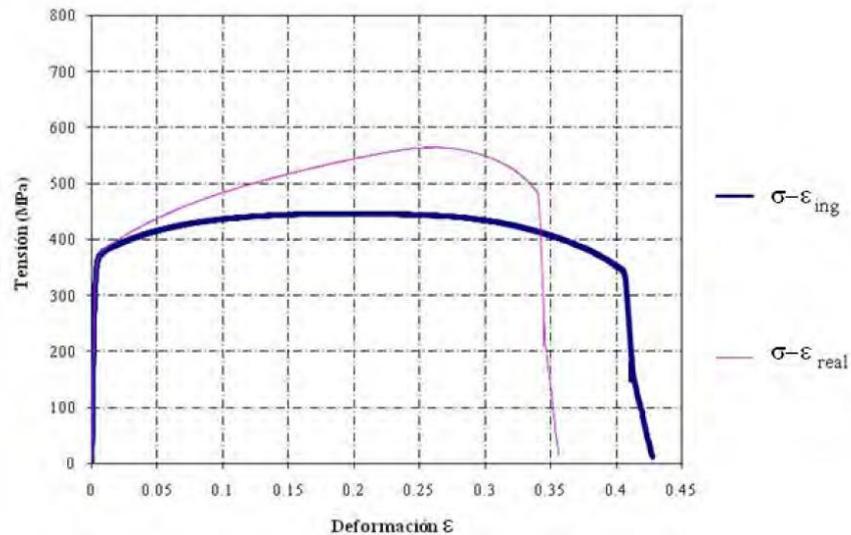


Figura 4.37 Diagramas tensión-deformación (resultados sobre probeta extraída de un perfil RHS 140x140x4)

A partir de las gráficas de tensión-deformación pueden obtenerse los principales valores que caracterizan el acero utilizado. El principal de ellos es el límite elástico. Sin embargo, no existe un consenso absoluto para la elección del valor del límite elástico. En la presente Tesis Doctoral se siguen las indicaciones ampliamente extendidas que utilizan el valor de tensión para una deformación total del 2% como f_y . Por tanto $f_y = R_{t2,0}$.

Otros valores interesantes para la determinación de curvas tensión-deformación son los correspondientes a la tensión para una deformación total del 1% $R_{t1,0}$, y del 5% $R_{t5,0}$. Todos estos valores son muy fáciles de obtener cuando se dispone de los resultados tensión-deformación, ya sean con valores ingenieriles o valores reales.

Uno de los valores más utilizados en la práctica es el de la resistencia de prueba de extensión no proporcional a 0,2% $R_{p0,2}$, es decir, el valor de tensión a la que la extensión (siendo no proporcional) es igual al 0,2% de la longitud de calibración del extensómetro. Se obtiene trazando una paralela a la recta elástica por el valor indicado de deformación. El corte con la curva tensión-deformación proporciona la resistencia deseada. Este valor puede ser tomado en algunos casos como un límite de proporcionalidad, por debajo del cual puede ser válida la simplificación que considera como una recta el diagrama tensión-deformación. Para los ensayos realizados, se ha utilizado un programa en MatLab que realiza los cálculos necesarios cuando se le introducen los valores de tensión y deformación en la correspondiente tabla. Este procedimiento se contrastó en otro trabajo de investigación (López-Colina, 2009), el cual se siguió en la presente Tesis Doctoral para determinar los valores buscados para la modelización. La figura 4.38 es un ejemplo de las gráficas obtenidas de dicho programa, donde se indica la recta paralela a la elástica y el punto de corte que indica el valor de $R_{p0,2}$.

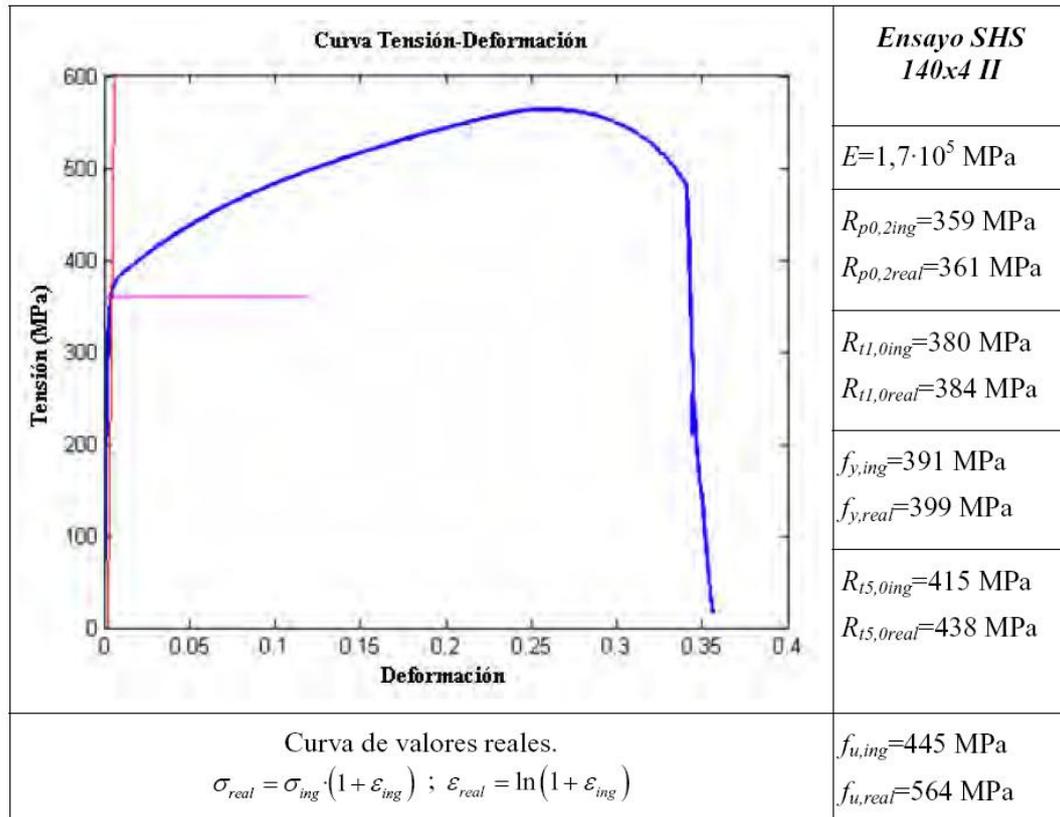


Figura 4.38 Resumen de la obtención de valores para el ensayo ejemplo (resultados sobre probeta extraída de un perfil RHS 140x140x4)

En los ensayos han podido constatarse ciertas diferencias en los valores del acero utilizado que se corresponden con la teoría que indica que el endurecimiento por deformación es menor en los tubos con lados mayores. Por otro lado, se ha comprobado que el módulo de elasticidad obtenido no se corresponde con el que se adopta normalmente para aceros de $2,05 \cdot 10^5$ MPa. Esto es algo que también ha sucedido en estudios anteriores, como los llevados a cabo en Sheffield por Block y Renner. Por ejemplo, Block, obtuvo de los aceros estudiados un valor medio de 166232 MPa para las alas de los perfiles UC que ensayó y una media de 175780 MPa para el alma (Block, 2006). Los valores de Renner confirman esta desviación del estándar, a pesar de que no se encontró explicación a esta diferencia para perfiles laminados en caliente (Renner, 2005).

En el caso de los perfiles conformados en frío, estudios de tiempo atrás, como el de Lems, han venido confirmando que el módulo elástico del acero cambia con ese proceso, sufriendo un descenso considerable (Lems, 1963). En trabajos como el de Morestin, se cuantifica este descenso en hasta un 10%, recuperando ligeramente con el tiempo sin alcanzar en ningún caso los valores iniciales del módulo (Morestin & Boivin, 1996). En la figura 4.39 se presenta un ejemplo del descenso del módulo de Young con la deformación para un acero XC38 extraído del estudio de Morestin. Este grado de acero tiene un contenido de carbono del 0,38%, lo que podría considerarse equivalente al C35E o 1.1181 según EN-10083-1. A pesar de que no es el mismo acero que el S275J0H ensayado, que tiene un porcentaje de Carbono menor del 0,2%, sirve para tener una visión cualitativa de que, efectivamente, dado que tratamos con perfiles

conformados en frío, los valores más bajos del módulo elástico pudieran ser explicados por este motivo.

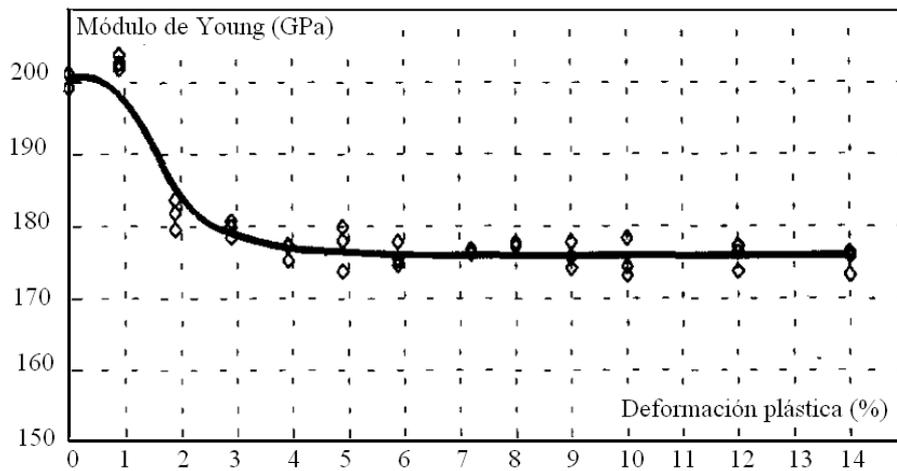


Figura 4.39 Descenso del módulo de Young por deformación en frío para XC38 según Morestin

A continuación se reproducen los valores medios de $R_{p0,2}$ y f_u obtenidos en los ensayos de tracción para perfiles cordón y barras de relleno, dispuestos en forma de tabla (Tabla 4.4). Se indican todos en valores ingenieriles, dado que estos son los presentados en general en toda normativa.

Nudo	Cordón		Barras de relleno	
	$R_{p0,2}$	f_u	$R_{p0,2}$	f_u
KGB01	432	466	395	456
KGB02	440	471	402	461
KGB03	302	390	420	463
KGP04	390	431	461	500
KGP05	385	430	486	523
KGB06	444	498	390	475
KGB07	476	524	378	469
KGP08	379	458	368	446
KGP09	361	432	371	463
KGP10	449	474	391	478
KGP11	399	446	373	473
KGP12	367	448	411	511
KGP13	388	461	371	462
KGP14	400	476	381	459
KGB15	385	429	407	465
KGB16	393	436	431	480

Tabla 4.4 Tabla de resultados de los ensayos de material en valores ingenieriles

Los valores incluidos en estas tablas se obtienen de las gráficas aproximadas correspondientes. Estas gráficas podrán servir posteriormente como aproximación a las propiedades del material cuando se inicie la simulación numérica. Para la obtención de estos

diagramas tensión-deformación, se fijó una deformación última del 20%. En todos los casos ensayados la deformación para la tensión última oscila entre el 18% y el 21%, por lo que se escogió este valor del 20%, dado que es el valor que también presenta como estándar el Eurocódigo 3 parte1-1 (CEN, 1992).

Se utiliza como límite de proporcionalidad para la temperatura ambiente el valor de $R_{p0,2}$, lo cual supone que el límite real estricto para el cual comienza a curvarse la zona elástica sea ligeramente inferior. Sin embargo esta es una regla sencilla que coincide con lo indicado por la normativa europea.

En todos los casos, para la simplificación de las curvas, se han utilizado valores ingenieriles. El paso a valores reales, de ser necesario para la simulación, se efectuaría posteriormente.

Como resumen de los resultados obtenidos de propiedades del material se puede concluir:

- Que el efecto del endurecimiento por deformación es considerable en el caso de los perfiles RHS a temperatura ambiente.
- Que se produce el fenómeno de endurecimiento por deformación de acuerdo a la regla que dice que el incremento de resistencia del material por conformado en frío es menor cuanto mayor sea el tamaño de la sección.

4.4. Procedimiento de ensayo de los nudos K

Los ensayos a llevar a cabo en cualquier proyecto de investigación deben cumplir con dos requisitos fundamentales:

- Reproducir las condiciones de trabajo del elemento estudiado de la manera más fidedigna posible.
- Reproducir, en cada ensayo individual, las mismas condiciones. En el caso de la presente Tesis Doctoral, mantener las mismas condiciones de contorno (o de conexión nudo - banco), el mismo protocolo de montaje del nudo, la mismas variables del ensayo y el mismo sistema de introducción de la carga.

La consecución de ambos requisitos se ha logrado tras un período de pruebas y ajustes atendiendo, tanto a la experiencia atesorada en estudios previos (Yu, 1997), como al análisis de los resultados obtenidos en los primeros tests realizados.

4.4.1. Preparación del ensayo

Como ya se ha comentado en el apartado 4.3.3 de la presente Tesis Doctoral, la preparación del ensayo está íntimamente ligada con la fabricación del nudo a ensayar.

La necesidad de que cada elemento de la unión se posicione de una manera específica con respecto a los elementos del banco de ensayo, además, con un nivel de precisión importante para tratar de evitar la introducción de cualquier tipo de efecto secundario, propiciado

fundamentalmente por desalineaciones y excentricidades, hace que los perfiles que conforman el nudo, hayan de soldarse paulatinamente, según se van colocando en el banco (consultar punto 4.3.3 *Preparación de los nudos*).

Por otro lado, como se acaba de mencionar, es imprescindible que la configuración banco de ensayos - nudo sea tal, que reproduzca de manera fiel el comportamiento en servicio de este tipo de uniones (en K con espaciamento) como parte de un conjunto estructural mayor en celosías tipo Warren.

En el capítulo 2 de la presente Tesis Doctoral ya se hablaba de esto mismo, presentando información detallada contenida ya en numerosos proyectos de investigación de los años 60 y 70, donde se explicaban cuáles se entendía que eran las mejores condiciones de contorno para el estudio de nudos en K individuales (Davie & Giddings, 1971).

Incluso existe un proyecto (Wardenier & de Koning, 1976) dedicado en exclusiva a la comparación entre diferentes bancos de ensayo utilizados para el estudio de uniones entre perfiles tubulares. Esto puede dar idea de la importancia que cobra la definición y el planteamiento de unas condiciones de contorno correctas para después obtener datos fiables del comportamiento de las uniones entre perfiles tubulares en servicio.

Más recientemente, Yu publicó su libro *The static strength of uniplanar and multiplanar connections in Rectangular Hollow Sections* (Yu, 1997), donde recogía las conclusiones de su estudio. Uno de los puntos más importantes de este texto, desde el punto de vista de la preparación de los ensayos realizados en el marco de la presente Tesis Doctoral es el dedicado a la influencia de las condiciones de contorno para uniones en K (punto 9.3.1 *Influence of boundary conditions for K-joints*).

En él, se plantea el estudio de varias alternativas para la configuración de nudos en K al banco de ensayos (Figura 4.40):

- Condiciones de contorno para el cordón: un único extremo unido al banco (UBC3, UBC4 y UBC5), o ambos extremos conectados al mismo (UBC1, UBC2 y UBC6).
- Condiciones de contorno para las barras de relleno: extremos libres, sin posibilidad de desplazamiento mediante unión articulada o con el extremo guiado mediante una rótula con posibilidad de desplazamiento.
- Cordón en compresión (UBC1, UBC3, UBC5 y UBC6) o en tracción (UBC2 y UBC4).

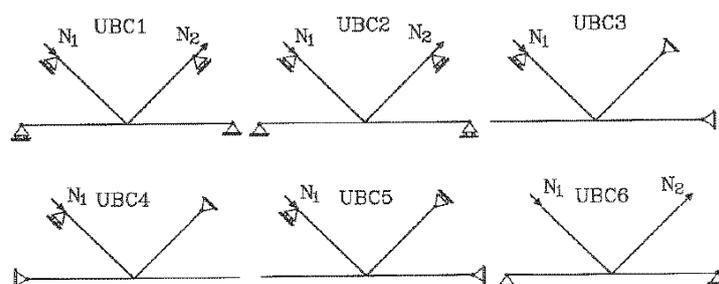


Figura 4.40 Diferentes posibilidades para las condiciones de contorno del nudo en K

La mayoría de programas de investigación referenciados en el capítulo 2, y en concreto los extensos estudios llevados a cabo por Wardenier (Wardenier & Stark, 1978), siguen esquemas de conexión nudo-banco similares a las condiciones UBC5. Posteriormente (Wardenier & Stark, 1979) (British Steel Corporation - BSC. Tubes Division. Research & Development, 1977), se realizaron ensayos sobre celosías completas para comprobar la bondad de este tipo de conexión y se constató que el comportamiento de los nudos dentro del conjunto de las celosías era muy similar al de los nudos aislados estudiados según dichas condiciones de contorno.

Liu llevó a cabo una investigación numérica con el objetivo de estudiar la influencia de las condiciones de contorno UBC1 a UBC5 para uniones en K con espaciamiento cargadas bajo solicitaciones estáticas (Liu, Yu, & Wardenier, 1998). El estudio incluía el análisis de cada una de las situaciones (UBC1 a UBC5) para tres nudos en K diferentes: uno con un parámetro 2γ igual a 15,5, otro con $2\gamma = 24,5$ y el tercero con $2\gamma = 34,5$.

Las propiedades geométricas y mecánicas de los nudos ensayados por estos investigadores se muestran en la figura 4.41 y la tabla 4.5.

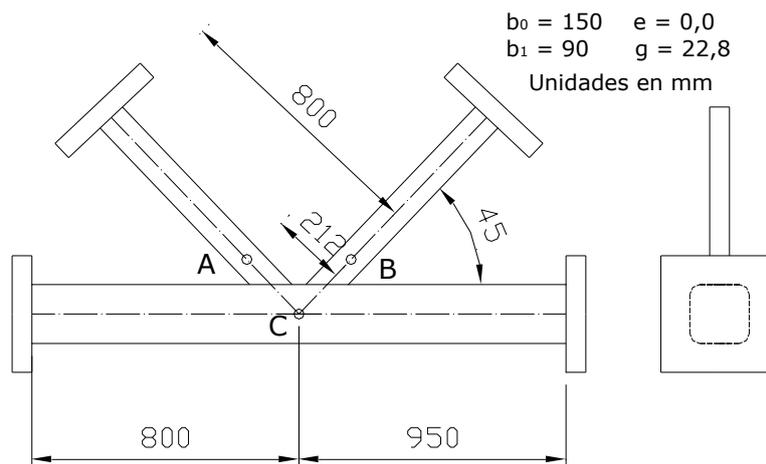


Figura 4.41 Configuración de los nudos en K estudiados por Liu

Nudo	b_0 mm	t_0 mm	b_1 mm	t_1 mm	β	2γ	f_{y0} N/mm ²	f_{y1} N/mm ²
UBC-15	150,6	9,74	89,0	8,09	0,59	15,5	355	355
UBC-25	146,9	6,00	89,0	8,09	0,61	24,5	355	355
UBC-35	145,1	4,20	89,0	8,09	0,61	34,5	355	355

Tabla 4.5 Propiedades geométricas y mecánicas

El proyecto pretendía analizar la validez de las condiciones de extremos UBC1 a UBC4, por comparación de los resultados numéricos para la carga última de cada uno de los nudos, con los correspondientes a las condiciones de contorno UBC5, la única que podía darse por válida,

al haber sido contrastada mediante el análisis de celosías completas (Wardenier & Stark, 1979) (British Steel Corporation - BSC. Tubes Division. Research & Development, 1977).

Las conclusiones básicas del estudio fueron las siguientes:

- Las condiciones de contorno UBC2 y UBC4 ofrecían valores para la capacidad de carga mayores que las de UBC5. Esto es lógico, teniendo en cuenta que en estos nudos el cordón trabaja a tracción y, como ya es sabido, los esfuerzos de compresión reducen la acción membrana del cordón, reduciendo por tanto la capacidad de carga del nudo. De hecho, este efecto, es tenido en cuenta en las expresiones de cálculo de la resistencia de nudos en K entre perfiles RHS mediante la función precarga, $f(n)$ ó, en la última versión de las Guías de Diseño del CIDECT, la función Q_f (Packer, Wardenier, Kurobane, Dutta, & Yeomans, 1996 (2ª edición 2009)).
- Las condiciones de contorno UBC1, UBC3 y UBC5 ofrecen resultados para la capacidad última de carga de los nudos muy similares entre sí, por lo que, en principio, parece no tener demasiada influencia el hecho de apoyar los dos extremos del cordón o apoyar uno y dejar el otro libre.
- En cualquier caso, aunque no se analizó ningún nudo con condiciones de contorno UBC6 (barras de relleno con extremos libres), lo que sí parece fundamental es restringir el movimiento de las barras fuera del plano de la unión.

Este último punto, como ya se ha expuesto anteriormente, pudo comprobarse durante la realización de uno de los primeros ensayos llevados a cabo en el seno de la presente Tesis Doctoral (Figura 4.42), donde se propuso una configuración de nudo en el banco de ensayo con una rigidez importante en el plano de la unión, pero dejando completamente libre el extremo de la barra de relleno comprimida.



Figura 4.42 Configuración de prueba en los primeros nudos ensayados

Como puede verse en la figura 4.43, el fallo de la unión se produjo por inestabilidad fuera del plano de la unión de la barra de relleno comprimida. En este caso además, se pudo comprobar que el propio cilindro actuador también se desvió algo en la misma dirección.



Figura 4.43 Fallo de la unión por inestabilidad fuera del plano de la barra de relleno

En cualquier caso, estos primeros tests sólo tenían como objetivo, precisamente, buscar la mejor configuración nudo-banco. De hecho, ni la longitud de los elementos, ni los utillajes y sistemas de vinculación de los extremos de las barras al banco ni el tipo de cilindro actuador eran los que definitivamente se emplearon.

No obstante, en vista de estos primeros resultados, se concluyó que debía modificarse la configuración del nudo en el banco de ensayos, aportando un nivel de rigidez mayor fuera del plano de la unión para todos los elementos confluyentes en el nudo.

Siguiendo las recomendaciones de Wardenier (Wardenier & Stark, 1978), en línea con la configuración UBC5, se pensó además en dejar uno de los extremos del cordón libre, limitando en cualquier caso su movimiento fuera del plano. Como consecuencia, la configuración definitiva para las uniones a ensayar con respecto al banco de ensayos es la que se muestra en la figura 4.44, donde sólo se introduce carga en la barra de relleno a compresión, apareciendo cargas, por reacción, en la barra de relleno a tracción y en el tramo de cordón articulado al marco (carga de compresión). Asimismo el actuador se sujeto para mantener la carga en el plano de la unión.



Figura 4.44 Configuración definitiva de los nudos en el banco de ensayos

En cuanto al proceso de colocación del nudo en el banco de ensayos, como ya se ha explicado, está íntimamente relacionado con la fabricación del propio nudo, habiendo sido ya expuesto con detalle en el apartado 4.3.3 *Preparación de los nudos*.

4.4.2 *Proceso de ensayo y datos obtenidos.*

Durante el desarrollo del ensayo, se pretendían conseguir los siguientes objetivos:

- Introducir la carga en la unión a una velocidad lo suficientemente lenta, como para poder considerar que el nudo está sometido a una carga estática.
- Evitar la introducción de excentricidades debidas a desalineaciones o desplazamientos no deseados, tanto de los elementos del nudo como de los propios del banco (fundamentalmente del cilindro actuador).
- El ya mencionado de reproducir, en cada ensayo individual, las mismas condiciones para obtener datos de ensayo comparables.

En cuanto a la introducción de la carga, en el primer ensayo del programa de trabajo definido al comienzo de este capítulo, se realizó el control de la válvula del equipo de presión de manera manual, realizando diversas paradas para comprobar visualmente el estado de cada uno de los elementos de la unión y reanudando de nuevo la introducción de carga a diferentes velocidades.

Como consecuencia, la barra de relleno comprimida sufrió un fallo por inestabilidad local de manera repentina, en una de las puestas en marcha del cilindro actuador.

En concreto, el nudo estudiado fue el KGB03, cuyas propiedades geométricas y mecánicas se resumen en la tabla 4.6.

Nudo	Cordón	Barra1	Barra2	θ	β	γ	f_{y0}	$f_{y1&2}$	Modo de fallo	kN
KGB03	150x100x6	80x3	80x3	35	0,8	8,3	275	275	BF	254

Tabla 4.6 Propiedades geométricas y mecánicas del nudo KGB03

En la tabla 4.6, la última columna 'kN' recoge el valor de la capacidad resistente de la unión calculada según el Eurocódigo 3 (CEN, 2005).

El valor máximo medio del esfuerzo registrado por el equipo de lectura conectado a la célula de carga, para este primer ensayo, fue de 216 kN.

Se toma como valor representativo del ensayo el denominado '*valor máximo medio*', el cual se obtiene agrupando los datos recogidos en grupos de cien valores y haciendo la media aritmética. El motivo es que en el proceso de toma de datos se producen ciertas interferencias que hacen que la señal recibida en el PC que registra el voltaje transmitido por la célula de carga presente picos. Así, aunque el equipo de lectura llegó a marcar en un momento determinado 225 kN, al hacer la media con el resto de valores de su grupo, el valor medio se quedó en 216 kN.

Hay que tener en cuenta que el equipo toma cerca de cien datos por segundo de forma que se registran una cantidad enorme de datos individuales (por ejemplo, durante el primer ensayo, se tomaron cerca de 15.000 pares de datos fuerza-desplazamiento), por lo que se entiende oportuno realizar la agrupación de valores anterior para obtener valores representativos.

Por otro lado, los datos que proporciona la célula de carga se miden en voltios; dichos voltios son recogidos por un PC donde el software *Lab-view* los transforma en unidades de fuerza obteniendo directamente en pantalla una salida de datos como la mostrada en la figura 4.45.

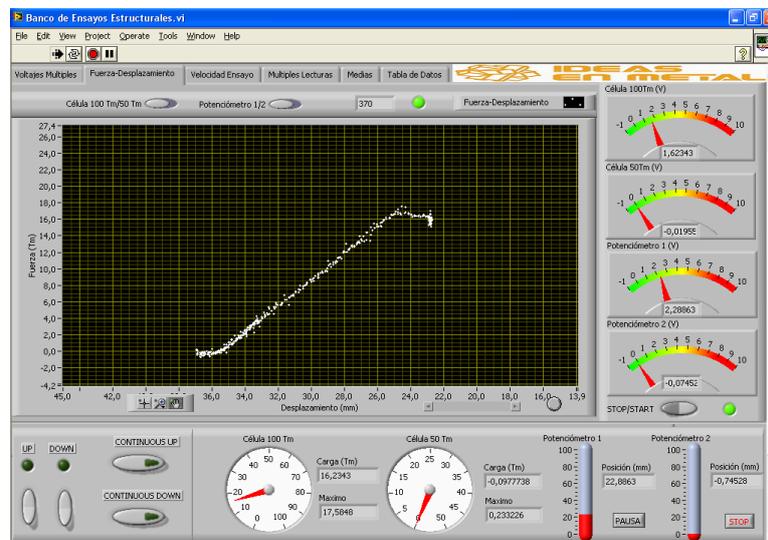


Figura 4.45 Lectura de datos en pantalla, recogidos de la célula de carga

En cualquier caso, ni el valor máximo medio, 216 kN, ni el valor máximo absoluto, 225 kN, alcanzan el valor teórico previsto por la formulación del Eurocódigo, 254 kN.

En un primer momento, se creyó que la manera en la que se introdujo la carga en el nudo podría haber influido en el fallo prematuro del mismo, ya que éste, se produjo de manera repentina en uno de los sucesivos arranques de la bomba de alimentación del cilindro actuador.

De esta manera, y pensando en la repetitividad de los ensayos, se decidió instalar una servo-válvula que controlara y mantuviera constante la velocidad de aplicación de la carga.

Sin embargo, posteriores problemas en la compatibilidad entre los elementos del software de la servo-válvula y del PC que recopila los datos de salida de la célula de carga y que controlaría el nuevo dispositivo, obligaron a desestimar esta opción.

Así pues, como solución definitiva, se decidió instalar, simplemente, una llave tarada que mantuviera continuo el caudal de la bomba. Esto no asegura una velocidad en la entrada de la carga continua, ya que cuanto mayor es el esfuerzo que se introduce en la barra de relleno de compresión, la velocidad de introducción de carga disminuye algo. Sin embargo, seleccionando una alimentación lenta para la bomba, las diferencias en dicha velocidad no son significativas y, en cualquier caso, las condiciones de introducción de carga en cada ensayo serán idénticas en todos ellos, garantizándonos la buscada repetibilidad del procedimiento.

Con esta medida ya en marcha, se repitió el ensayo KGB03 en otras dos ocasiones para cumplir con el compromiso de analizar cada nudo dos veces (sin agujeros en las barras de relleno y más adelante otras dos con agujeros), pensando en desechar los resultados del primer test.

En concreto, los dos ensayos para el nudo KGB03, aportaron los siguientes resultados (se decidió realizar en total tres ensayos sobre esta unión sin agujeros de ventilación por los mencionados problemas en el primero de los test):

- 2º ensayo: carga máxima media, 243 kN. Carga máxima absoluta, 262 kN.
- 3º ensayo: carga máxima media, 243 kN. Carga máxima absoluta, 260 kN.

Los resultados anteriores aportaban la siguiente información:

- En primer lugar, los resultados entre ambos ensayos eran similares, lo que parecía asegurar que la forma de introducción de carga podía darse por válida, si bien habría que constatarlo en el ensayo de otros nudos.
- En segundo lugar, los valores de carga máxima eran sensiblemente superiores a los obtenidos en el primer ensayo, lo que parecía corroborar la idea de que el fallo en el primero de los test se debió, al menos en parte, a una incorrecta forma de introducir la carga en la unión.
- En tercer lugar, se constató que los resultados del ensayo quedaban por debajo de los esperados. Si bien, la carga máxima absoluta registrada estaba mínimamente por

encima del valor estimado por el Eurocódigo, los valores máximos medios, los que a priori debían tomarse como representativos del ensayo, quedaban algo por debajo de los 254 kN previstos. Teniendo en cuenta además, que este valor, intrínsecamente lleva asociado un coeficiente de seguridad (Packer, Wardenier, Kurobane, Dutta, & Yeomans, 1996 (2ª edición 2009)), el nivel de carga de fallo que se preveía alcanzar en la práctica del presente proyecto de investigación, debería estar visiblemente por encima del teórico.

Esta última apreciación resulta de una importancia capital, ya que indica, bien que algo está fallando en el procedimiento de ensayos, o bien, que la expresión matemática que predice el comportamiento de las uniones en K con espaciamiento entre perfiles RHS no es del todo segura, al menos, cuando el modo de fallo sea por anchura eficaz o plastificación local de la barra de relleno.

Con el objetivo de desechar sin ningún género de duda, posibles problemas derivados de una incorrecta configuración del banco de ensayos, se realizó un minucioso estudio de las deformaciones de todas las partes del banco sobre las que apoyan los extremos de las barras, así como del apoyo del cilindro actuador. En todos los casos, se detectaron deformaciones prácticamente nulas (por debajo de 0,5° de inclinación). Además, se consultó con uno de los referentes mundiales en construcción tubular, el Profesor Wardenier, quien corroboró que la configuración de ensayos era correcta.

Por otro lado, se realizó un estudio pormenorizado de la expresión de cálculo para el fallo de uniones tipo K por fallo de la barra de relleno, concluyendo que dichas ecuaciones se presentaron por primera vez en el año 1978 (Wardenier & Stark, 1978) y que, desde entonces, y en contra de lo que ha sucedido con el resto de modos de fallo, éstas, no han sufrido ninguna modificación.

Cabe mencionar que, en su día, dichas expresiones se obtuvieron por extrapolación de las que se definieron de manera experimental sobre uniones entre una placa transversal a tracción y un cordón RHS, no habiendo sido nunca revisadas ni cotejadas con suficientes ensayos sobre nudos en K con espaciamiento, ni con modelos de elementos finitos modernos.

En vista de todo lo anterior, se acordó dar por buenos los resultados experimentales que se obtuvieran, centrando el estudio englobado en el presente proyecto de investigación y objetivo último de la presente Tesis Doctoral en analizar, la influencia que los agujeros necesarios para la galvanización, tienen en la capacidad resistente de la unión estudiada.

Una vez completado el programa experimental, se constató que existe una desviación entre los resultados del estudio para ciertos nudos sin agujeros y los obtenidos empleando las expresiones teóricas del Eurocódigo. Así pues, se decidió analizar las expresiones recogidas en el Eurocódigo 3 parte 1.8 (CEN, 2005), estudiando dicha desviación con el objeto de plantear expresiones de cálculo que caracterizaran correctamente el comportamiento de este tipo de uniones. El contenido de dicho análisis se recoge en el capítulo 7 de la presente Tesis Doctoral.

Volviendo a los ensayos, los resultados de cada uno de ellos se recogen en una curva fuerza-desplazamiento donde se representa, en ordenadas el valor del esfuerzo de compresión, en

toneladas (10xkN), registrado por la célula de carga y transmitido al nudo y en abscisas el valor del desplazamiento vertical, en milímetros, del extremo de la barra de relleno comprimida.

La forma completa que tendría una de estas curvas se puede ver en la figura 4.46, donde se han representado la totalidad de pares de valores fuerza-desplazamiento recogidos en el PC para el tercer ensayo llevado a cabo sobre el nudo KGB03 sin agujeros en las barras de relleno.

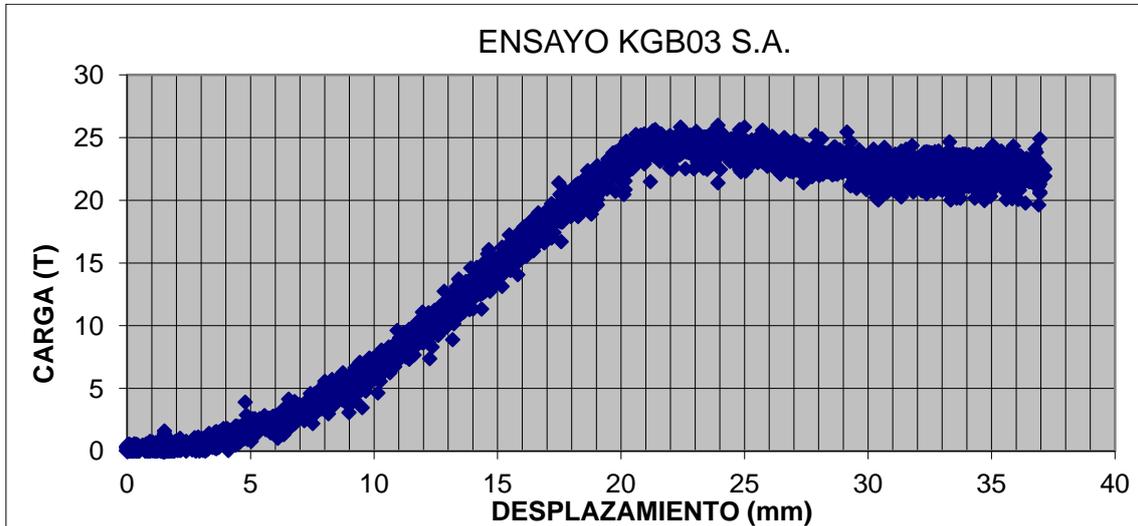


Figura 4.46 Ejemplo de una curva fuerza – desplazamiento. Representación gráfica del tercer ensayo llevado a cabo sobre el nudo KGB03

Como puede comprobarse, la nube de puntos es muy densa. Por ello, la presentación de los valores medios (representativos de cada grupo de cien valores individuales) ofrece una visión más clara a la vez que más representativa del resultado de cada ensayo (ver figura 4.47).

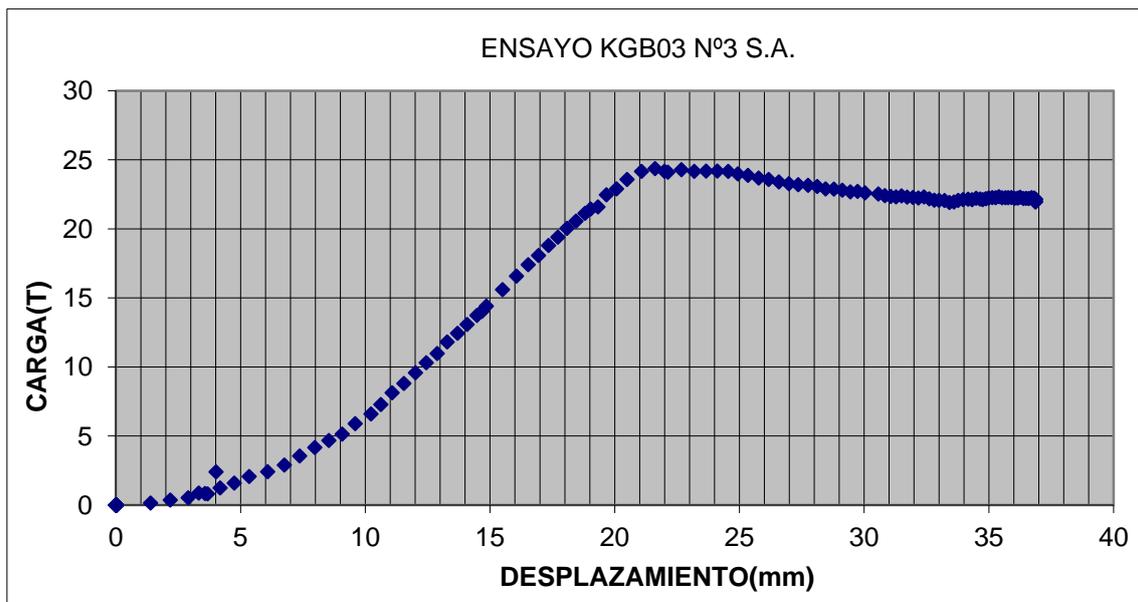


Figura 4.47 Ejemplo de una curva fuerza – desplazamiento (valores medios). Representación gráfica del tercer ensayo llevado a cabo sobre el nudo KGB03

Una vez completados los cinco ensayos del nudo KGB03 (cuatro más uno, como ya se ha explicado), se creyó oportuno representar, en una misma gráfica, para comparar directamente los resultados, todas las curvas correspondientes a cada set completo de nudos ensayados (2 nudos sin agujeros + 2 nudos con agujero para cada configuración). La figura 4.48 muestra todas las curvas obtenidas de los ensayos para el nudo KGB03 (en este caso 3 + 2 nudos, como ya se ha explicado).

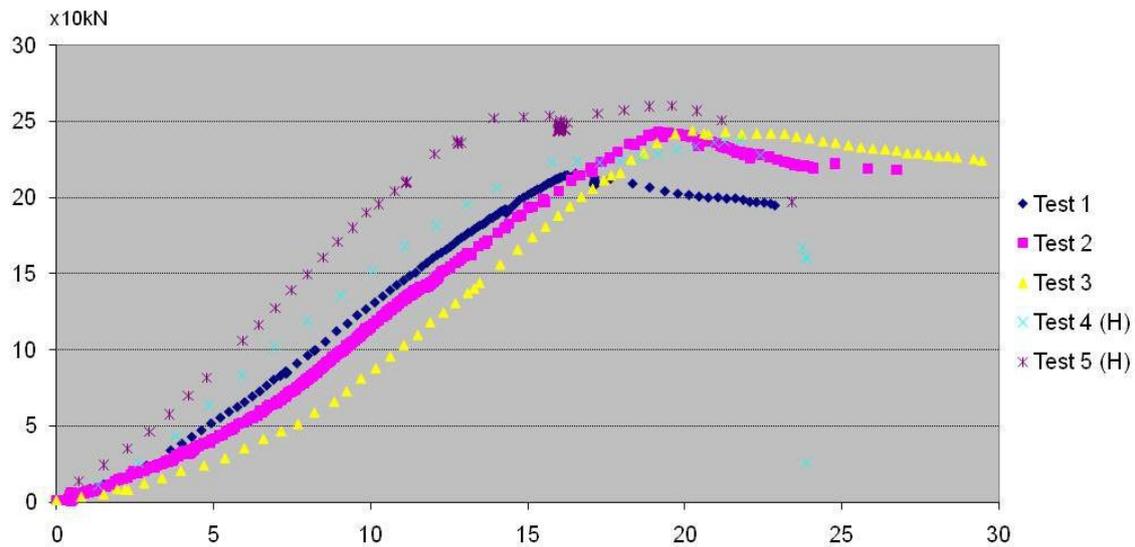


Figura 4.48 Ejemplo de una curva combinada fuerza – desplazamiento para un set completo de uniones. Representación gráfica de los cinco ensayos para el nudo KGB03

Como se desprende de la gráfica anterior, en principio, para el nudo KGB03 no parece tener influencia el hecho de que las barras de relleno se afecten de los agujeros necesarios para la galvanización en caliente de la estructura (ensayos 4 y 5, con la indicación *H* "hole"), ya que, incluso, el valor máximo de carga introducida en la barra de relleno a compresión se obtiene para el segundo ensayo que se llevó a cabo con las barras de relleno afectadas por los agujeros (Test 5(H)).

A la hora de completar el programa de ensayos, el orden de ejecución de los mismos no fue correlativo con la numeración de la tabla 4.1, ya que las condiciones de fabricación de los nudos y su posterior ensayo hacía conveniente llevar otro orden diferente para aprovechar mejor los recursos.

Por otro lado, de cada configuración (ángulo de barra de relleno) se ensayó un nudo una vez galvanizado, con la idea de analizar si el propio proceso de galvanización tuviera alguna influencia en la resistencia del nudo.

Esto requirió llevar a cabo todo el proceso de montaje del nudo en el marco, desmontar el nudo ya soldado para llevarlo a galvanizar y volver a colocarlo en el marco para realizar el ensayo. Se tuvo que realizar de esta manera, porque tratar de soldar las piezas ya galvanizadas siempre sería más complicado.

La conclusión principal que se desprende de estos ensayos fue que el proceso de galvanizado no afectaba en absoluto a la resistencia de la unión.

En la tabla 4.7 se recogen los resultados de todos los ensayos, indicando además, el orden en el que se ejecutaron. Los nudos que se ensayaron galvanizados se representan con la letra G.

Nudo	Cordón	Barras	θ	Número de ensayo	Carga máxima [kN]
KGB01	150x100x6	100x3	35	9	280
				11 (H)	293
				12 (H)	304
				13	309
KGB02	150x100x6	90x3	35	6	241
				7	270
				8 (H)	247
				10 (H)	248
KGB03	150x100x6	80x3	35	1	216
				2	243
				3	244
				4 (H)	238
				5 (H)	260
KGP04	150x100x6	90x5	35	26	449
				27	456
				28 (H)	452
				29 (H)	454
KGP05	150x100x6	80x5	35	34 (H)	454
				35	444
				36	455
				37 (H)	435
KGB06	150x100x8	100x3	35	38	178
				39 (H)	200
				40 (H)	176
KGB07	150x100x5	100x3	35	41	177
				14	272
				15 (H)	306
				16	262
KGP08	150x100x5	100x3	45	17 (H)	304
				54 (H)	230
				55	280
				56	249
KGP09	100x100x5	100x3	35	65 (H) (G)	229
				46 (H)	181
				47 (H)	186
				50	225
				53	213
KGP10	100x100x6	100x3	35	42 (H)	186
				43 (H)	226
				44	184
KGP11	100x100x4	100x3	35	45	201
				30 (H)	188
				31 (H)	221

				32	186
				33	197
				48 (H)	191
KGP12	100x100x3	100x3	35	49 (H)	181
				51	205
				52	186
				57	203
KGP13	150x100x5	100x3	55	58 (H)	236
				59	225
				64 (H) (G)	295
				60	247
KGP14	150x100x5	100x3	90-35	61	222
				62 (H)	260
				63 (H) (G)	272
				18 (H)	357
KGB15	150x100x6	70x4	35	19 (H) (G)	323
				21	291
				24	342
				20 (H)	296
KGB16	150x100x6	60x4	35	22 (H)	337
				23	299
				25	343

Tabla 4.7 Resultados de los 65 nudos ensayados

A continuación (Figura 4.49 a Figura 4.63) se muestran los resultados de los ensayos realizados sobre el resto de nudos, expresados a través de las gráficas combinadas para los sets completos (como se ha mencionado, los ensayos que presentan la indicación (H) son los que presentaban barras de relleno con agujeros).

La figura 4.49 muestra los cuatro ensayos del set de nudos KGB01, con cordón RHS 150x100x6 y barras de relleno RHS 100x100x3 a 35°:

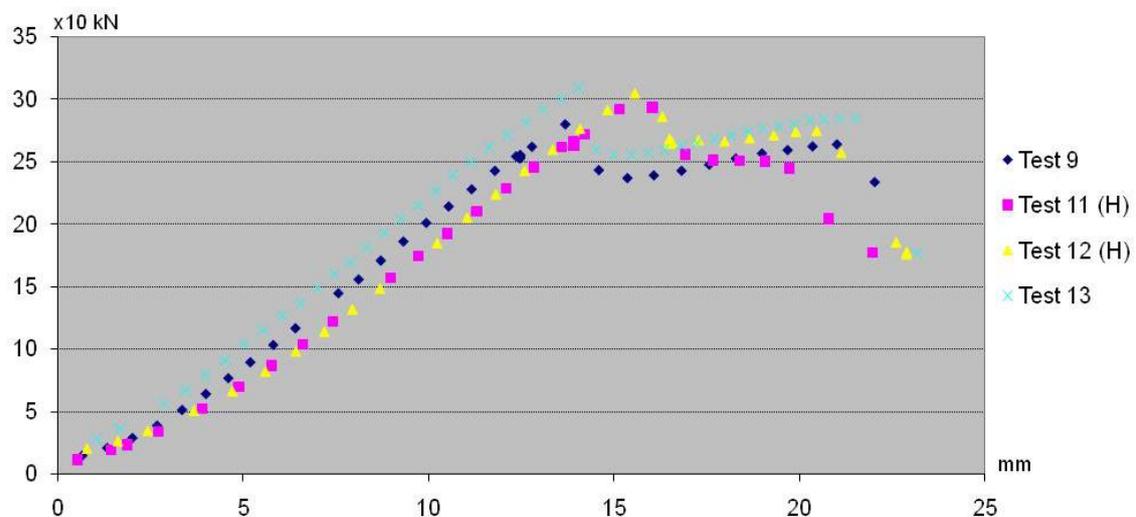
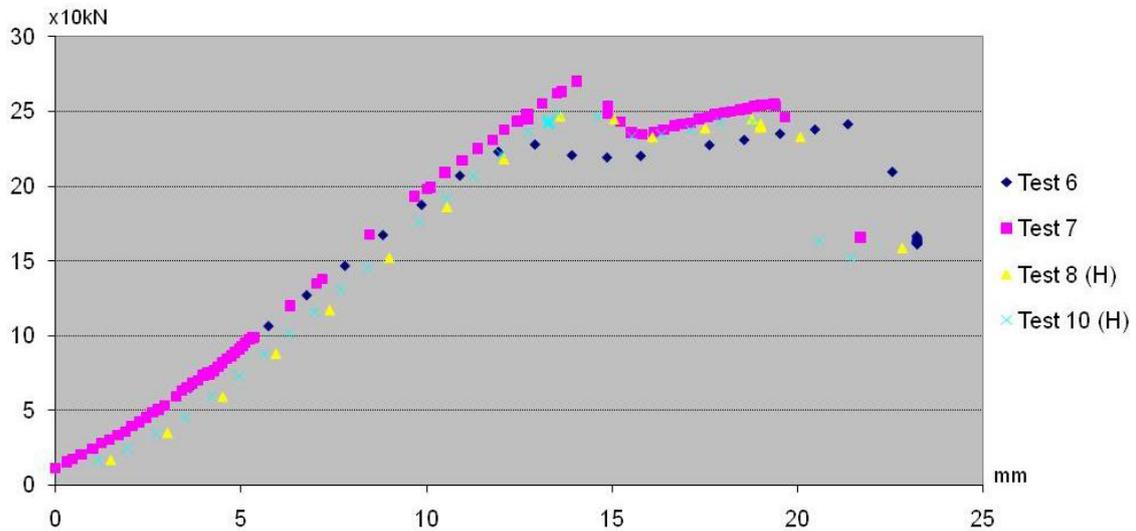
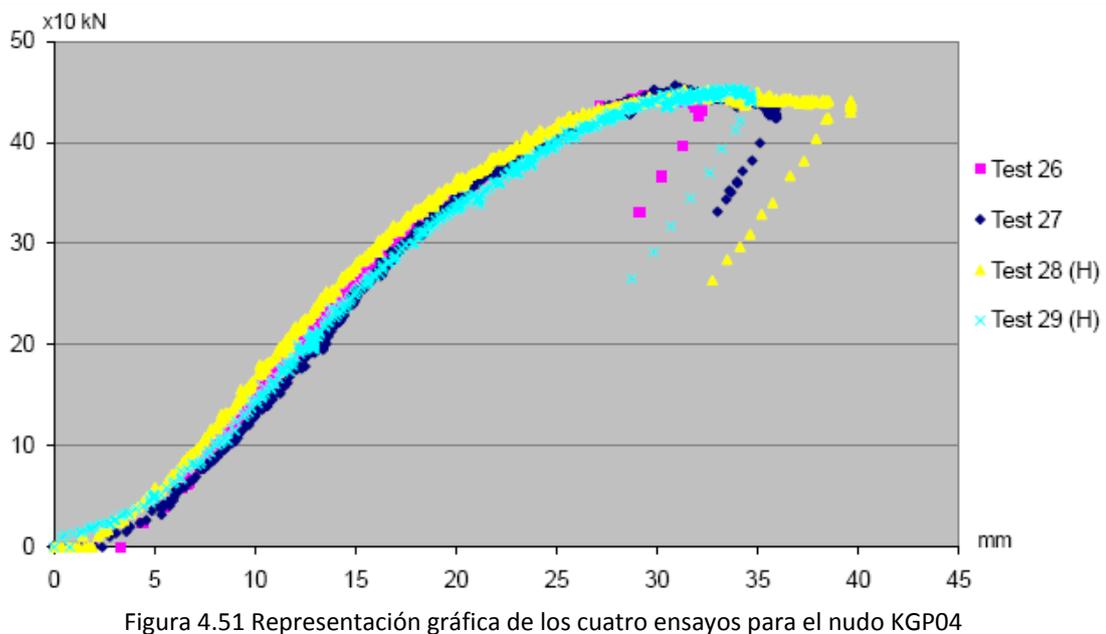


Figura 4.49 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB01

La siguiente figura (Figura 4.50) muestra las curvas de ensayo correspondientes a los ensayos del set de nudos KGB02, con la misma configuración que el KGB01, pero con barras de relleno RHS 90x90x3:



De la misma manera, la figura 4.51 representa las curvas fuerza desplazamiento del set de nudos KGP04, donde solo cambia, con respecto al KGB02, el espesor de las barras de relleno (de 3mm a 5mm):



El nudo KGP05, cuyos resultados se presentan en la figura 4.52 emplea barras de relleno RHS 80x80x5.

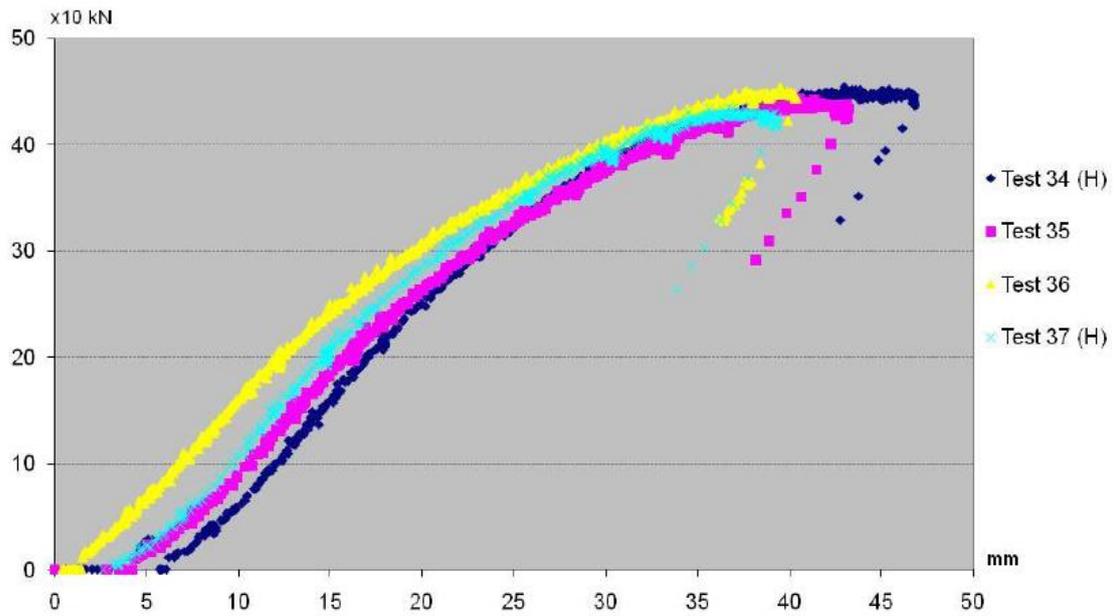


Figura 4.52 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP05

La siguiente figura (Figura 4.53) recoge las curvas fuerza-desplazamiento del nudo KGB06, donde se empleó un cordón RHS 150x100x8 y barras de relleno RHS 100x100x3 a 35° .

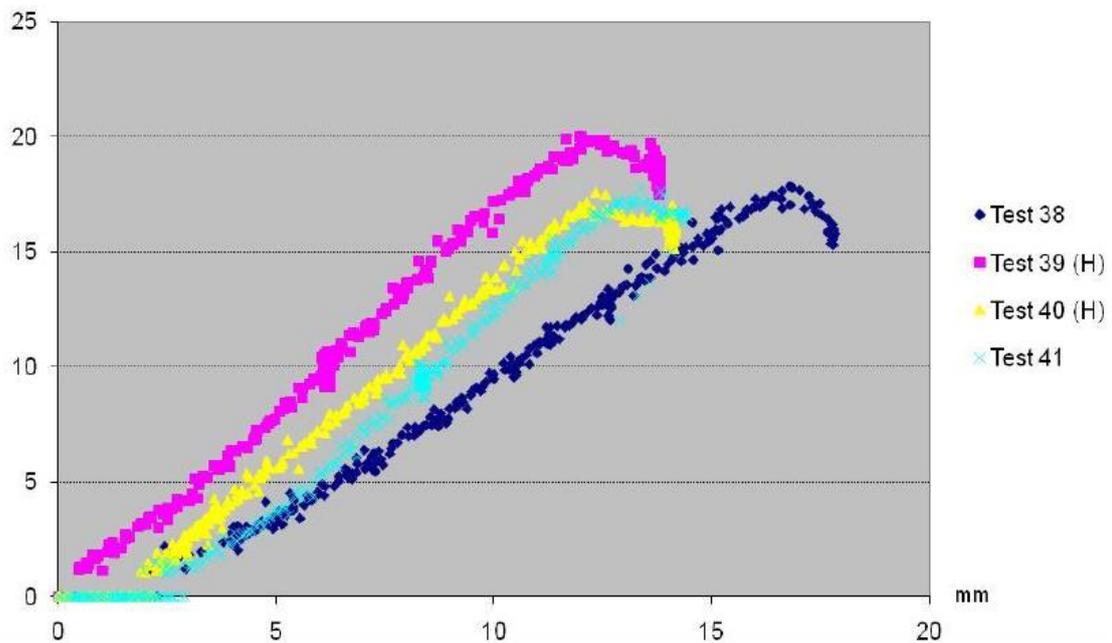


Figura 4.53 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB06

El nudo KGB07 (Figura 4.54) era similar al KGB06, pero con un cordón mucho más esbelto (RHS 150x100x5 frente a RHS 150x100x8).

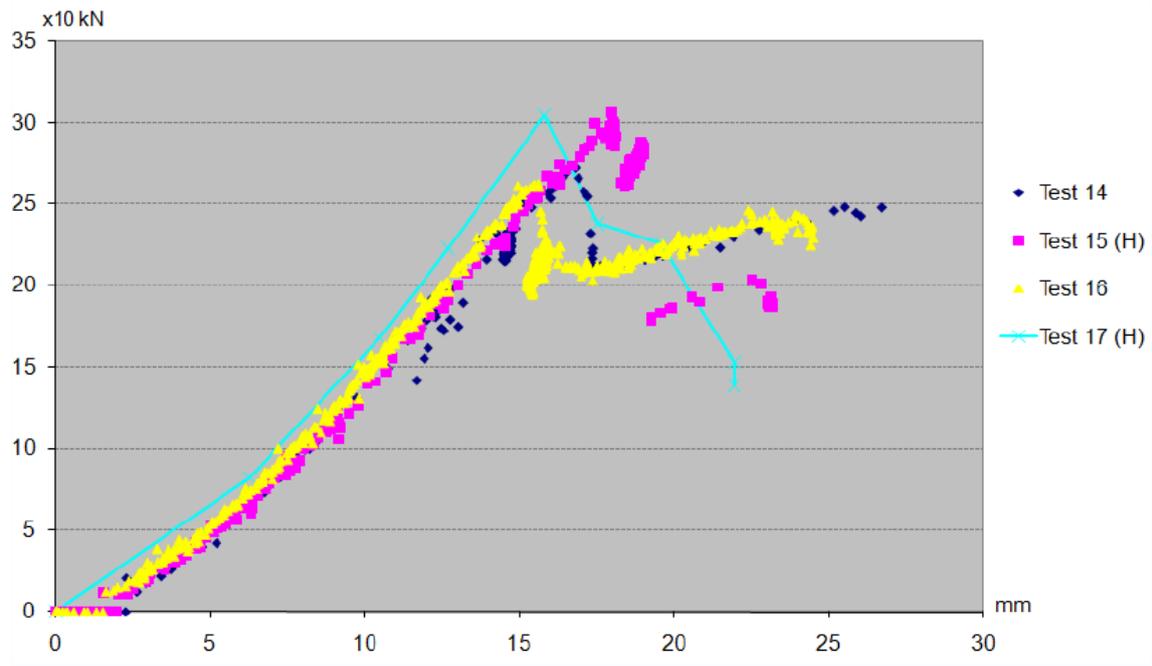


Figura 4.54 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB07

El nudo KGP08 (Figura 4.55) era el primero que presentaba un ángulo de barras de relleno distinto de 35° , en concreto de 45° , siendo los elementos tubulares idénticos a los del KGB07.

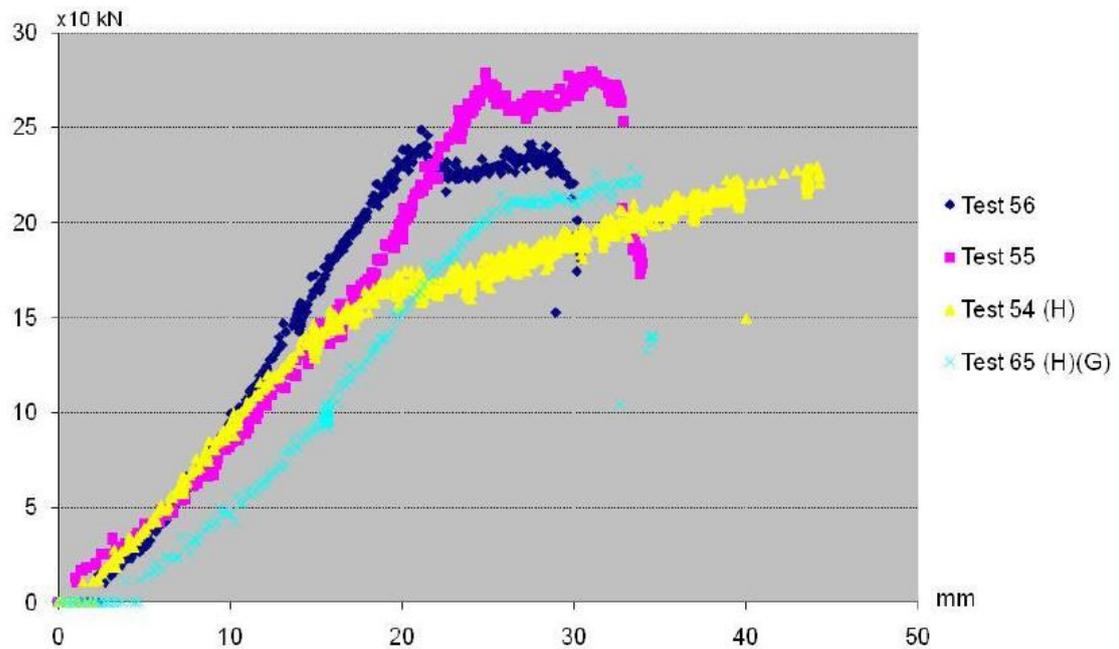


Figura 4.55 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP08

En el nudo KGP09 (Figura 4.56), por comparación con el KGB07, se empleó un cordón de sección cuadrada, RHS 100x100x5.

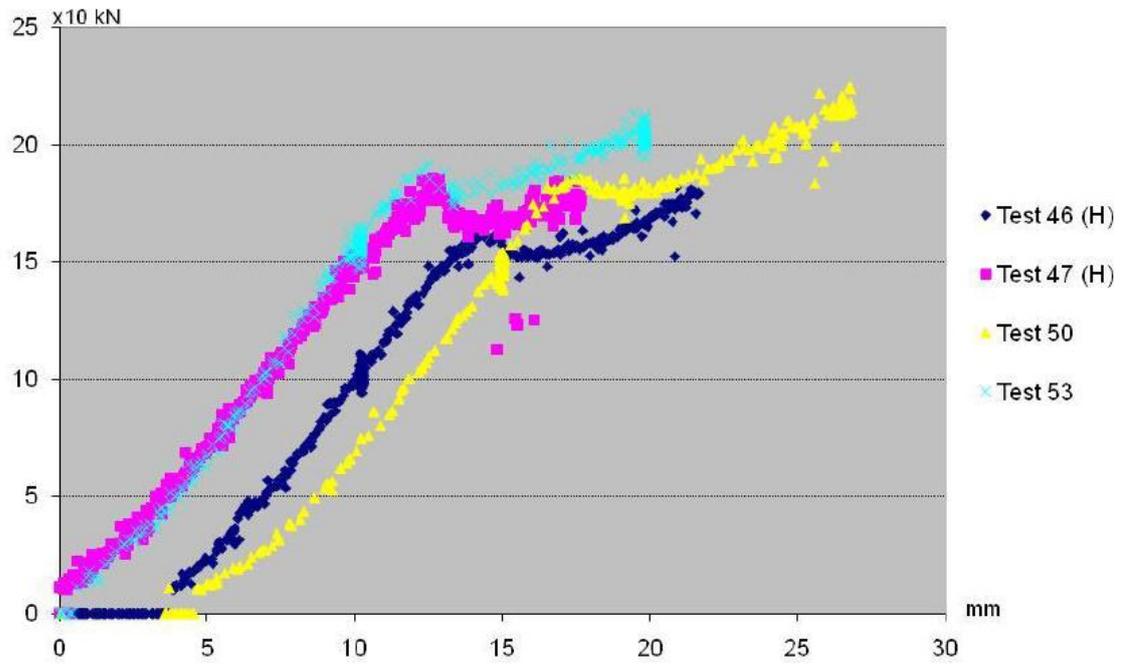


Figura 4.56 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP09

El nudo KGP10 (Figura 4.57) era similar al KGP09, pero con un cordón más robusto, RHS 100x100x6.

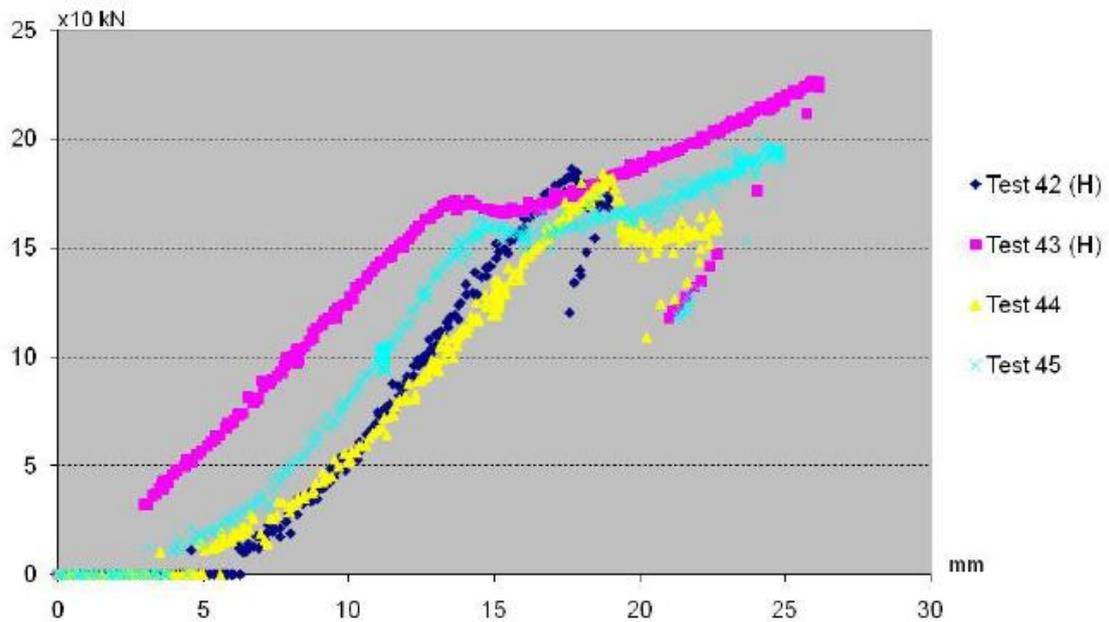


Figura 4.57 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP10

En la figura 4.58 se representan los resultados del nudo KGP11, con cordón RHS 100x100x4 y barras de relleno RHS 100x100x3 a 35°.

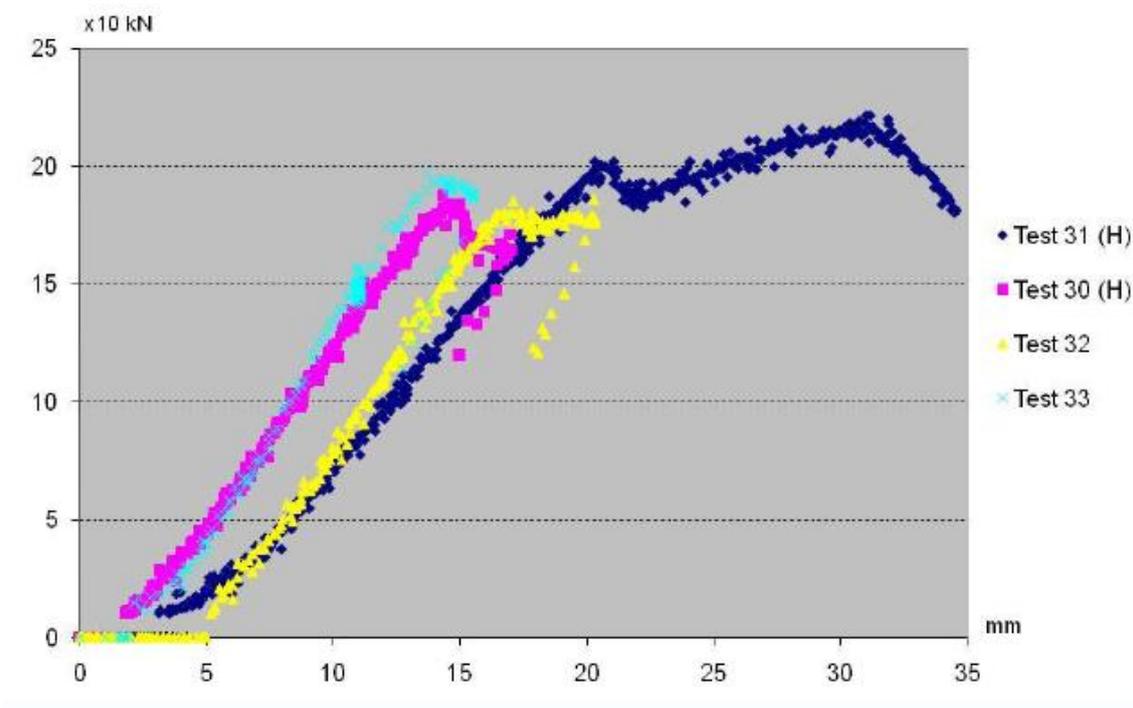


Figura 4.58 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP11

El nudo KGP12 (Figura 4.59) es similar al KGP11, pero presenta un cordón más esbelto, RHS 100x100x3, igual a las barras de relleno.

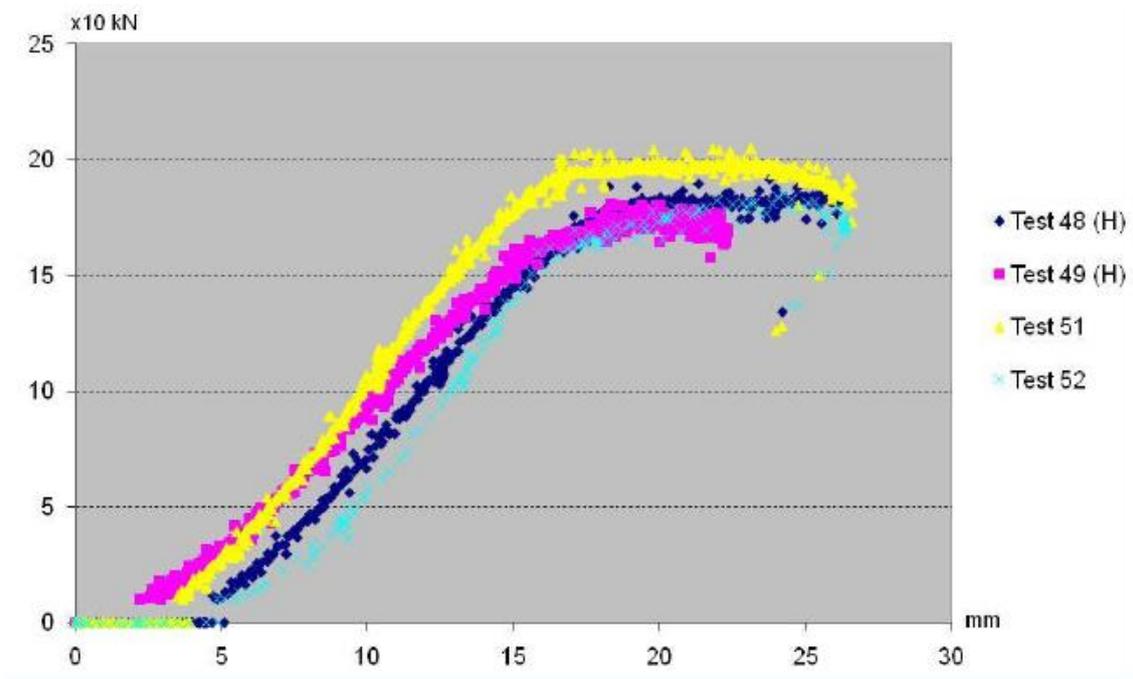


Figura 4.59 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP12

El nudo KGP13 (Figura 4.60) emplea un cordón, de nuevo rectangular, RHS 150x100x5, unas barras de relleno RHS 100x100x3 y un ángulo $\theta = 55^\circ$

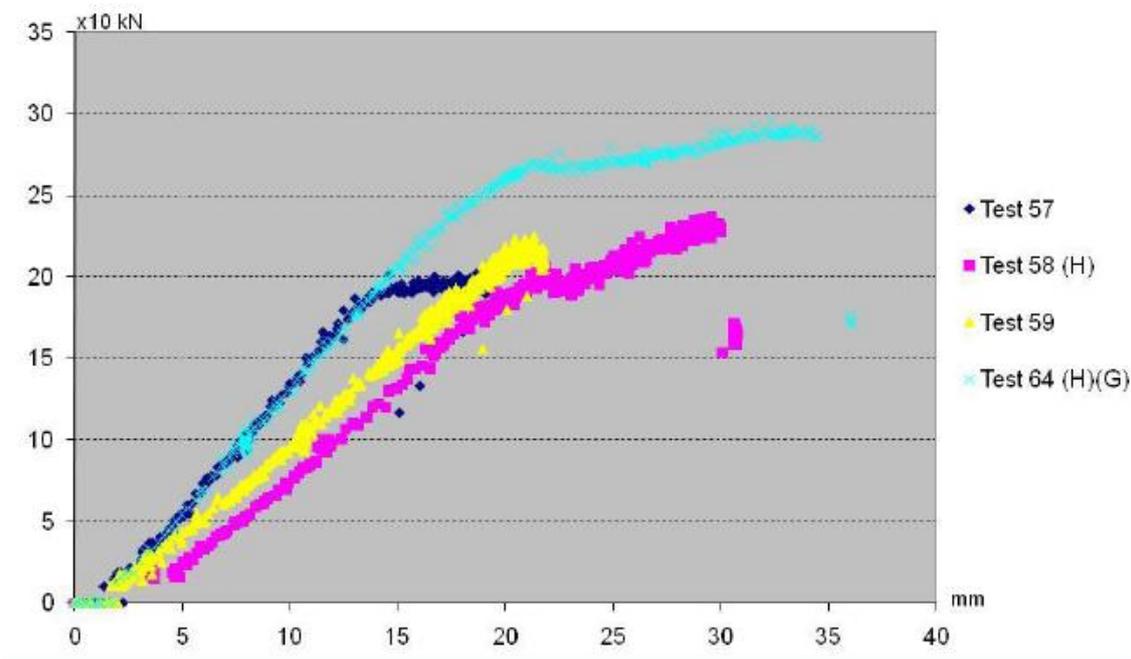


Figura 4.60 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP13

El nudo KGP14 (Figura 4.61) es, en realidad, un nudo en N, con una barra de relleno a 90° y la otra a 35° y con unos perfiles como los del nudo KGP13.

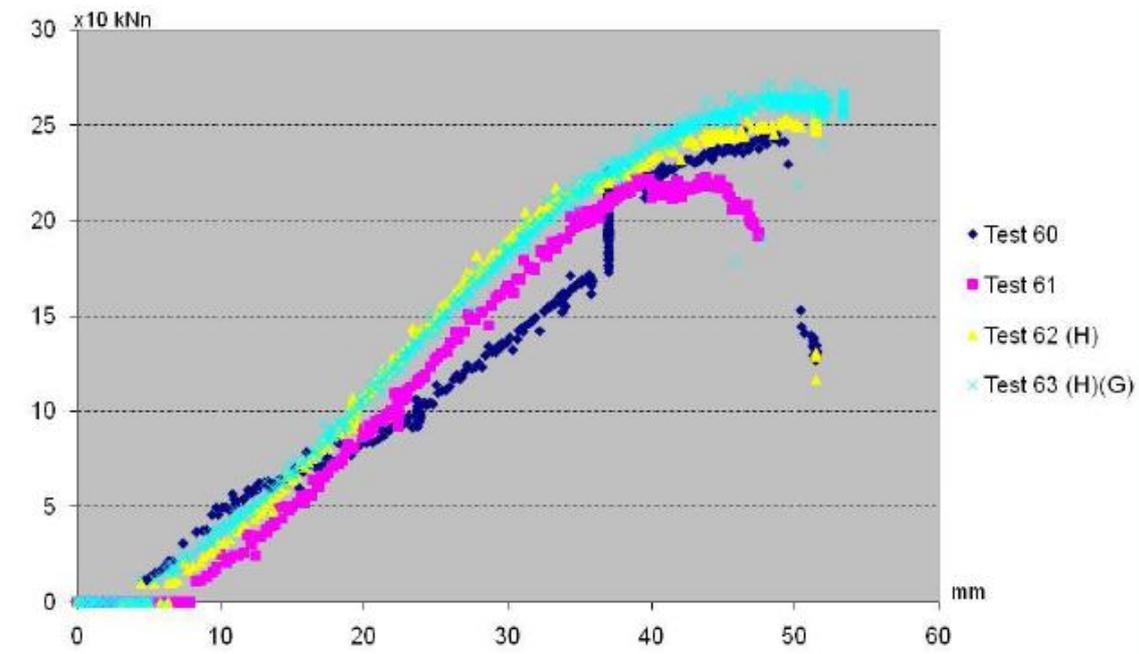


Figura 4.61 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGP14

En el nudo KGB15 (Figura 4.62) se vuelve a la configuración en K con ángulo $\theta = 35^\circ$, pero con perfiles RHS 150x100x6 para el cordón y RHS 70x70x4 para las barras de relleno.

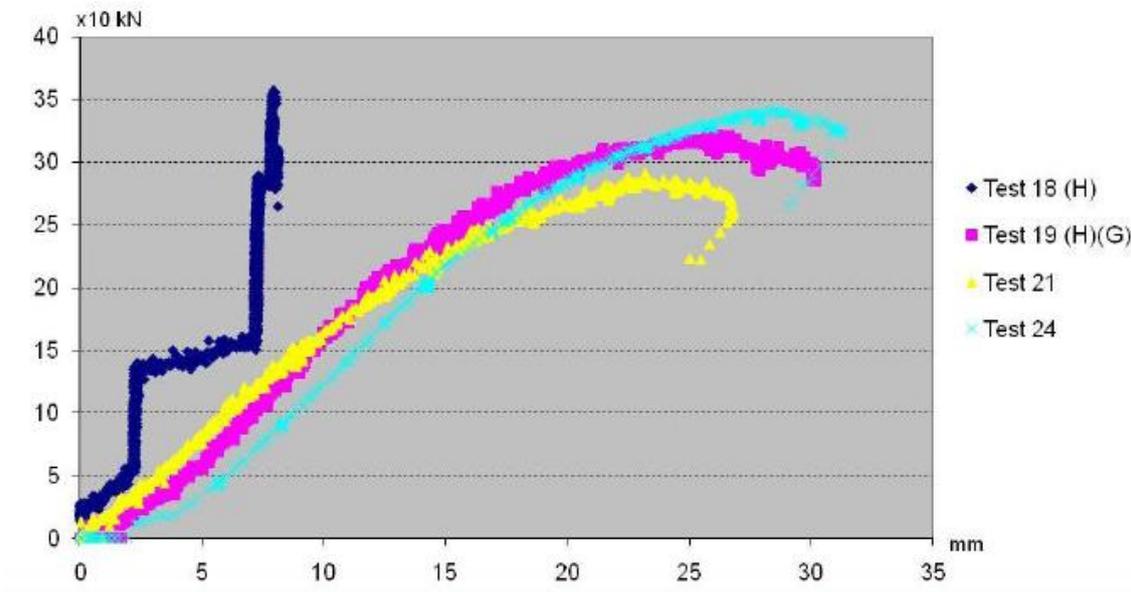


Figura 4.62 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB15

Finalmente, la figura 4.63 recoge los resultados del nudo KGB16, similar al KGB15, pero con barras de relleno RHS 60x60x4.

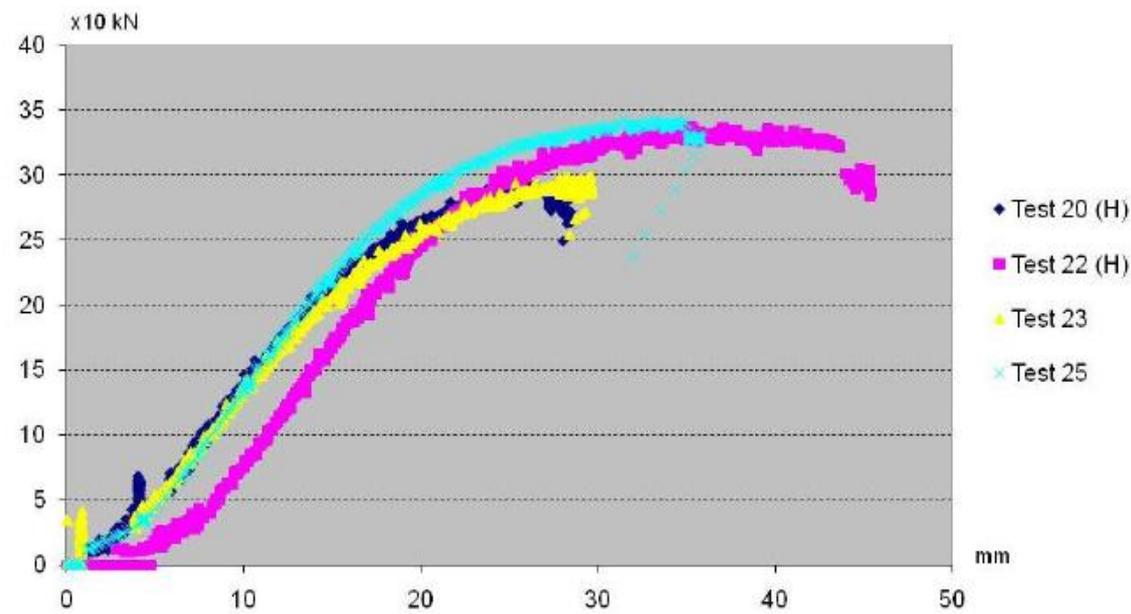


Figura 4.63 Representación gráfica de los cuatro ensayos para el nudo KGB16

Como se desprende de las gráficas anteriores, al igual que ocurriera con el primer ensayo – nudo KGB03 –, en todos los demás casos, tampoco los agujeros en las barras de relleno parecen tener influencia en la capacidad resistente del nudo.

De la observación de las curvas anteriores se puede apreciar una diferencia significativa en el nudo KGB15, donde el test 18(H) presenta una curva carga-desplazamiento sensiblemente distinta al resto de tests del set. El motivo fue el defectuoso comportamiento del medidor de desplazamiento: al comienzo del ensayo, el desplazamiento fue correcto, manteniendo la cabeza del dispositivo de medida en contacto con la placa extrema de la barra de relleno a compresión; sin embargo, en un momento dado, el medidor se bloqueó por lo que en la gráfica se observa una primera zona vertical con incremento de carga, pero sin modificación en el desplazamiento. Posteriormente, el medidor se desbloqueó repentinamente, provocando una línea con poca pendiente en la gráfica, para, instantes después, volver a bloquearse.

Es por esto, y no porque se constatará un comportamiento diferente en la unión, que la gráfica muestra una curva muy distinta.

En cualquier caso, el ensayo se dio por bueno ya que el valor de la carga máxima fue similar al obtenido en el resto de ensayos y tanto el desplazamiento real como el comportamiento de la unión, observado durante el tiempo que duró el test, también.

En cuanto al tipo de fallo de las uniones, como puede verse en las fotografías mostradas a continuación (Figuras 4.64 y 4.65), el modo de fallo predominante ha sido el de inestabilidad local de la barra de relleno a compresión.

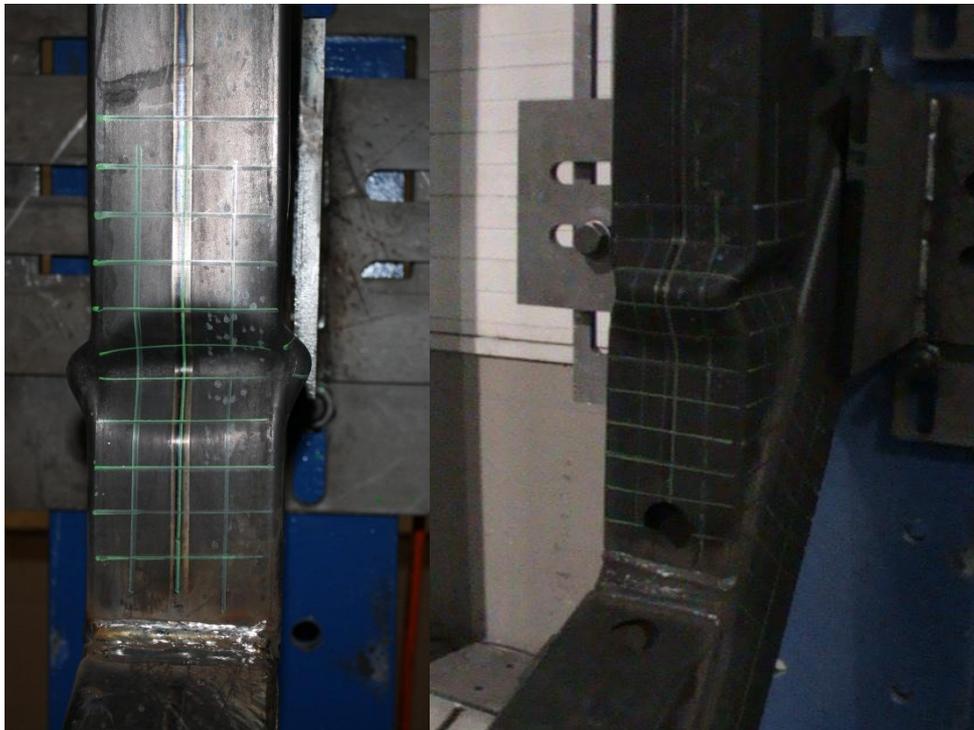


Figura 4.64 Ensayos sobre el nudo KGB01 (test 9 y 11) tras el fallo (barras de relleno sin y con agujeros)

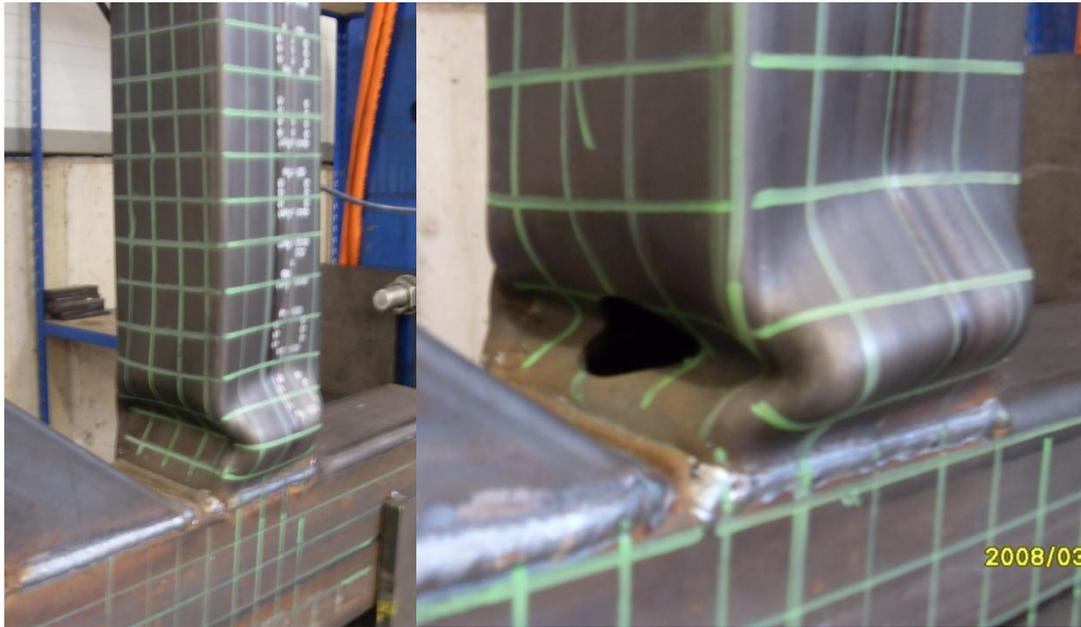


Figura 4.65 Test 61 y 62 sobre el nudo KGP14 tras el fallo (barras de relleno sin y con agujeros)

Como puede verse en las figuras 4.64 y 4.65, la inestabilidad en la barra de relleno a compresión se da en una sección transversal que puede localizarse en diferentes posiciones a lo largo del tubo, si bien se va acercando a la zona de la unión según aumenta el ángulo barra de relleno – cordón. En cualquier caso, el hecho de ejecutar los agujeros no parece afectar en absoluto a la capacidad portante de las uniones. Este efecto se puede observar claramente en la figura 4.66.

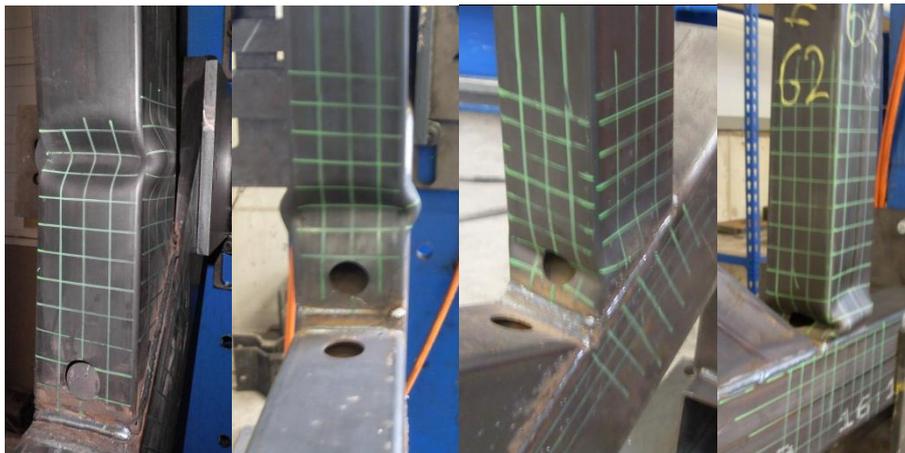


Figura 4.66 Fotos de ensayos sobre nudos con barras de relleno a 35°, 45°, 55° y 90°

Por último, es destacable que en uno de los set de nudos – el KGP12 – el fallo observado, fue por inestabilidad de las caras laterales del cordón (Figura 4.67). En este nudo, tanto para el cordón como para las barras de relleno, se emplearon elementos RHS 100x100x3, con un

ángulo de 35°. En este set de nudos, los cuatro ensayos mostraron el mismo modo de fallo. El motivo para este comportamiento fue el bajo espesor del perfil empleado como cordón (de hecho fue el espesor más bajo planeado para el cordón en todo el plan de ensayos). Además, como consecuencia de que todos los elementos tienen el mismo tamaño (misma anchura), la carga se transmitía directamente de las paredes laterales de las barras de relleno a las paredes laterales del cordón.

Otro de los nudos – el KGB16 – falló por plastificación de la cara del cordón (Figura 4.68). En este caso, la situación es precisamente la opuesta a la del nudo KGP12, ya que aquí, la anchura del cordón RHS 150x100x6 es muy diferente a la de las barras de relleno – RHS 60x60x4 –. De hecho, es el nudo que presenta el ratio β (anchura barra de relleno / anchura cordón) más bajo.

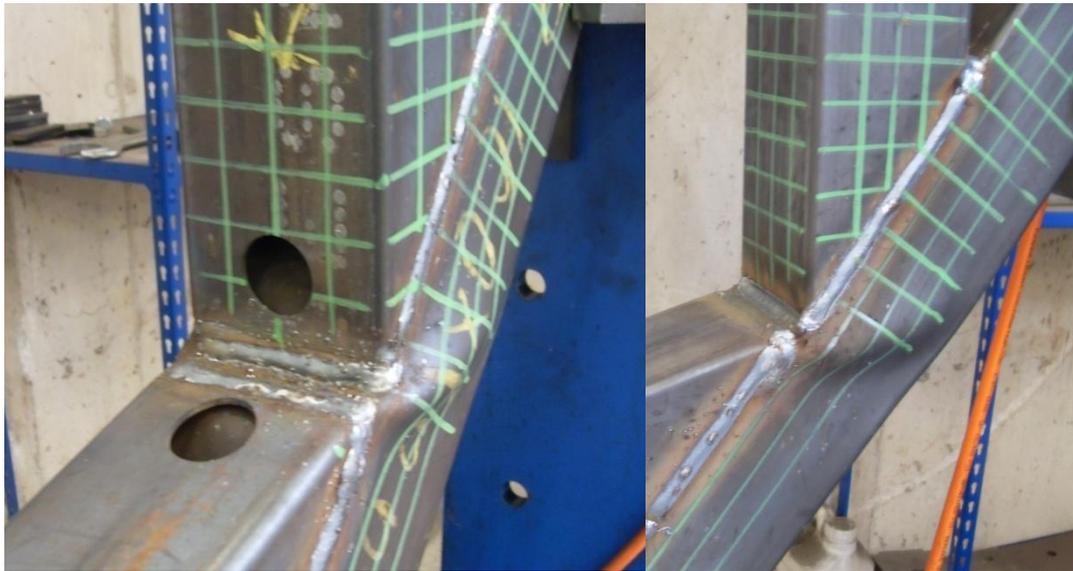


Figura 4.67 Ensayos 48 y 51 sobre el nudo KGP12 tras el fallo (barras de relleno con/sin agujeros)



Figura 4.68 Ensayos 20 y 25 sobre el nudo KGP16 tras el fallo (barras de relleno con/sin agujeros)

5. MODELIZACIÓN POR ELEMENTOS FINITOS

En este capítulo se desarrollará un modelo de elementos finitos para comparar los resultados de la simulación numérica, realizada en el Departamento de Construcción e Ingeniería de Fabricación de la Universidad de Oviedo, con los resultados de los ensayos presentados en el capítulo anterior y que se llevaron a cabo en la empresa Ideas en Metal, S.A. Los principales propósitos del modelo son:

- La comprobación de que los resultados experimentales se ajustan a la idealización propuesta en el modelo de elementos finitos en lo que respecta a la capacidad de carga de uniones en K con espaciamiento entre perfiles tubulares de sección cuadrada o rectangular, cuyas barras de relleno están afectadas por agujeros, necesarios para la galvanización en caliente de las celosías resueltas con este tipo de perfiles.
- La posibilidad de extender las conclusiones del estudio realizado en los experimentos a otros tamaños y tipos de perfiles gracias a la modelización numérica validada, de modo que puedan estudiarse los parámetros que influyen en la resistencia del tipo de uniones objeto de la presente Tesis Doctoral.

A continuación se presenta una introducción al método de los elementos finitos y a los elementos utilizados, un resumen de las modelizaciones previas que pudieran relacionarse con la presente, posteriormente, se describen los parámetros y propiedades del material utilizados en la simulación. Seguidamente se presenta el modelo de elementos finitos que se ha utilizado y finalmente se lleva a cabo un análisis basado en el diseño de experimentos en donde se podrán comprobar aquellos parámetros que resultan más influyentes en la resistencia de los nudos estudiados.

5.1 Introducción al MEF y elementos utilizados

El Método de los Elementos Finitos (MEF) ofrece la posibilidad de afrontar una diversidad de problemas virtualmente ilimitada, mediante el uso de elementos de formas regulares de varios tipos. Estos elementos pueden combinarse para aproximar cualquier contorno irregular. De igual modo, se pueden aplicar cargas y condiciones de contorno de cualquier tipo. Esta posibilidad de aplicación generalizada tiene como inconveniente el sacrificio de la visión global del problema, que en el caso de los métodos clásicos es mucho más clara. A pesar de esto, en muchas ocasiones el MEF es el único método de análisis viable. Así, dicho método puede aplicarse a toda clase de problemas de campo, incluyendo análisis estructural, transferencia de calor, problemas de fluidos, electromagnetismo y cualquier combinación de los anteriores.

La gran potencia del Método de los Elementos Finitos se aprovecha mediante el uso de programas informáticos que implementan las ecuaciones que definen los elementos, permitiendo resolver, en un tiempo razonable, sistemas con miles de grados de libertad. Esto

es más claro teniendo en cuenta el coste relativo frente a la potencia de cálculo de las estaciones de trabajo en la actualidad. Este método numérico es, en definitiva, una herramienta más de cálculo y diseño, que está plenamente integrado en el ámbito de la investigación.

El análisis por elementos finitos es, básicamente, la representación matemática de un sistema físico. Esta modelización comprende tres partes diferenciadas. La primera es el denominado *pre-procesado* y tiene como etapas fundamentales:

- La creación de un modelo de pieza, lo cual implica la definición de la geometría de la pieza y el correspondiente mallado, manteniendo un compromiso de eficiencia entre una adecuada aproximación a la pieza real, un mallado suficientemente fino y un razonable tiempo de computación.
- La definición de las propiedades del material utilizado ajustados a los datos más reales que se dispongan.
- La definición con el mayor detalle posible de las condiciones de contorno y de las acciones aplicadas a la pieza.

El siguiente paso es la *solución de la representación matemática* que se obtiene a partir de todos los datos del pre-procesado. A continuación la última parte del proceso de cálculo por elementos finitos sería el *post-procesado*, que comprende el análisis e interpretación de los resultados de la solución matemática obtenida.

Las formas y los problemas simples pueden tener soluciones analíticas simplificadas que no necesitan del uso del Método de Elementos Finitos. Sin embargo, la mayor parte de ensamblajes y elementos del mundo real presentan una complejidad importante y no pueden ser modelizados con fórmulas simples de una manera precisa. En el caso del objetivo de la modelización de la presente Tesis Doctoral, se ha planteado precisamente la investigación como un método de validación o mejora de las fórmulas analíticas existentes para un caso ya conocido (uniones en K con espaciamiento de perfiles RHS), pero en el que aparece una particularidad que lo hace diferente (la presencia de agujeros en las barras de relleno para permitir la galvanización), para lo cual se hace imprescindible el uso de métodos de análisis complejos como el MEF.

Para la realización de la modelización se ha elegido el software ANSYS (V.13), líder junto con ABAQUS dentro de los muchos que ofrece el mercado. La disponibilidad de este programa en el Departamento de Construcción de la Universidad de Oviedo ha permitido su uso en la presente investigación.

5.1.1 Pre-procesado

Para esta parte del proceso, los diversos softwares de elementos finitos utilizan normalmente una representación en CAD del modelo físico que puede ser creada en otros programas y luego importada, o bien diseñada en módulos creados por la misma empresa de software

En este caso, el software empleado posee una herramienta específica que permite la definición paramétrica del modelo, tal como se muestra en la figura 5.1. De este modo, la geometría puede ser cambiada de un modo rápido variando los parámetros con los que se creó.

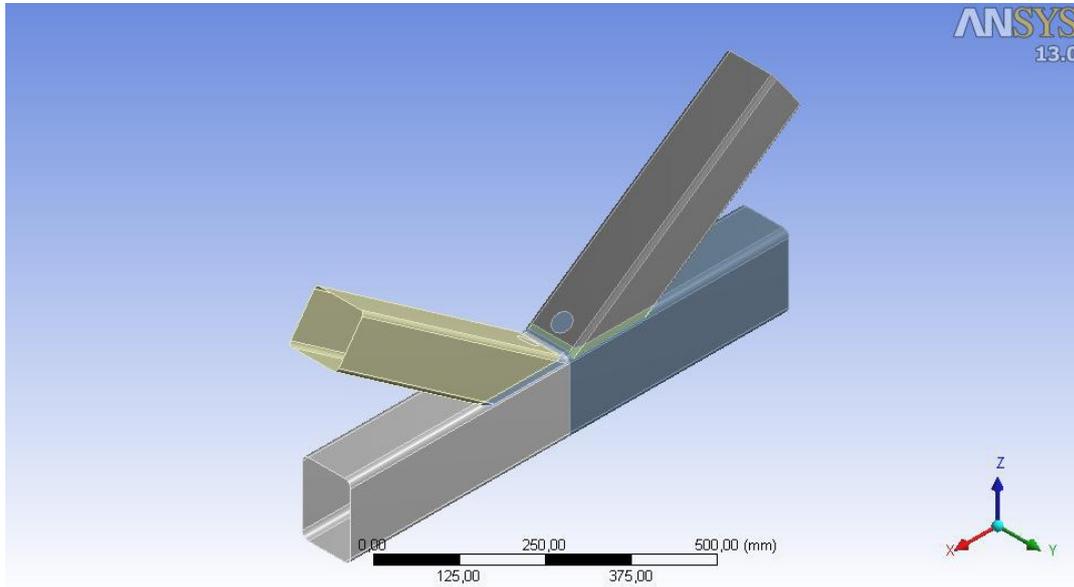


Figura 5.1 Modelo paramétrico de nudo en K definido mediante ANSYS 13

Esta representación gráfica del modelo es dividida en elementos o entidades de estudio mediante el proceso denominado mallado. El ajuste de la representación matemática a la realidad depende de dos factores:

- La calidad de los elementos y las ecuaciones matemáticas que los definen.
- El número de elementos utilizado, que depende directamente del tamaño de los mismos.

Cada elemento del modelo se encuentra caracterizado por una serie de puntos denominados nodos, que aproximan tanto la geometría como el resto de variables que intervienen en el problema. Por tanto la geometría sobre la que posteriormente son resueltas las ecuaciones de la mecánica de medios continuos, es tan solo aproximada (a través de las funciones de forma que aproximan los contornos reales de la misma).

La aproximación de la geometría mediante elementos y su posterior caracterización se hace a través de las denominadas "funciones de interpolación". Así, una vez conocidas las variables de respuesta en los nodos (por ejemplo, los desplazamientos), la interpolación mediante estas funciones permite obtener la respuesta para puntos interiores. De esta manera se consigue caracterizar la respuesta de toda la estructura mediante la respuesta de un número finito de puntos: los nodos.

El propósito principal de los elementos es conectar los nodos donde el programa aplica las ecuaciones físicas que definen el problema, con ecuaciones matemáticas predecibles basadas

en la rigidez entre nodos. El tipo de elemento usado, obviamente, depende del problema a resolver. Cada elemento se encuentra ensamblado a los vecinos a través de los nodos. Estos, a su vez se caracterizan por los grados de libertad, que identifican las posibilidades de desplazamientos independientes en ese punto de la estructura.

El comportamiento de cada elemento está definido por las ecuaciones matemáticas correspondientes y es perfectamente conocido. Combinando los comportamientos de los elementos, utilizando ecuaciones que los consideren de forma simultánea, puede predecirse el comportamiento de formas que de otra manera no podrían ser resueltas utilizando las fórmulas básicas de la ingeniería.

5.1.1.1. Tipos de elementos

Existe una gran cantidad de elementos que pueden ser utilizados en la simulación por EF y la mayoría de ellos han sido creados para propósitos especiales (tuberías, cables, vigas, estructuras en celosía, etc.). Un elemento de una única dimensión representa formas lineales como vigas o muelles. Uno de dos dimensiones puede representar triángulos y cuadriláteros en el plano. También existe la posibilidad de representación de superficies en el espacio mediante elementos planos con formas triangulares o cuadriláteros (elementos Shell). Los elementos tridimensionales son los que dan lugar a formas sólidas y presentan habitualmente dos configuraciones básicas: de tetraedros o pirámides o de hexaedros.

El uso de los elementos de una dimensión está limitado al estudio de conjuntos estructurales de barras. Para la modelización de partes pequeñas de conjuntos estructurales deben utilizarse elementos bidimensionales o tridimensionales. El objetivo de los elementos bidimensionales cuando se trabaja en un conjunto tridimensional es el mallado de chapas de pequeño espesor a la que está dirigida la formulación de estos elementos. Un resumen de los elementos más comunes para la modelización de sólidos es el presentado en la tabla siguiente (Tabla 5.1).

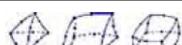
<i>Dimensión</i>	<i>Grado</i>	<i>Forma del elemento</i>	<i>Tipo del elemento</i>
1 dimensión (líneas)	Lineal		Viga, celosías
	Cuadrático		Viga
	Cúbico		Viga
2 dimensiones (superficies)	Lineal		Tensión plana, deformación plana, laminas y chapas
	Cuadrático		
	Cúbico		
3 dimensiones (volúmenes)	Lineal		Piezas con volumen en general
	Cuadrático		

Tabla 5.1 Tipos de elementos comunes en la modelización por elementos finitos

Para mallar con elementos lámina (Shell) hay que preparar la geometría de CAD con un modelo superficial mallable. Esto implica que los requerimientos de pre-procesado aumentan sustancialmente. En líneas generales, si el modelo puede ser mallado y resuelto como sólido tridimensional, se pueden emplear elementos 3D teniendo en cuenta ciertas limitaciones. Los elementos tridimensionales son ideales para partes gruesas, ensamblajes, componentes de máquinas, etc. Sin embargo, si se quieren emplear elementos de tipo tridimensional sólido sobre placas o estructuras de pared delgada, sería necesario disponer varios elementos en el espesor para conseguir una simulación correcta de los efectos de la flexión. La mayoría de los autores (Selamet & Garlock, 2010) convienen en que 3 o más elementos tridimensionales sólidos en el espesor proporcionan una buena aproximación.

Los programas de elementos finitos de propósito general de que se dispone en la actualidad, como ANSYS, utilizan normalmente un conjunto de elementos elegidos por su versatilidad, robustez y facilidad de uso. Los más utilizados para la modelización de piezas de sólidos para su análisis estático son los presentados en la figura 5.2.

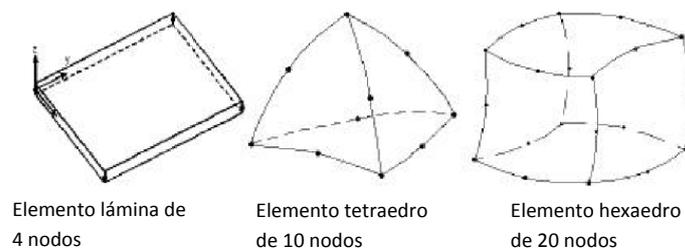


Figura 5.2 Elementos comunes en la modelización por elementos finitos

5.1.1.2. Elementos utilizados

El tipo y atributos de los elementos es una pieza de información esencial para realizar un análisis mediante programas basados en el MEF. Ello determina, entre otras cosas, la forma del elemento y el conjunto de grados de libertad. De los más de cien tipos de elementos disponibles en la biblioteca de los programas comerciales, debe elegirse el más adecuado dependiendo del tipo de análisis.

Por la experiencia ya acumulada en proyectos anteriores (López-Colina, 2009), se estimó que el elemento más adecuado para la modelización de los diferentes elementos de la unión en K, sería el de tipo lámina, *Shell 181*.

Los elementos lámina, que se seleccionaron por su versatilidad y facilidad de uso, fueron los de cuatro nodos. Algunas investigaciones anteriores sobre la resistencia de las uniones tubulares han utilizado elementos con interpolación cuadrática de ocho nodos (Van der Valk, 1991) (Cornelly & Zettlemoyer, 1989) (Bolt, Seyed-Kebari, & Ward, 1992) (Healy & Zettlemoyer, 1993) (Lee & Wilmshurst, 1995). Sin embargo, también es posible el uso de elementos con interpolación lineal de cuatro nodos, como se puede observar en la bibliografía, utilizando, naturalmente, un mayor número de elementos (Lee & Wilmshurst, 1996) (Lee & Wilmshurst,

1997) (Lee, Dexter, & Kirkwood, 1996). Esto no quiere decir necesariamente que el tiempo de procesado sea mayor.

Cuando se habla de elementos lámina, se puede considerar o no la flexibilidad frente a los esfuerzos cortantes transversales. Cuando se trata de una lámina homogénea, el cortante transversal sólo es importante cuando el espesor es mayor que $1/15$ de la longitud característica de la superficie, de acuerdo a las consideraciones de Lee (Lee, 1999). En el caso de un tubo de 100 mm de lado, esta consideración llevaría a espesores de alrededor de 6 mm de espesor para tener una necesidad clara de tener en cuenta este cortante. En cualquier caso, en el presente proyecto no se trabaja con espesores tan grandes en relación con el lado de las barras de relleno.

Como ya se ha dicho, uno de los elementos lámina que proporciona ANSYS para el modelado de componentes de chapa es el *Shell 181* (ANSYS, 2007). Este elemento es adecuado para analizar desde estructuras finas a moderadamente gruesas. Es un elemento de cuatro nodos con seis grados de libertad en cada uno de los nodos. Esto son: traslaciones en las direcciones x , y , z y rotaciones alrededor de los ejes x , y , z .

El *Shell 181* se adapta bien a problemas lineales, con grandes rotaciones o a problemas no lineales con grandes deformaciones (ANSYS, 2007). En el caso objeto de estudio en la presente Tesis Doctoral, se prevé que se presente este último caso.

Además, el *Shell 181* puede ser utilizado para elementos multicapa como paneles sándwich. Su precisión para estas aplicaciones viene determinada por la teoría de primer orden para cortante, llamada normalmente teoría de láminas de Mindlin-Reissner.

El elemento *Shell 181* normalmente presenta menos problemas de convergencia que otros elementos más antiguos como el *Shell 43*, también encaminados a su uso en problemas con grandes deformaciones plásticas.

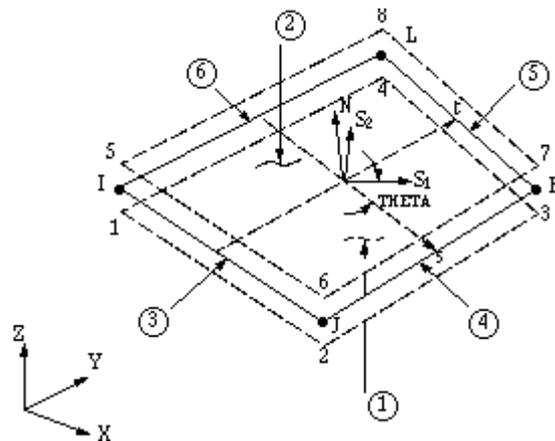


Figura 5.3 Elemento lámina de 4 nodos, Shell 181 de ANSYS

Como puede verse en la figura 5.3, el elemento se define mediante cuatro nodos: I, J, K y L. Su formulación está basada en tensiones y deformaciones logarítmicas o reales. Además, su

formulación permite considerar 8 vértices y 6 caras en las consideraciones relativas a temperaturas y presiones respectivamente.

Así, con este elemento, se procede al mallado del modelo. Para ello, se ha empleado el control proporcionado por el software de cálculo, denominado “mapped mesh”, mediante el cual se obtiene un mallado regular y ortogonal mediante elementos rectangulares, presentando ciertas zonas de transición entre áreas contiguas para las que se hayan definido tamaños de elemento diferentes (ver figura 5.4).

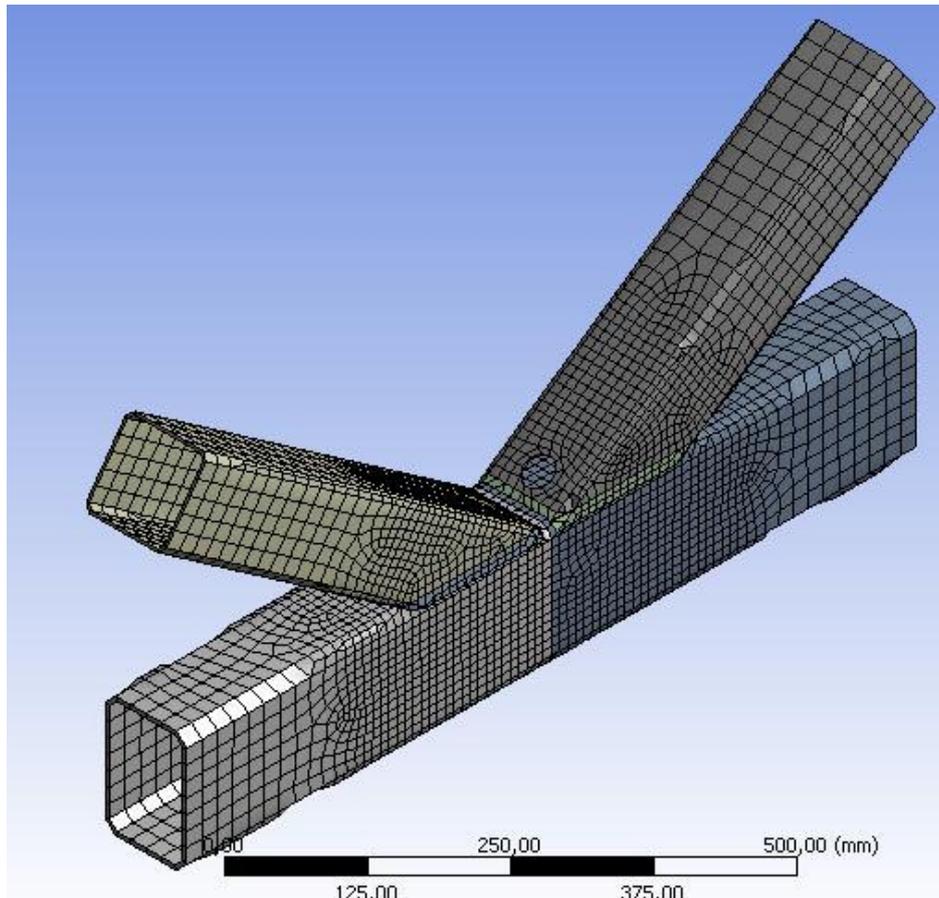


Figura 5.4 Ejemplo de mallado

5.2 Modelo del material

El estudio completo de la respuesta de las piezas ensayadas requiere del trabajo con no-linealidades estructurales. Las curvas fuerza-desplazamiento que se obtienen del programa experimental muestran cambios importantes en la rigidez de los diferentes nudos conforme la carga se incrementa.

Una de las causas de dicho comportamiento no lineal para las estructuras o componentes modelizados, reside en las relaciones, igualmente no lineales, entre la tensión y la deformación en el material. No obstante, incluso en estos casos de falta de linealidad, la tensión continúa siendo función de la deformación unitaria, si bien, lógicamente, esta función ya no es lineal.

El programa utilizado, en su versión más extensa, permite la introducción de nueve casos diferentes de respuesta no-lineal en el comportamiento de los materiales.

1. Plasticidad. Con deformaciones irreversibles que ocurren instantáneamente.
2. Viscoplasticidad, que permite a las deformaciones plásticas desarrollarse durante un intervalo de tiempo.
3. Fluencia. Como deformación irreversible que sucede en el material y depende de la velocidad, por tanto debe desarrollarse durante un cierto tiempo. Este espacio de tiempo suele ser mucho mayor que para la viscoplasticidad.
4. Material de juntas. Puede ser modelizado mediante relaciones especiales.
5. Elasticidad no lineal. Relación reversible no-lineal entre tensión y deformación.
6. Hiperelasticidad. Se define como un potencial de densidad de energía de deformación que caracteriza los elastómeros y las espumas. Las deformaciones son irreversibles.
7. Viscoelasticidad. Incluye una dependencia del tiempo para las deformaciones elásticas.
8. Hormigones. Que pueden incluir fisuración.
9. Dilatación inducida por neutrones.

El caso que se utilizará en la simulación que concierne a la presente Tesis Doctoral es el de la plasticidad independiente de la velocidad de deformación.

En este caso de respuesta no lineal, se observa cómo, por encima de un determinado valor de tensión f_p , no puede considerarse un comportamiento perfectamente elástico del acero. Desde ese límite de proporcionalidad hasta el límite elástico f_y , definido en muchos casos, como ya se comentó, sin un criterio unificado, puede considerarse una evolución de la curva fuerza-desplazamiento siguiendo una ley más o menos ajustada al resultado de los ensayos experimentales. A partir de ese punto f_y puede tenerse en cuenta el efecto del endurecimiento por deformación o, simplemente, considerar una ley perfectamente plástica.

El software empleado permite elegir entre varias opciones para la definición de esta no-linealidad, más o menos complicadas. Entre ellas, para los análisis llevados a cabo se ha considerado un modelo de material que considera la transición entre el comportamiento elástico y plástico como una curva de endurecimiento multilineal isotrópica, la cual sigue la ecuación elíptica propuesta por el Eurocódigo 3-1-8 (AENOR, 2005) para el acero al carbono a partir del límite elástico. El límite de proporcionalidad (al final de la parte elástica lineal) se tomó como el 85% del $f_{p0,2\%}$, siguiendo los estudios llevados a cabo sobre perfiles RHS en la Universidad de Helsinki (Kaitila, 2001). El límite elástico era el tradicional $f_{p0,2\%}$ y el modelo del material se consideraba como perfectamente plástico a partir de ese punto (del Coz, García, Betegón, & Fernández, 2006) (Castro-Fresno, del Coz, López, & García, 2008) (Lubliner, 2008) como el que se muestra en la figura 5.5.

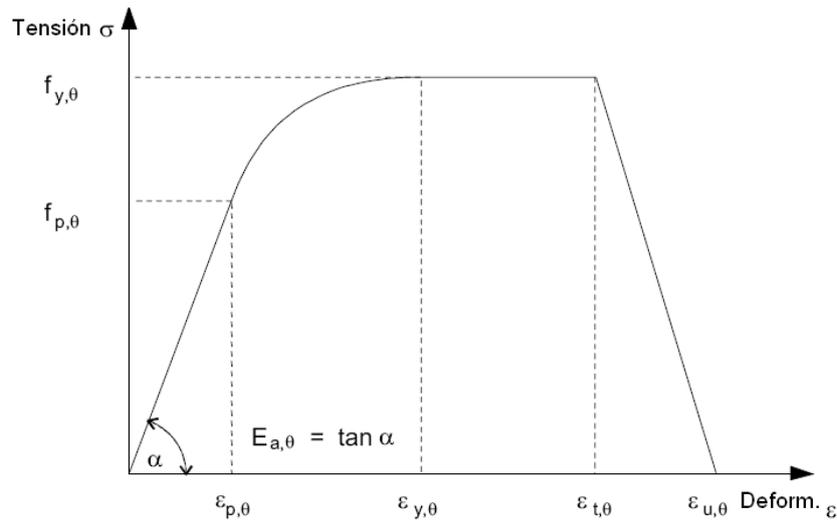


Figura 5.5 Curva tensión – deformación según el Eurocódigo 3-1-8 (AENOR, 2005)

Una de las consideraciones que deben ser tenidas en cuenta para introducir las propiedades del material, es que ANSYS exige que los valores indicados correspondan a tensión y deformación reales y no valores ingenieriles.

Así, en el estudio objeto de la presente Tesis Doctoral, se consideraron perfiles de acero, de calidad nominal S275 (excepto en un caso, KGB06, donde el cordón es de calidad nominal S355). Teniendo en cuenta que la caracterización del material es uno de los puntos más importantes en la modelización por EF, fue necesario llevar a cabo ensayos sobre probetas normalizadas (AENOR, 2010), para definir las propiedades reales del material a introducir en la simulación. De esta manera, los resultados obtenidos numérica y experimentalmente serán directamente comparables.

Como ya se ha comentado, los ensayos de tracción sobre las probetas normalizadas de los perfiles tubulares fueron llevados a cabo en el laboratorio de Resistencia de Materiales del departamento de Construcción e Ingeniería de Fabricación de la Universidad de Oviedo. Los resultados de estos ensayos proporcionan las propiedades mecánicas a tener en cuenta en la simulación.

5.3 Modelo de elementos finitos utilizado

5.3.1 Modelo geométrico

Como ya se ha comentado, el software empleado (ANSYS Workbench V. 13), permite una definición paramétrica del modelo a analizar. Los principales parámetros geométricos que se han empleado para la modelización de los nudos del programa de ensayos, previamente definido, han sido:

- Espaciamiento 'g', el cual se ha empleado para obtener, asimismo, la excentricidad 'e'.

- Canto del cordón ' h_0 '.
- Anchura del cordón ' b_0 '.
- Canto de la barra de relleno a compresión ' h_1 '.
- Anchura de la barra de relleno a compresión ' b_1 '.
- Canto de la barra de relleno a tracción ' h_2 '.
- Anchura de la barra de relleno a tracción ' b_2 '.
- Ángulo de la barra de relleno a compresión con respecto al cordón ' θ_1 '.
- Ángulo de la barra de relleno a tracción con respecto al cordón ' θ_2 '.
- Longitud del cordón ' L '.

Se ha empleado la misma nomenclatura que la recogida en los Eurocódigos (CEN, 2005) para este tipo de nudos (Figura 5.6).

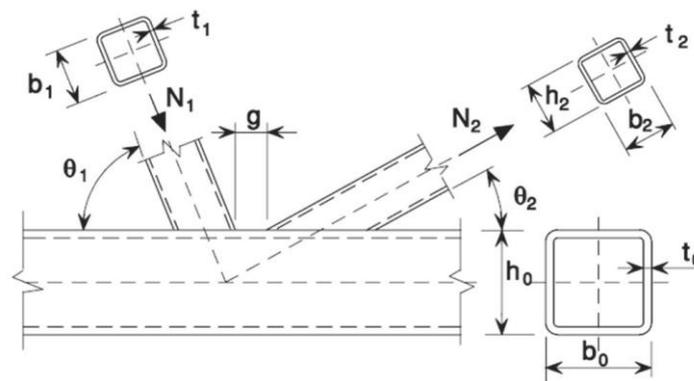


Figura 5.6 Representación esquemática de un nudo en K con espaciamiento

El modelo paramétrico de la longitud de las barras de relleno se ha definido dependiendo del ángulo (θ) y de la longitud del cordón, de modo que la longitud de sus ejes no sobrepase el borde del cordón. La longitud del cordón (L) se fijó en seis veces su canto ($6 \cdot h_0$) para cada caso.

Los espesores de las diferentes barras no se han empleado como un parámetro directo en el modelo geométrico. El motivo es que la geometría definida se corresponde con un modelo de superficie, de manera que los espesores se han de definir en el archivo de simulación (pero no en el de geometría). No obstante, sí se han tenido en cuenta los valores del espesor para la definición del radio de encuentro en las esquinas de la sección transversal de los perfiles tubulares (rectangulares y cuadrados). En concreto, se ha empleado una relación $r_i = 2 \cdot t_i$, lo cual constituye un valor medio entre el máximo y el mínimo permitido por la norma EN 10219 (AENOR, 2007) para los perfiles huecos conformados en frío.

Para el análisis de la resistencia bajo cargas estáticas de uniones en T e Y (con una única barra de relleno), se acepta habitualmente que el comportamiento global de la unión se puede

reproducir adecuadamente mediante el uso de elementos lámina, modelizando la superficie media de la pared del elemento, sin considerar la rigidez extra que pudieran aportar los propios cordones de soldadura (Lee M. , 1999).

Para el caso de uniones en K con un espaciamiento significativo entre las barras de relleno, la rigidez a flexión de la pared del cordón en la zona del espaciamiento, tiene un efecto apreciable en el comportamiento global de la unión. La combinación de la modelización de la superficie media del espesor del elemento y la falta de modelización del cordón de soldadura modifica, inevitablemente, el tamaño del espaciamiento y, en consecuencia, su rigidez, dando lugar a una reducción en la resistencia de la unión y un posible cambio en su comportamiento global (Figura 5.7).

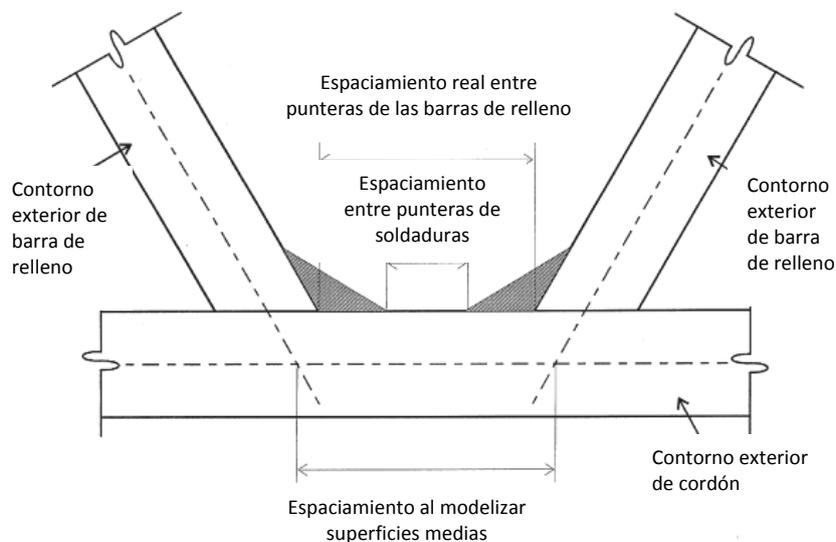


Figura 5.7 Zona de espaciamiento en uniones en K soldadas

Teniendo en cuenta lo anterior, si el resultado de la calibración del modelo de elementos finitos no hubiera proporcionado una buena correlación con el comportamiento real de las uniones, habría sido necesario implementar cierta rigidez adicional, colocando elementos lámina o sólido como cordón de soldadura. Sin embargo, habiendo considerado el modelo simplificado (sin la modelización de las soldaduras) para los primeros cálculos de simulación, los resultados fueron totalmente aceptables, haciendo innecesario el empleo de otro modelo más complicado.

Para terminar, en lo que respecta a los elementos individuales empleados para el mallado del modelo, como ya se ha adelantado, se seleccionó el elemento *Shell 181*. Con el objetivo de ajustar el tamaño de los elementos a las necesidades de la simulación, se seleccionaron dimensiones más pequeñas para los elementos en el centro de la unión y alrededor de la misma (Figura 5.8). De esta manera, se definió una esfera de radio 250mm para marcar el límite dentro del cual, los elementos tendrían un menor tamaño. Tras varias pruebas preliminares con las que se trató de optimizar la calidad de los resultados, sin olvidar el tiempo de cálculo, los tamaños finalmente adoptados para cada tipo de elemento fueron:

- 10mm de lado del elemento para la parte del modelo dentro de la esfera que limita el mallado más fino.
- 20mm de lado del elemento para la parte del modelo fuera de dicha esfera.

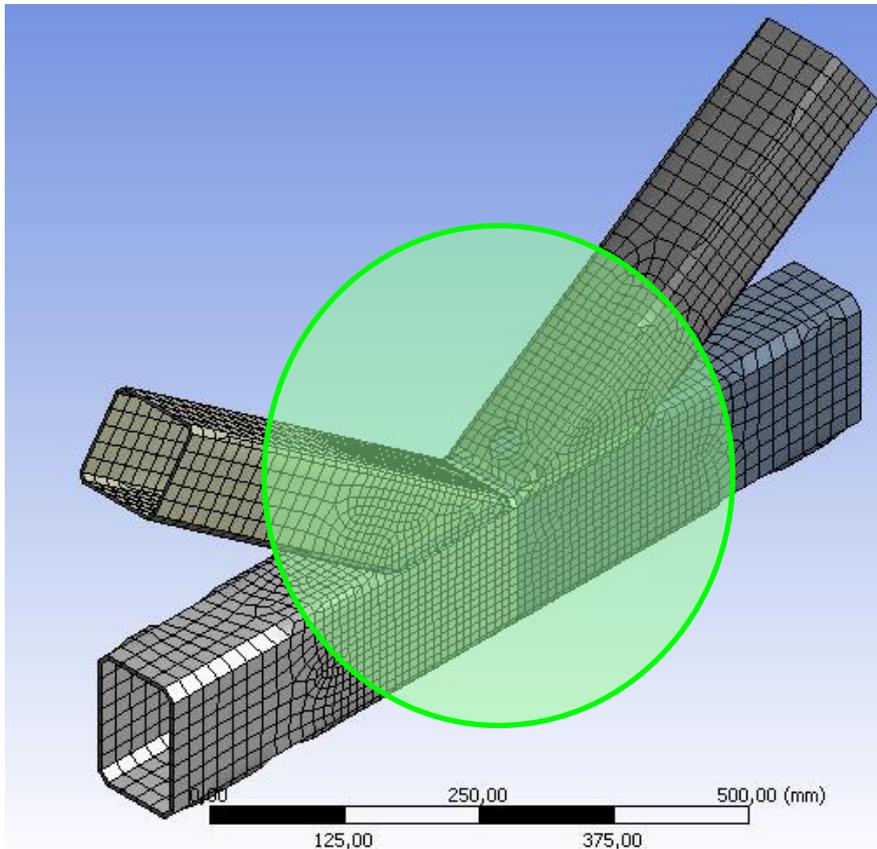


Figura 5.8 Mallado del modelo geométrico con las dos zonas diferenciadas

5.3.2 Condiciones de contorno

Con respecto a las condiciones de contorno (Figura 5.9), en la fase inicial del estudio se llevó a cabo, como ya se ha comentado en el capítulo 2 de la presente Tesis Doctoral, una revisión exhaustiva de otros trabajos de investigación precedentes sobre el comportamiento de uniones en K. En ellos, se mostraba cómo, al depender la resistencia de la unión de las cargas aplicadas en las barras de relleno, es suficiente con aplicar carga en una de estas barras anclando la otra barra de relleno y un extremo del cordón bajo condiciones de apoyo articulado. El otro extremo del cordón dispondría de libertad de movimiento en el plano de la unión.

Esta configuración de ensayo se ha propuesto y validado en muchos proyectos de investigación relevantes, empleados para la definición de las actuales fórmulas de verificación para las uniones en K (Wardenier & Stark, 1979) (Wardenier & Stark, 1978) (Wardenier & de Koning, 1976) (Wood & Chandrakerthy, 1974).

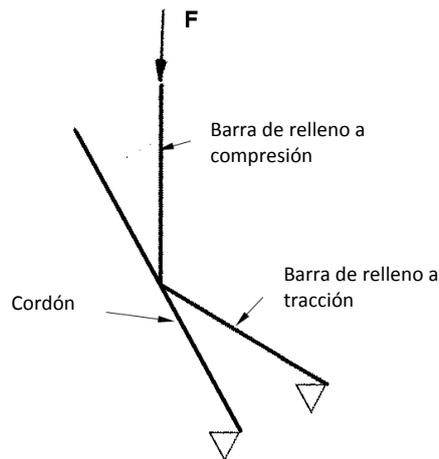


Figura 5.9 Condiciones de contorno de la unión

5.3.3 Pandeo no lineal

Un comportamiento no lineal particularmente difícil de analizar es el pandeo no lineal. En el presente análisis, es de vital importancia resolver este problema debido a lo siguiente:

- En la mayoría de los casos, los tubos son de pared relativamente delgada.
- Los ensayos de laboratorio bajo carga estática muestran fallos locales de importancia, debidos a imperfecciones iniciales.
- En consecuencia, en estos nudos en K entre perfiles RHS se dan condiciones de deformación inelástica significativas.

El análisis de pandeo es una técnica empleada para determinar las cargas de pandeo (cargas críticas para las cuales la estructura se vuelve inestable) y adopta una deformada de pandeo (estado deformado característico asociado a la respuesta de pandeo de la estructura). El análisis de pandeo no lineal necesario es un análisis estático con grandes deformaciones llevadas hasta el punto donde la estructura alcanza su carga límite ó máxima. Además, el análisis post-pandeo es una continuación del análisis de pandeo no lineal. Después de la carga alcance el valor límite, éste puede mantenerse constante o incluso reducirse, mientras la deformación continúa creciendo.

El primer paso para este tipo de análisis, es un análisis lineal estático, el cual es seguido por un análisis de autovalores de pandeo, basado en el anterior.

Es necesario llevar a cabo análisis de pandeo no lineal y post-pandeo. Tomando como base el resultado de los análisis previos, el modelo geométrico debe ser modificado para adoptar el estado deformado asociado al primer modo de pandeo (Figura 5.10) y las propiedades del material se consideran no lineales (con comportamiento plástico). Finalmente, el problema se soluciona mediante el empleo de las correspondientes herramientas de estabilización numérica para obtener unos resultados que representen fielmente el comportamiento observado en los ensayos.

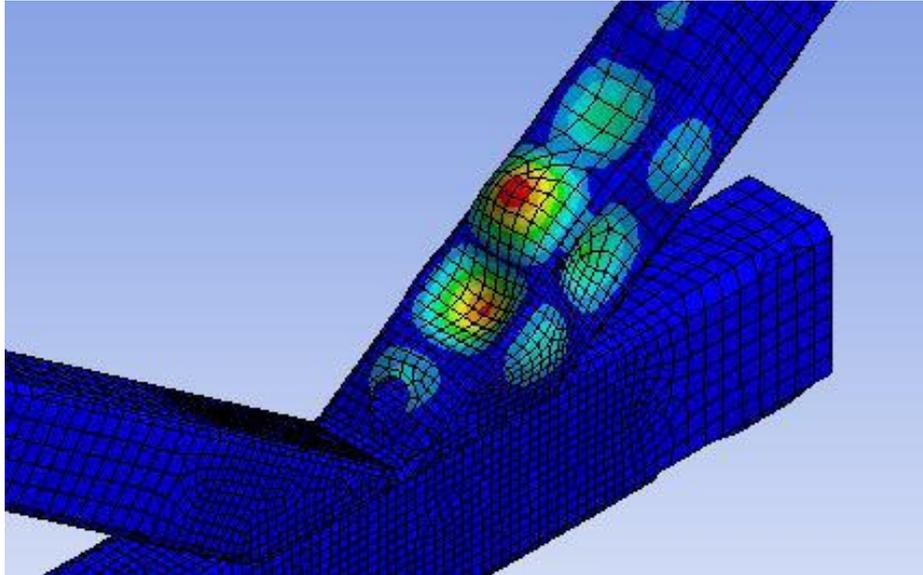


Figura 5.10 Modelización del nudo con su deformada correspondiente al primer modo pandeo lineal

Un aspecto interesante a analizar en este tipo de modelización es el valor de la imperfección inicial empleada para el análisis no lineal final, de acuerdo con la deformada de pandeo calculada previamente (Figura 5.10). Siguiendo las recomendaciones de Schafer y Pecköz (Schafer & Pecköz, 1998), dicho valor se ha definido inicialmente como 0,64 veces el espesor de la barra.

5.4 Análisis paramétrico basado en el diseño de experimentos

Con el objetivo de estudiar la influencia de los diferentes parámetros geométricos del nudo y, en último término, de la presencia de los agujeros para la galvanización de las celosías en la respuesta estructural post-pandeo, se ha llevado a cabo un procedimiento basado en el *diseño de experimentos* (DOE) (Sánchez, Vilán, García, & del Coz, 2010) (del Coz, García, Lozano, & Suárez, 2009) (Anthony & Butterworth-Heinemann, 2003) (del Coz, López-Colina, Serrano, & Álvarez, 2010).

En la optimización del cálculo basado en DOE, cada cambio que se realiza en el valor de cada una de las variables de entrada al programa, requiere de un nuevo análisis EF. Así, lo que se genera como salida o respuesta del análisis, es una superficie de respuesta que se obtiene por aproximación explícita de los resultados EF y se presenta como una función de todas las variables de entrada seleccionadas. Este método DOE genera la superficie de respuesta utilizando algoritmos de ajuste curvo y de superficie para ajustar los datos de salida como una función de los de entrada. Para ello, se requiere de un conjunto de puntos de cálculo donde cada punto es generado mediante una solución EF (Sánchez, Vilán, García, & del Coz, 2010).

Para determinar las superficies de respuesta, es necesario evaluar derivadas de mayor orden que las de los resultados obtenidos de los análisis por elementos finitos para las variables de entrada seleccionadas, donde el orden de dichas derivadas corresponde con el orden de la

función de aproximación empleada para la obtención de la superficie (del Coz, García, Lozano, & Suárez, 2009). Este método se puede aplicar en problemas estructurales, tales como el presente análisis no-lineal de uniones entre perfiles tubulares de sección rectangular o cuadrada con agujeros para la galvanización de la celosía. Finalmente, se han comparado los resultados numéricos y experimentales con y sin agujeros, obteniendo la carga última de la unión para un gran rango de casos geométricos diferentes.

El problema se resolvió con un ordenador que poseía una doble CPU Xeon 64 bits, memoria de 24 GB RAM y un disco duro de 4TB. Para reproducir el comportamiento estructural no lineal de la unión, se resolvieron un total de 52 modelos EF. Para cada uno de ellos, la CPU empleó unos 5000 segundos, con un total de 160 iteraciones (aproximadamente) para llegar a converger.

Los parámetros de entrada que se corresponden con las variables utilizadas en el análisis DOE-FEM mediante el código del software Ansys-Workbench V. 12.1 son los siguientes:

- Longitud de las barras de relleno: desde 0,05 hasta 0,09 metros, con un valor inicial de 0,075 metros.
- Ángulo de las barras de relleno: desde 30 hasta 60 grados, con un valor inicial de 45 grados.
- Espesor de las barras de relleno: desde 3 hasta 6 milímetros, con un valor inicial de 4,5 milímetros.
- Imperfección inicial, a considerar en el análisis estructural post-pandeo: desde -1 hasta 1,4, con un valor inicial de 0,64. Este valor se multiplica por el espesor de la barra de relleno para obtener la imperfección máxima en el perfil.

El parámetro de salida es el valor de la carga última post-pandeo. Éste, se obtiene, como ya se ha mencionado, mediante un análisis de tres etapas (del Coz, García, Betegón, & Fernández, 2006) (del Coz, García, Lozano, & Suárez, 2009) (del Coz, López-Colina, Serrano, & Álvarez, 2010). En la primera etapa, se realiza un análisis estructural estático con pre-tensión; en la segunda, se resuelve un análisis de pandeo lineal, obteniendo los diez primeros modos de pandeo. Finalmente, en la tercera etapa el modelo EF se actualiza considerando la geometría deformada del primer modo de pandeo con el valor de imperfección máxima del parámetro de entrada correspondiente, resolviendo el problema no-lineal, con las siguientes consideraciones:

- Las cargas se aplican sin efectos de inercia.
- El desplazamiento aplicado en el modelo es de 20mm.
- Controles de intervalo de tiempo referidos a 1 s: intervalo inicial igual a 0,01 s, intervalo mínimo igual a 0,00001 s e intervalo máximo igual a 0,05 s.
- Tolerancia para la convergencia de la fuerza: 0,5% de la carga total, con un valor mínimo igual a 0,01 N.

Una vez que el modelo matemático se ha resuelto mediante el procedimiento DOE-FEM, los resultados numéricos más relevantes se presentan en las figuras 5.11 a 5.15.

La figura 5.11 muestra el análisis de sensibilidad para todas las variables consideradas. Se puede afirmar que el parámetro más importante, desde el punto de vista de la carga última, es el tamaño de la barra de relleno. El segundo parámetro en orden de importancia sería el ángulo de la barra de relleno y el menos influyente la imperfección inicial.

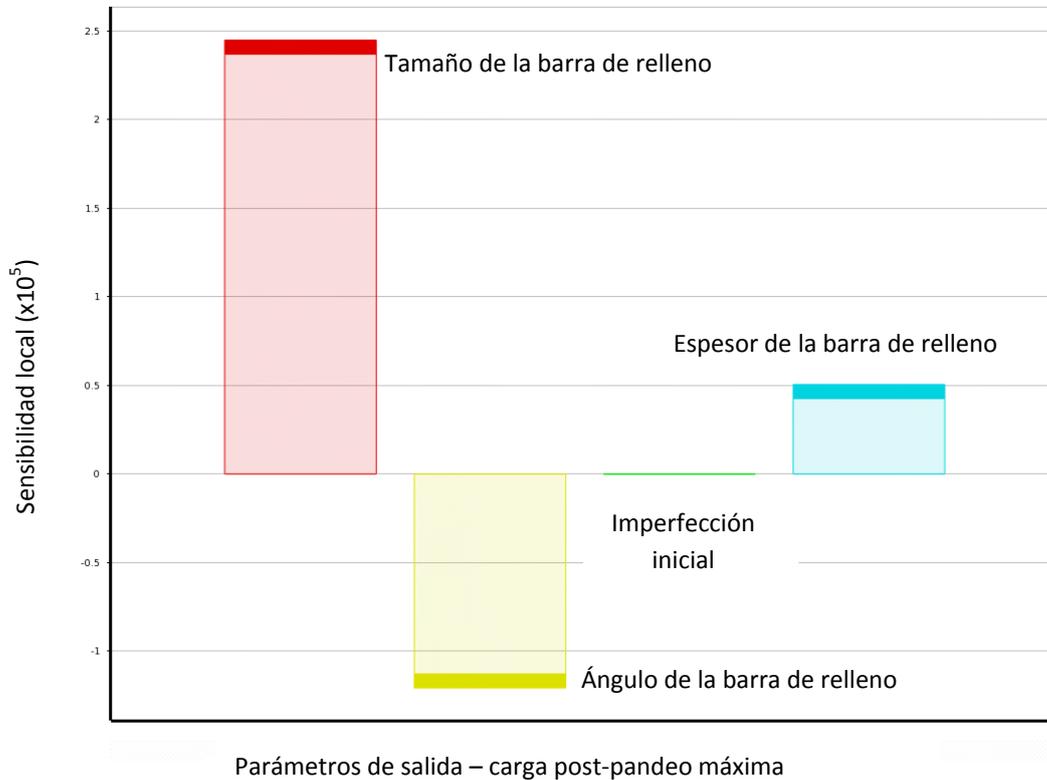


Figura 5.11 Análisis de sensibilidad

Esta figura (Figura 5.11), muestra claramente que la influencia de la imperfección inicial sobre el modelo es despreciable, mientras que los parámetros que tienen una influencia real en el comportamiento de la unión son todos ellos, parámetros geométricos. Teniendo en cuenta que el parámetro más importante es el tamaño de la barra de relleno y que el tamaño del cordón permanece constante en este análisis, se podría concluir que el parámetro β (relación de anchuras entre las barras de relleno y el cordón) tiene una importancia significativa en el fallo de la unión, tal como recoge actualmente, la formulación del Eurocódigo 3-1-8 (AENOR, 2005).

La figura 5.12 muestra la influencia del canto y el ángulo de la barra de relleno sobre la carga post-pandeo en las situaciones en que la unión presente o no agujeros de ventilación. Las diferencias entre ellos son despreciables. También se puede afirmar que un canto grande de la sección de la barra de relleno en conjunción con un ángulo pequeño del elemento, incrementan la carga última de la unión.

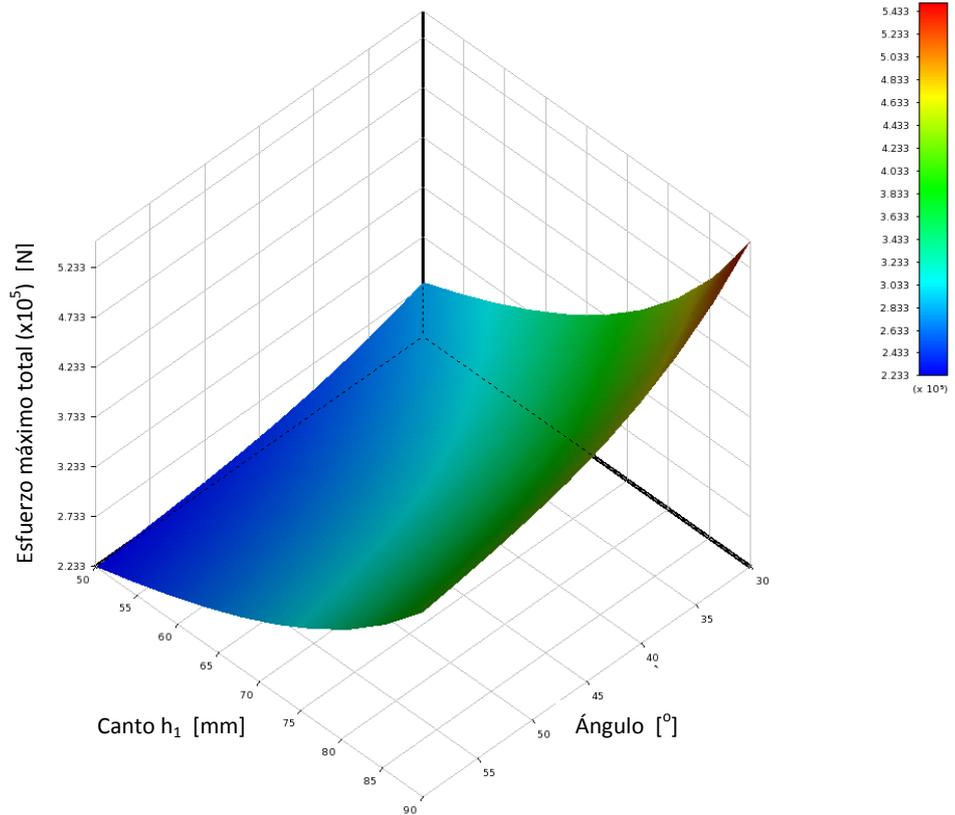
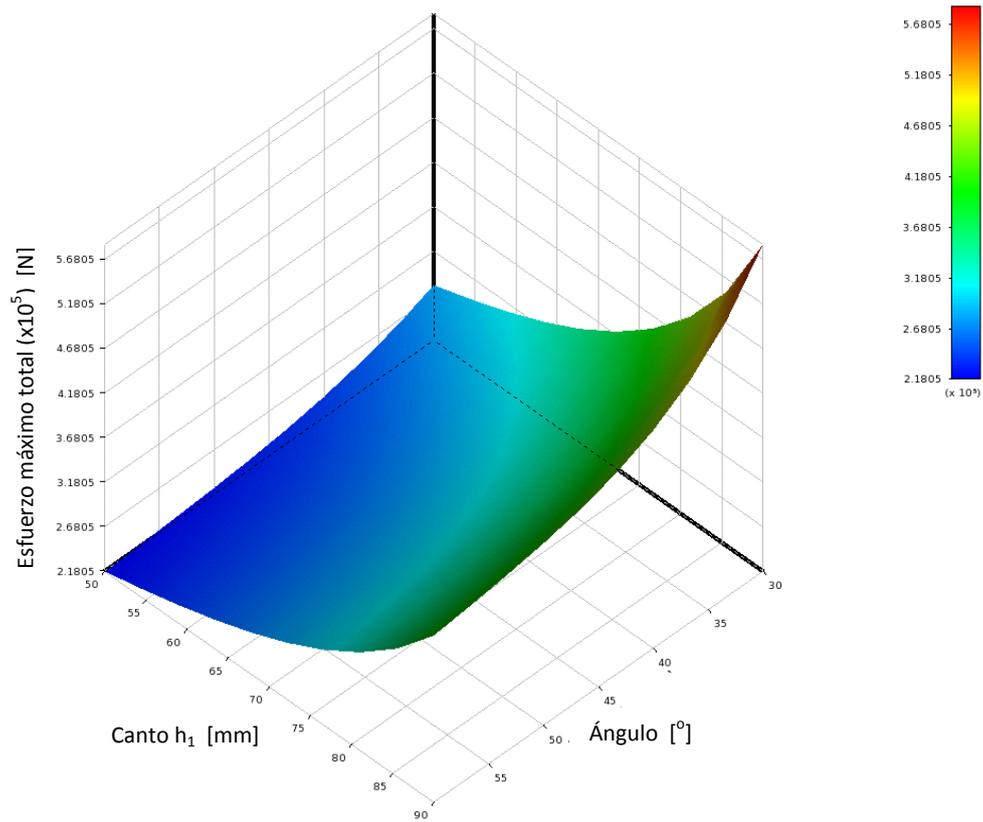


Figura 5.12 Influencia del canto y el ángulo de la barra de relleno en la carga última post-pandeo: con agujeros (arriba) y sin agujeros (abajo)

Por su parte, las figuras 5.13 y 5.14 muestran la evolución de la carga última post-pandeo con respecto al tamaño de la barra de relleno, teniendo en cuenta los efectos de la imperfección inicial considerada en el análisis de pandeo y del espesor del tubo.

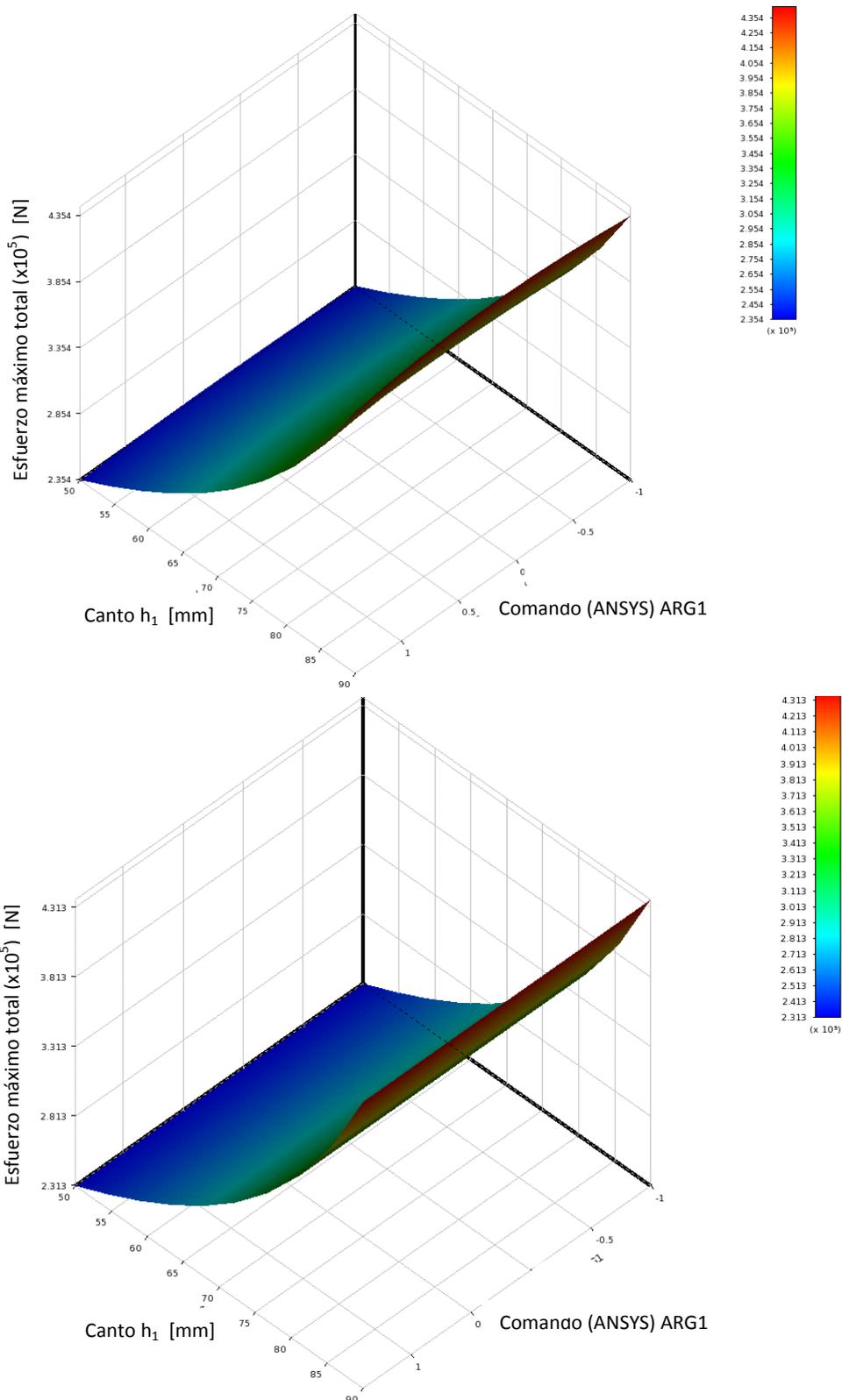


Figura 5.13 Influencia del tamaño de la barra de relleno y de la imperfección inicial en la carga última post-pandeo: con agujeros (arriba) y sin agujeros (abajo)

Tal como se dijo anteriormente, la influencia de la presencia de los agujeros puede despreciarse, así como la de la imperfección inicial. También se simuló el cambio de modo de fallo, desde el fallo en la barra de relleno hasta el fallo en el cordón. Así, cuando aumentan el tamaño y espesor de la sección transversal de las barras de relleno, el modo de fallo pasa de un fallo por barra de relleno a un fallo local en el cordón, descendiendo la carga máxima representada para la unión.

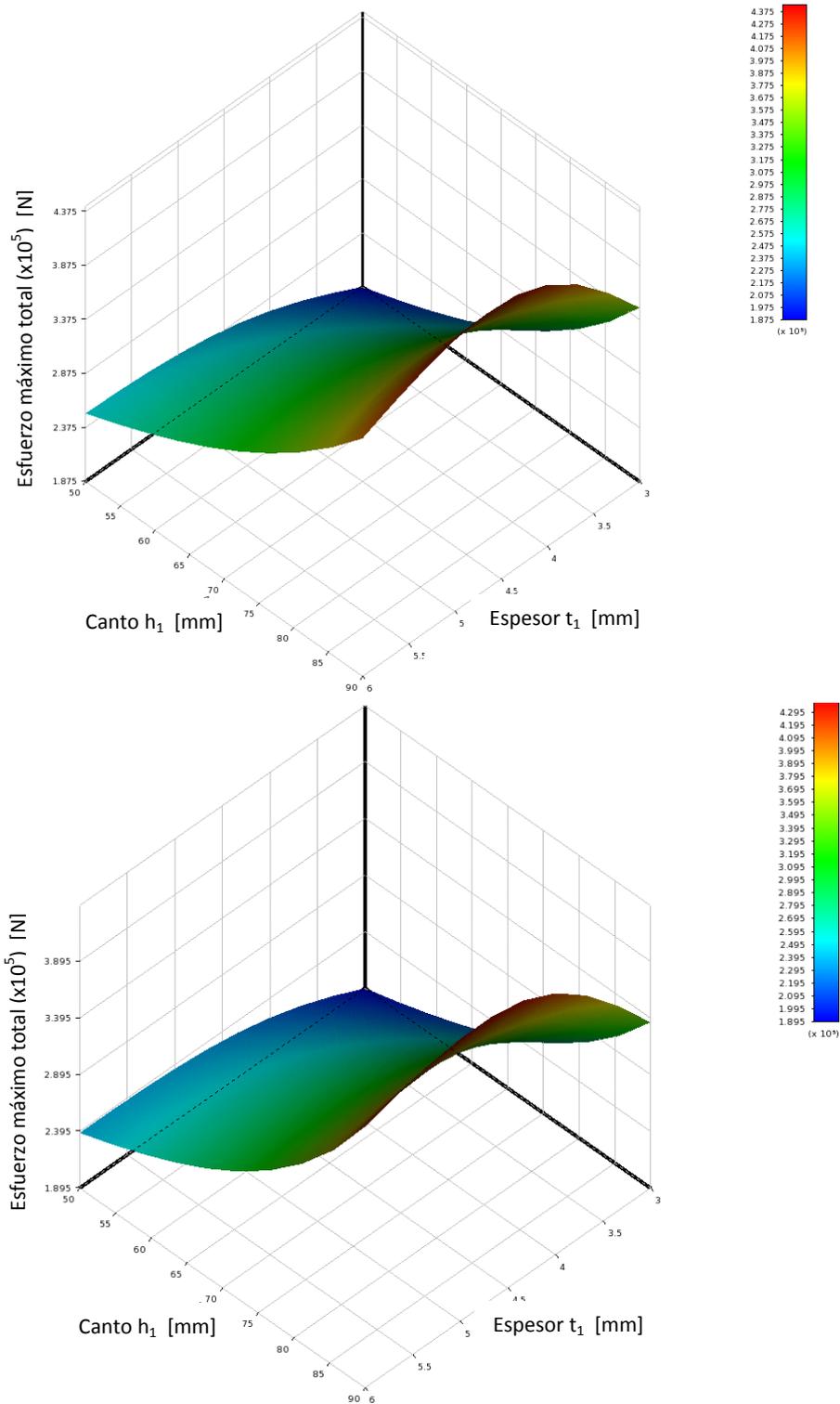


Figura 5.14 Influencia del tamaño y espesor de la barra de relleno en la carga última post-pandeo: con agujeros (arriba) y sin agujeros (abajo)

Por último, la figura 5.15 muestra la influencia del ángulo de la barra de relleno y su espesor sobre la carga última post-pandeo en uniones con y sin agujeros. Como se puede comprobar en las figuras, las cargas máximas se obtuvieron con ángulos pequeños y valores intermedios del espesor.

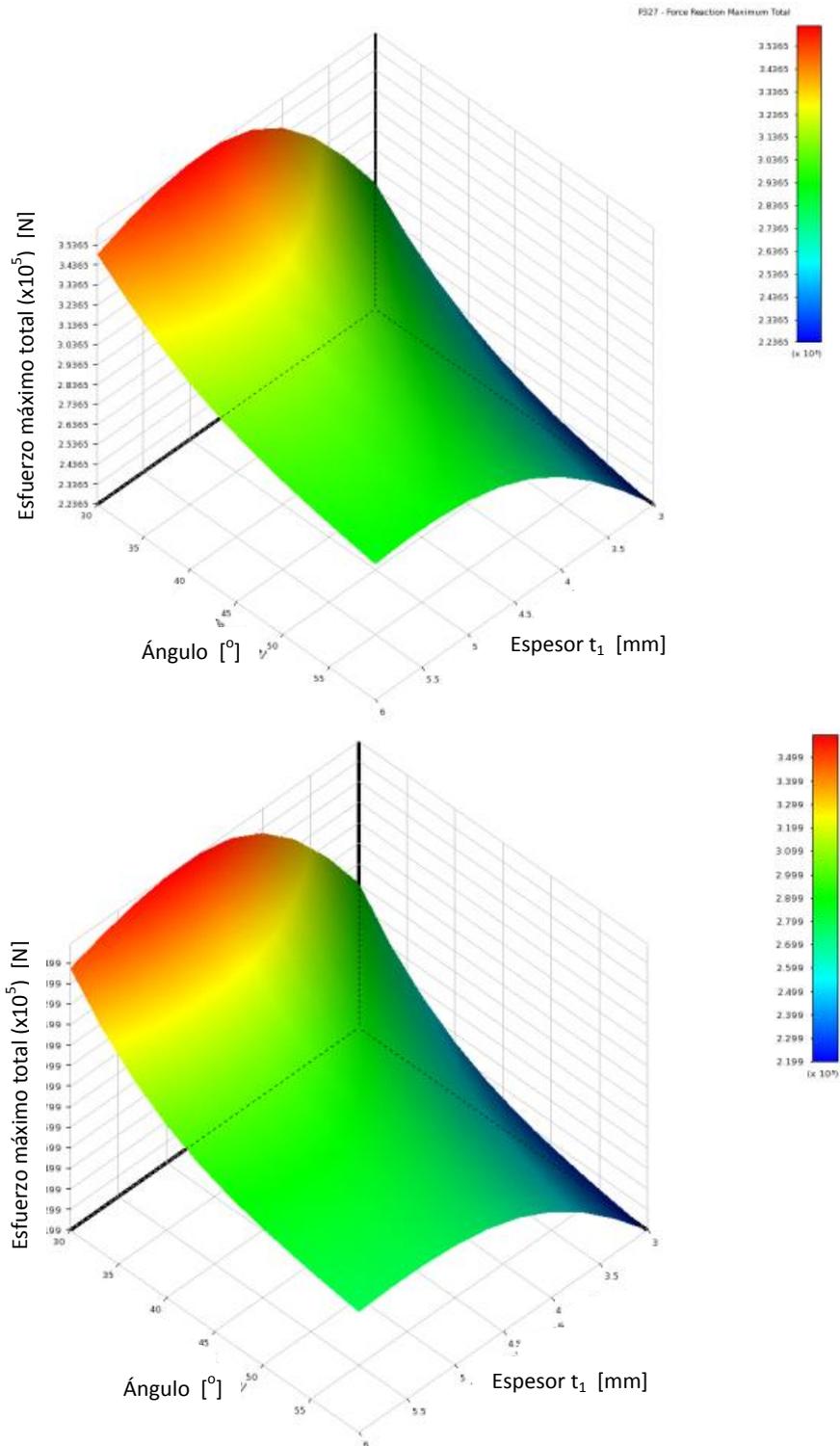


Figura 5.15 Influencia del ángulo y el espesor de la barra de relleno en la carga última post-pandeo: con agujeros (arriba) y sin agujeros (abajo)

En el caso del análisis DOE, para poder reducir el tiempo de computación con una aproximación razonable, la curva tensión – deformación del material empleada es una simplificación de la utilizada para la simulación de las uniones ensayadas expuesta anteriormente. Así, para este análisis, se emplea una curva de caracterización del material isotrópica bi-lineal, sin la zona de transición elíptica entre el comportamiento elástico y el comportamiento plástico que propone el Eurocódigo 3-1-8 (AENOR, 2005).

La ventaja del método DOE, comparándolo con los análisis tradicionales de elementos finitos es que permite la consideración, relativamente sencilla, de la influencia de varios de los parámetros de entrada en la respuesta del modelo (del Coz, García, Lozano, & Suárez, 2009) (Anthony & Butterworth-Heinemann, 2003). El método DOE presenta unos fundamentos teóricos sólidos, lo que le aporta fiabilidad y, en muchos casos, hace posible un análisis matemático y una estimación del error en la solución aproximada EF.

Para terminar el análisis DOE, la figura 5.16 muestra el valor de la carga última post-pandeo obtenido en los 52 casos analizados. La mayor diferencia entre las uniones con y sin agujeros es menor del 5% tal y como se aprecia en la figura 5.16 en donde se presenta una comparación de resultados con el DOE para uniones con y sin agujeros, por lo que el comportamiento estructural de la unión es, básicamente, el mismo.

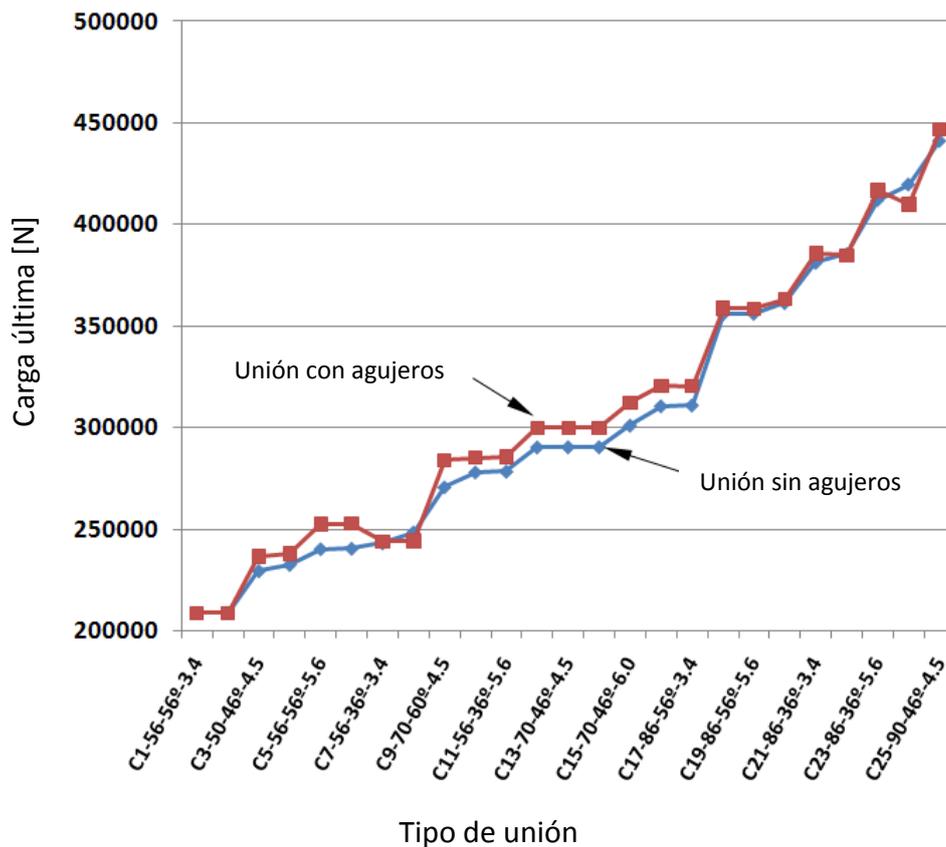


Figura 5.16 Comparación de los resultados del análisis sobre uniones con y sin agujeros

Para la validación del análisis numérico, en un primer momento, se comparó el resultado del modelo con los obtenidos, tanto en la primera fase de ensayos (tabla 5.2), como, en programas de investigación previos, en la Universidad de Delft (Wardenier & de Koning, 1976) (Wardenier & Stark, 1978).

Nudo	Cordón	Barras de relleno	Ensayos realizados
KGB01	150x100x6	100x100x3	4 (2 con agujeros)
KGB02	150x100x6	90x90x3	4 (2 con agujeros)
KGB03	150x100x6	80x80x3	5 (2 con agujeros)

Tabla 5.2 Ensayos realizados en una primera fase

Del total de 22 ensayos contemplados (los 13 de la tabla 5.2 más 9 de la Universidad de Delft), se obtuvo una buena correlación entre los resultados de los test y del modelo numérico, con un coeficiente de correlación de 0,989 (muy cercano al valor ideal de 1). La desviación estándar entre el modelo EF y los ensayos fue de 19,7 kN, que constituye el 8,3% del resultado medio de los ensayos. La figura 5.17 presenta una comparación de los resultados numéricos y reales.

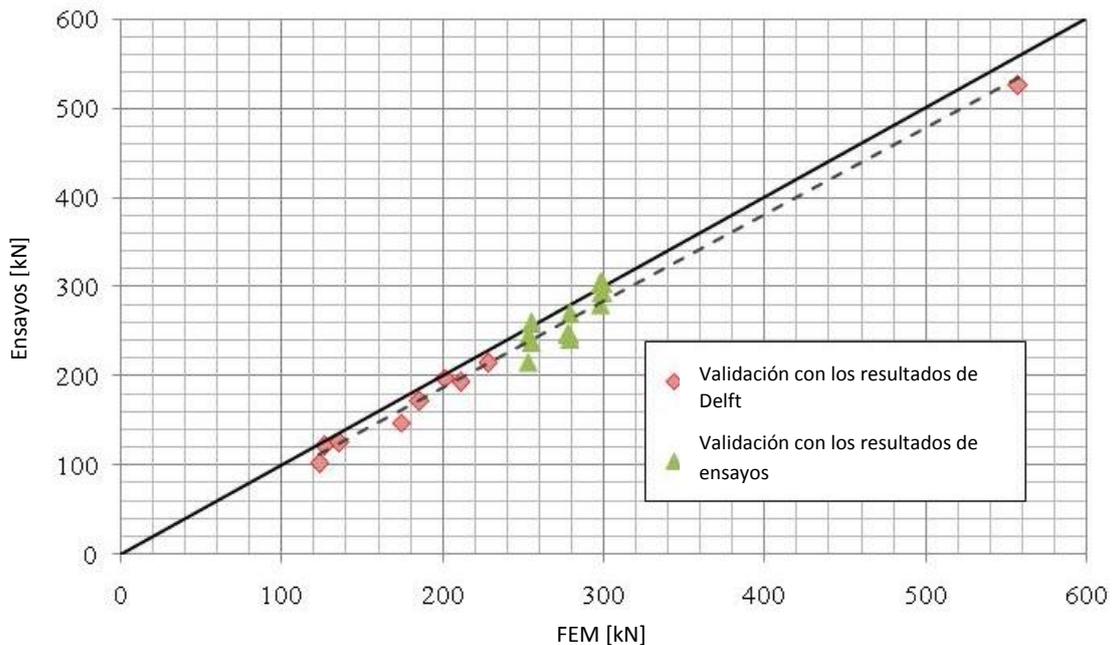


Figura 5.17 Validación experimental del modelo EF

Así pues, se puede concluir que el método de análisis basado en el diseño de experimentos (DOE), constituye una herramienta adecuada para el estudio de la carga última en uniones entre perfiles tubulares, incluyendo efectos no-lineales como la respuesta post-pandeo y la plastificación local de elementos estructurales.

5.5. Resultados de la simulación numérica

Tras el análisis DOE, y empleando el análisis numérico explicado en los puntos precedentes, se simuló el comportamiento de todos los nudos recogidos en el programa de ensayos planteado en el capítulo 4 y que se recuerda en la tabla 5.3:

Nudo	Cordón	Barra1	Barra2	θ	β	γ	f_{y0}	$f_{y1&2}$	Modo de fallo	kN
KGB01	150x100x6	100x3	100x3	35	1	8,3	275	275	BF	320
KGB02	150x100x6	90x3	90x3	35	0,9	8,3	275	275	BF	287
KGB03	150x100x6	80x3	80x3	35	0,8	8,3	275	275	BF	254
KGP04	150x100x6	90x5	90x5	35	0,9	8,3	275	275	CP	399
KGP05	150x100x6	80x5	80x5	35	0,8	8,3	275	275	CP	355
KGB06	150x100x8	100x3	100x3	35	1	6,25	355	275	BF	320
KGB07	150x100x5	100x3	100x3	35	1	10	275	275	BF	306
KGP08	150x100x5	100x3	100x3	45	1	10	275	275	CP	274
KGP09	100x100x5	100x3	100x3	35	1	10	275	275	CP	337
KGP10	100x100x6	100x3	100x3	35	1	8,3	275	275	CP	443
KGP11	100x100x4	100x3	100x3	35	1	12,5	275	275	CP	241
KGP12	100x100x3	100x3	100x3	35	1	16,7	275	275	CP	157
KGP13	150x100x5	100x3	100x3	60	1	10	275	275	CP	223
KGP14	150x100x5	100x3	100x3	90-35	1	10	275	275	CP	193
KGB15	150x100x6	70x4	70x4	35	0,7	8,3	275	275	BF	283
KGB16	150x100x6	60x4	60x4	35	0,6	8,3	275	275	BF	240

Tabla 5.3 Programa de ensayos

Los valores que se obtuvieron mediante la simulación numérica fueron las resistencias máximas de las uniones bajo un desplazamiento impuesto sobre una de las barras de relleno por una carga de compresión. Estos valores se corresponden con el valor máximo encontrado en las curvas fuerza-desplazamiento generadas como salida del programa de elementos finitos.

Estos valores máximos (en kN), se resumen en la tabla 5.4:

Juego de uniones	Con el valor real del límite elástico y momentos secundarios		Con el valor nominal (275 MPa)	
	Con agujero	Sin agujero	Con agujero	Sin agujero
KGB01	325,17	335,30	281,95	281,64
KGB02	328,00	322,39	266,42	257,93
KGB03	293,87	288,73	234,36	231,25
KGP04	446,89	446,63	335,81	336,35
KGP05	499,35	499,11	296,77	296,97
KGB06	316,29	347,52	292,12	291,09
KGB07	320,20	328,93	283,67	285,08
KGP08	291,29	285,29	278,84	262,62
KGP09	235,25	240,22	226,96	239,99
KGP10	245,71	255,82	230,44	240,66
KGP11	234,76	268,87	230,91	237,19
KGP12	187,50	188,57	149,02	148,21
KGP13	303,40	279,08	269,11	251,28
KGP14	208,08	198,40	154,59	137,99
KGB15	357,40	364,47	258,62	261,42
KGB16	314,52	313,29	214,00	213,75

Tabla 5.4 Valores de la carga máxima (en kN) obtenida mediante simulación numérica

En la tabla anterior, se pueden distinguir dos tipos de resultados diferentes:

- Aquellos obtenidos con los valores reales para el límite elástico del acero para cada juego de uniones con y sin agujero. En estos modelos, se consideró el ángulo medido en los ensayos entre la dirección de aplicación de la carga y el eje de la barra cargada. Este ángulo se midió para todos los ensayos al principio del proceso de carga, en un punto intermedio y al final y se comprobó que, debido a las deformaciones del conjunto durante el ensayo, su valor aumentaba ligeramente durante el proceso. Esto implica que, un ángulo que en circunstancias ideales debiera ser de 0° (carga alineada con el eje de la barra) realmente es variable durante el proceso y distinto de 0° . Para introducir esta circunstancia en la simulación que reproduce los ensayos se incluyó un ángulo de desviación de la carga con respecto al eje de la diagonal cargada. En el modelo numérico el ángulo es constante y de valor igual a la media de los valores angulares medidos en cada ensayo. Dichos valores introducidos varían entre ángulos de 0° y $2^\circ 30'$.
- Aquellos obtenidos con el valor nominal para el límite elástico (275 MPa) para cada juego de uniones con y sin agujero.

Se planteó comparar el primer grupo de valores con los resultados experimentales y así poder validar el modelo de elementos finitos. Dado que estos resultados incluyen las propiedades reales del material (S275), así como los momentos residuales derivados del método de introducción de carga, deberían constituir una simulación válida del comportamiento real de una unión en servicio en el conjunto de una celosía. Sin embargo, debe tenerse en cuenta que

tanto el uso de un material no ideal como, especialmente, la desviación variable de la carga durante el ensayo son fuentes importantes de incertidumbre. Esto hace difícil la obtención de resultados en la simulación con un ajuste perfecto a los ensayos.

El segundo grupo de valores (obtenidos empleando las propiedades nominales del material) puede emplearse para la comparación con las fórmulas existentes del Eurocódigo 3 (CEN, 2005). Por otra parte, constituye una buena referencia para el estudio de la influencia de aquellos parámetros modificados en el programa experimental (ángulo, dimensiones, etc.).

En el análisis EF de las diferentes uniones se dieron los mismos modos de fallo que en los ensayos experimentales. Entre todos ellos, el más común resultó ser el del fallo en la barra de relleno, tal como se pretendía, para estudiar, precisamente, la influencia de los agujeros de ventilación y drenaje ejecutados en las propias barras de relleno. Las figuras 6.1 a 6.3 muestran el estado deformado del modelo de elementos finitos tras alcanzar la máxima resistencia de la unión. En ellas, se observa en color rojo las áreas en las cuales se ha alcanzado el límite elástico real y constituyen un rápido ejemplo de todos los modos de fallo encontrados en la simulación numérica.

La figura 5.18 muestra un típico fallo por barra de relleno. En concreto, este es el modelo que se corresponde con el nudo KGB03. Dado que la imagen se tomó una vez que ya se había desarrollado el fallo principal, puede observarse también un cierto grado de inicio de fallo secundario en el cordón. En cualquier caso, el primer modo de fallo desarrollado (y por tanto el que gobierna el comportamiento de la unión) fue el de abolladura local de la barra de relleno.

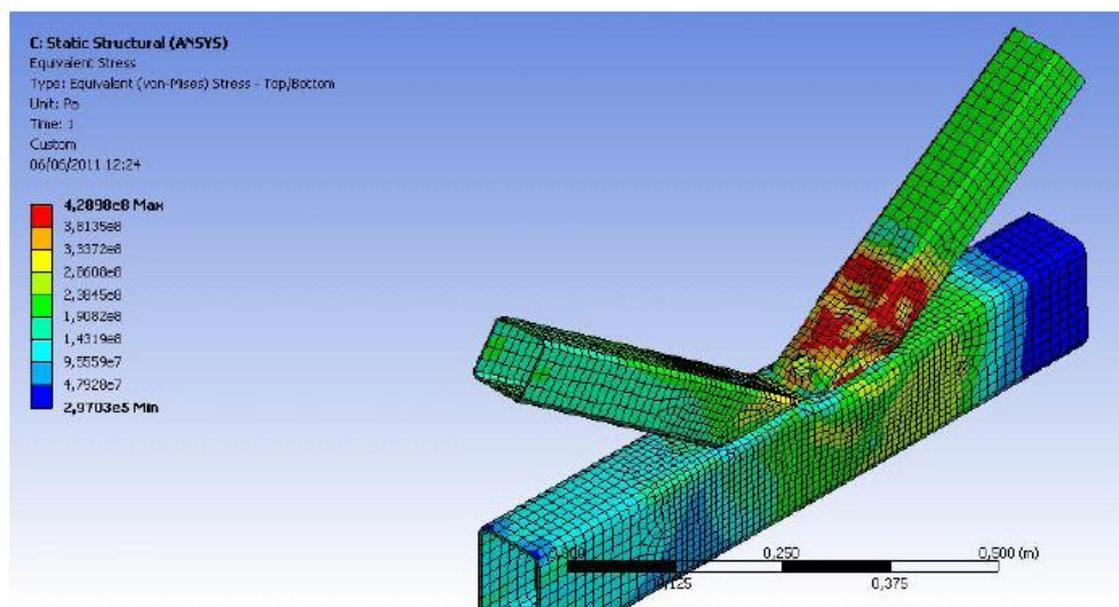


Figura 5.18 Modo de fallo de la barra de relleno

En la figura 5.19, se puede observar un fallo típico por plastificación de la cara del cordón. En concreto, se corresponde con la unión KGB16 del programa de ensayos y, aunque la imagen

muestra una gran área de plastificación en el cordón, la carga máxima se alcanzó provocando un fallo claro en la cara del cordón.

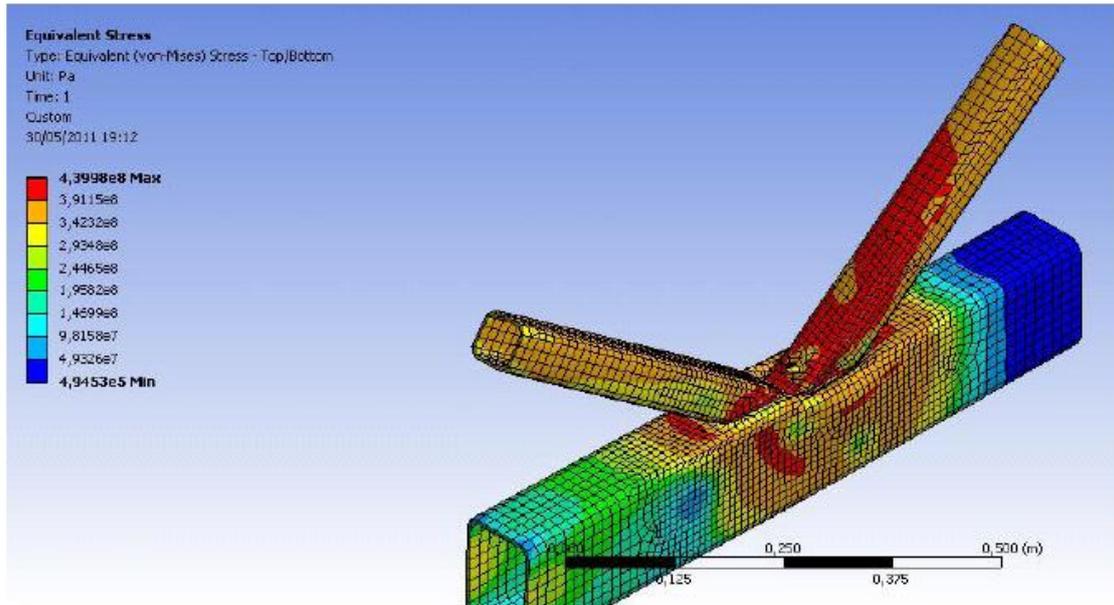


Figura 5.19 Modo de fallo de la cara del cordón

En los casos en los cuales el fallo principal era el de pandeo de las caras laterales del cordón, como en el juego de nudos KGP12 del programa experimental (Figura 5.20), la convergencia del modelo post-fallo no es sencilla de conseguir. Esto dificulta la obtención de un modelo altamente deformado. Sin embargo, si se aplica un factor de escala al mismo, es posible distinguir la forma de pandeo de las caras laterales del cordón justo tras alcanzar la carga máxima.

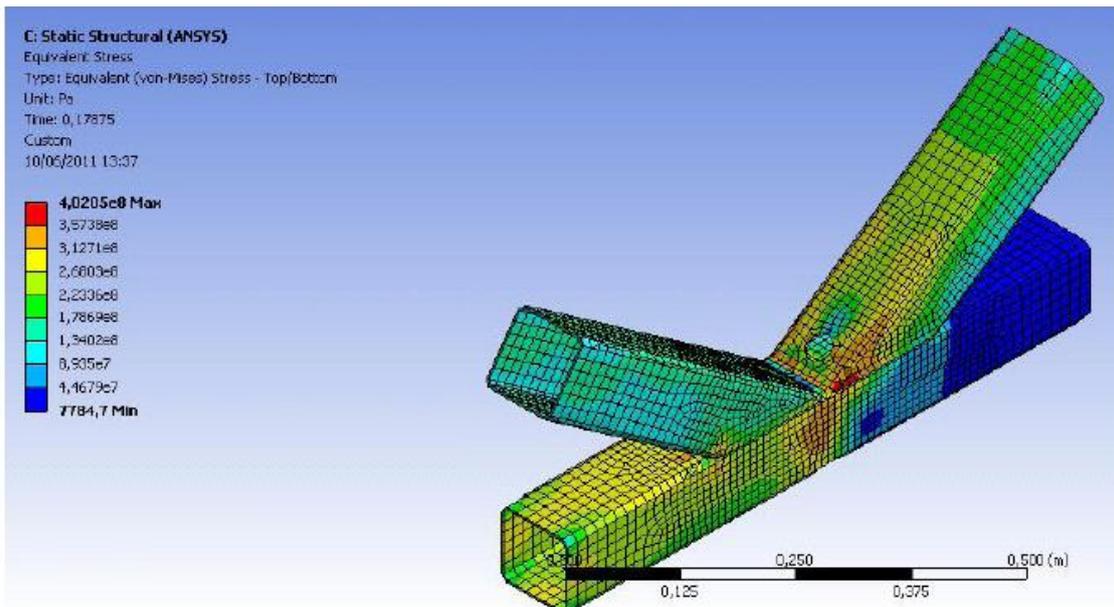


Figura 5.20 Modo de fallo de las caras laterales del cordón

A continuación se muestran, en la figura 5.21, varias imágenes de distintos modelos EF con diferentes ángulos entre las barras de relleno y el cordón. En concreto, se corresponden con los juegos de nudos KGB07, KGB08, KGP13 y KGP14, con ángulos de 35° , 45° , 55° y $35^\circ-90^\circ$ respectivamente.

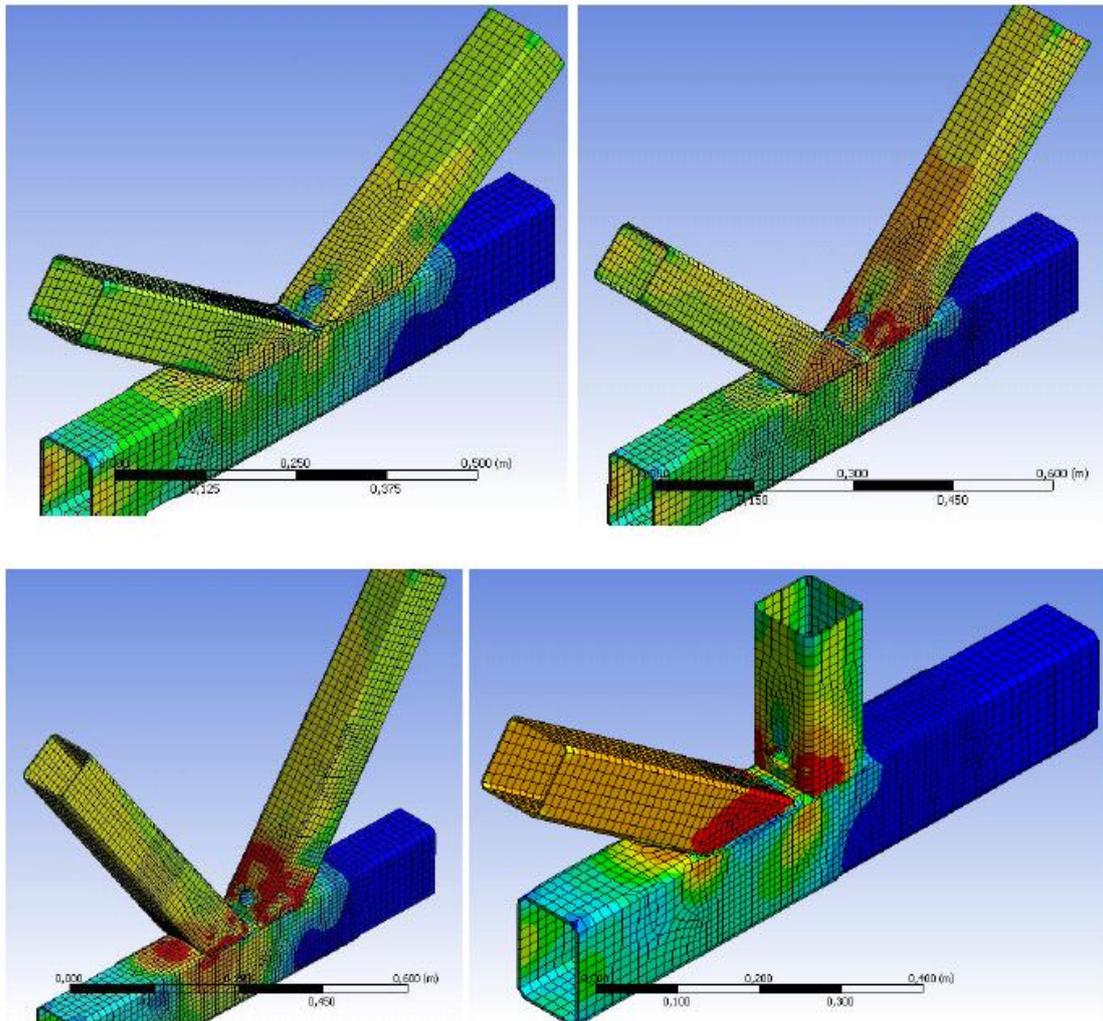


Figura 5.21 Modelos numéricos para nudos con ángulos diferentes

6. COMPARACIÓN DE RESULTADOS

Tal como se ha explicado en los capítulos 4 y 5, para completar el estudio objeto de la presente Tesis Doctoral, se generó una gran cantidad de datos, incluyendo resultados del ensayo del material que representaron 96 tests sobre probetas estandarizadas, los 16 juegos de uniones en K y N que dieron lugar a 65 nudos ensayados y la simulación numérica completa de cada una de las uniones. Así pues, existe un gran número de valores que deben ser presentados de manera simple y eficaz si se quieren comparar los resultados experimentales y numéricos generados por FEM. Con este objetivo se han diseñado varias figuras que contienen las comparaciones más significativas.

La figura 6.1 compara la carga máxima soportada por cada juego de uniones, tanto con la presencia de agujeros en las barras de relleno como sin ellos, obtenida de los ensayos experimentales. La proximidad a la diagonal de los puntos representativos de los ensayos indica que no hay diferencias significativas de comportamiento entre ambas condiciones.

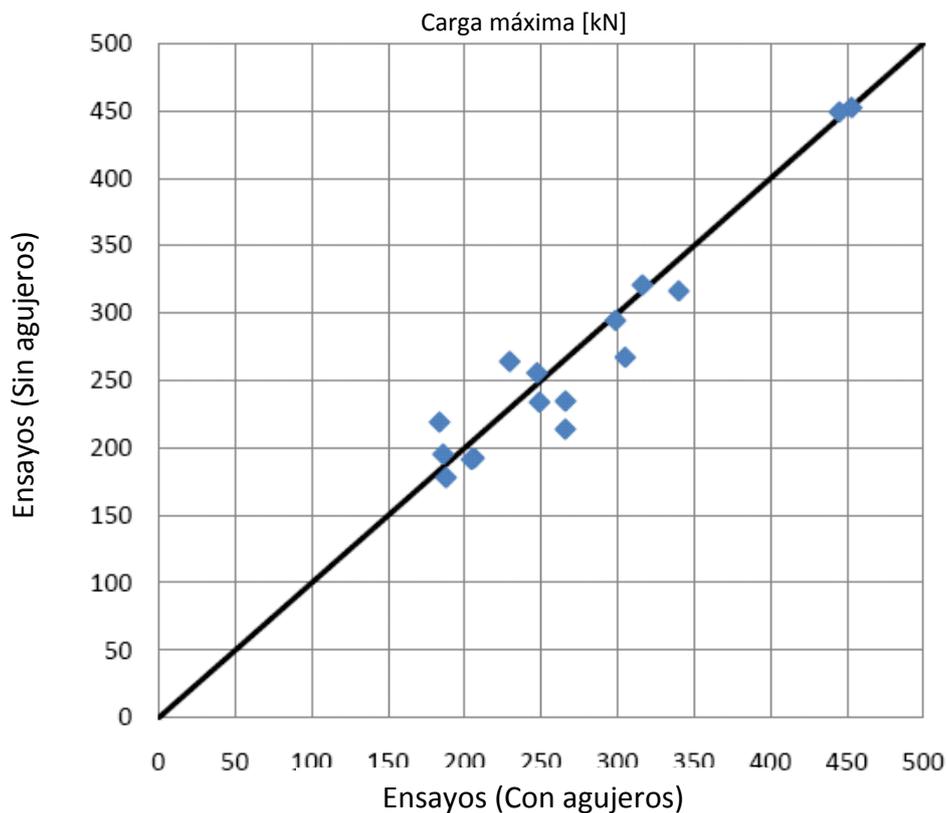


Figura 6.1 Carga máxima (en kN) en los ensayos de los nudos con y sin agujeros

Por su parte, las figuras 6.2 y 6.3 presentan la misma comparación, carga máxima en cada juego de uniones con y sin agujeros en las barras de relleno, pero mostrando los resultados obtenidos del análisis numérico. Más concretamente, la figura 6.2 muestra los resultados habiendo considerado en el análisis el límite elástico real medido en los ensayos de tracción de

cada uno de los materiales empleados en los ensayos y teniendo en cuenta los momentos residuales derivados del proceso de carga.

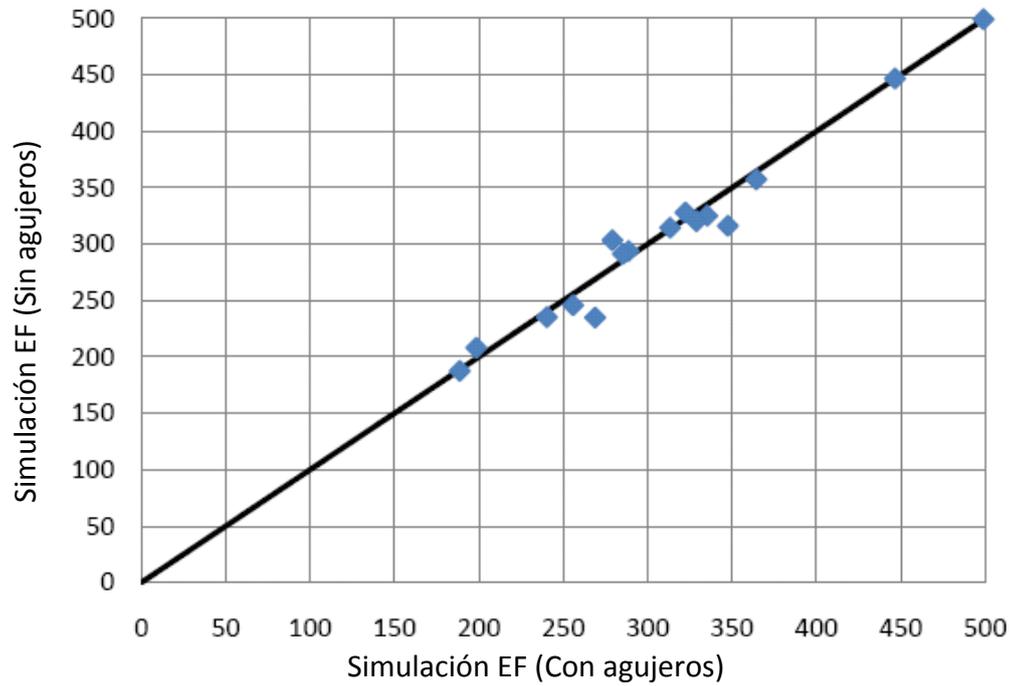


Figura 6.2 Carga máxima en el análisis EF con límite elástico real de los nudos con y sin agujeros

Por su parte, la figura 6.3, considera el límite elástico teórico (275MPa para todas las barras de relleno).

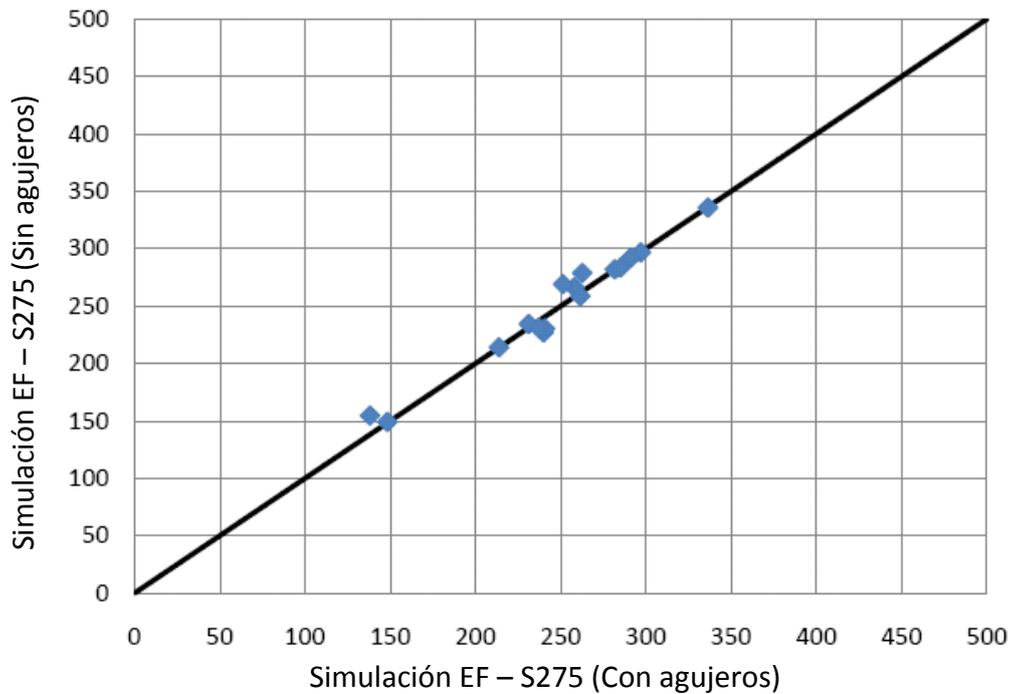


Figura 6.3 Carga máxima en el análisis EF con límite elástico teórico de los nudos con y sin agujeros

Como se puede apreciar en ambas figuras, los puntos se encuentran aún más próximos a la diagonal del gráfico que en los ensayos de laboratorio, lo que indica que tampoco las previsiones del modelo numérico muestran diferencias entre las dos condiciones analizadas.

Por otro lado, las figuras 6.4 y 6.5 comparan la carga máxima alcanzada en los ensayos para cada una de las uniones frente a la carga máxima obtenida del análisis EF para esa misma unión, tomando como límite elástico el real obtenido en los ensayos de tracción. Los puntos azules, representan las uniones sin agujeros, mientras que los puntos rojos representan las uniones con agujeros. Esta comparación se ha dividido en dos figuras diferentes de acuerdo al modo de fallo observado en cada caso.

Así, la figura 6.4 presenta los resultados para los juegos de uniones 4, 5, 12 y 16, donde el modo de fallo se concentró en el cordón.

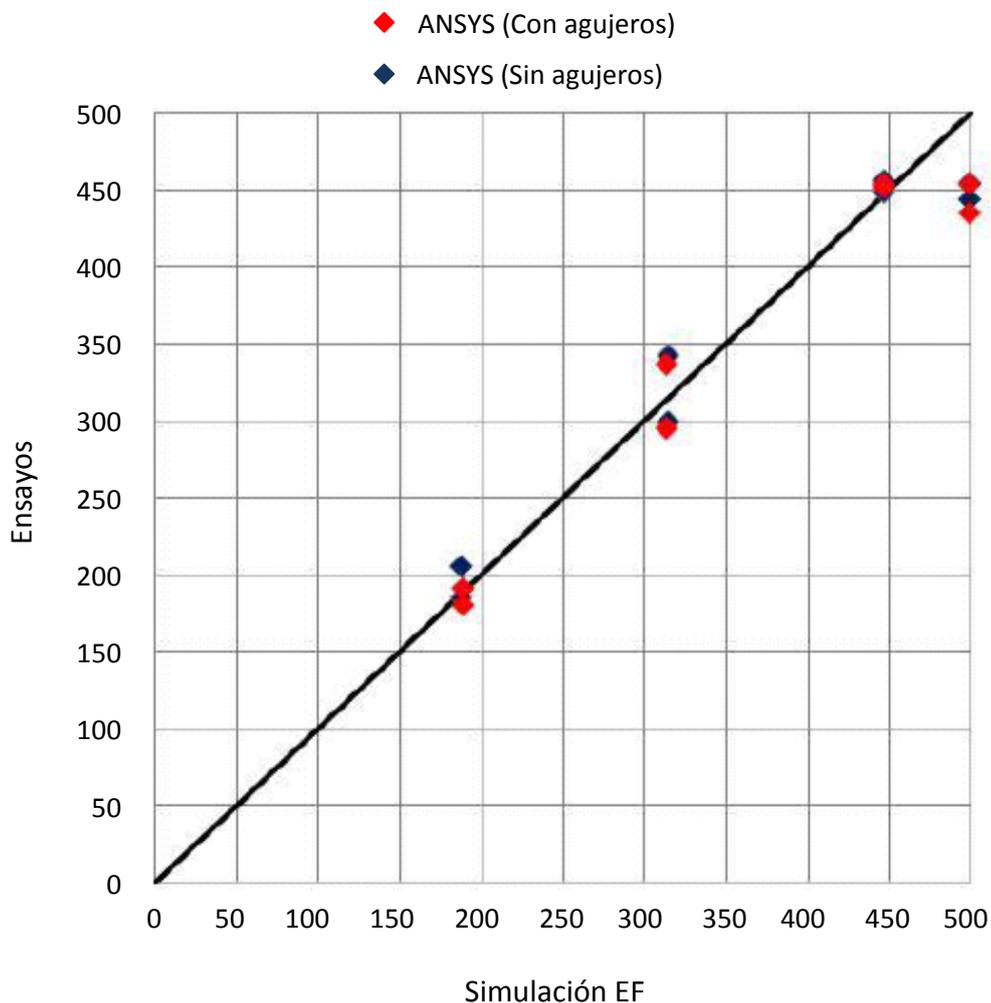


Figura 6.4 Carga máxima en los ensayos vs. EF para fallos de la barra cordón

Por su parte, la figura 6.5 presenta los resultados para el resto de uniones, en las que el modo de fallo se presentó en la barra de relleno a compresión. En general, se observa una buena

correlación de resultados, lo que permite en términos generales validar el modelo de elementos finitos desarrollado.

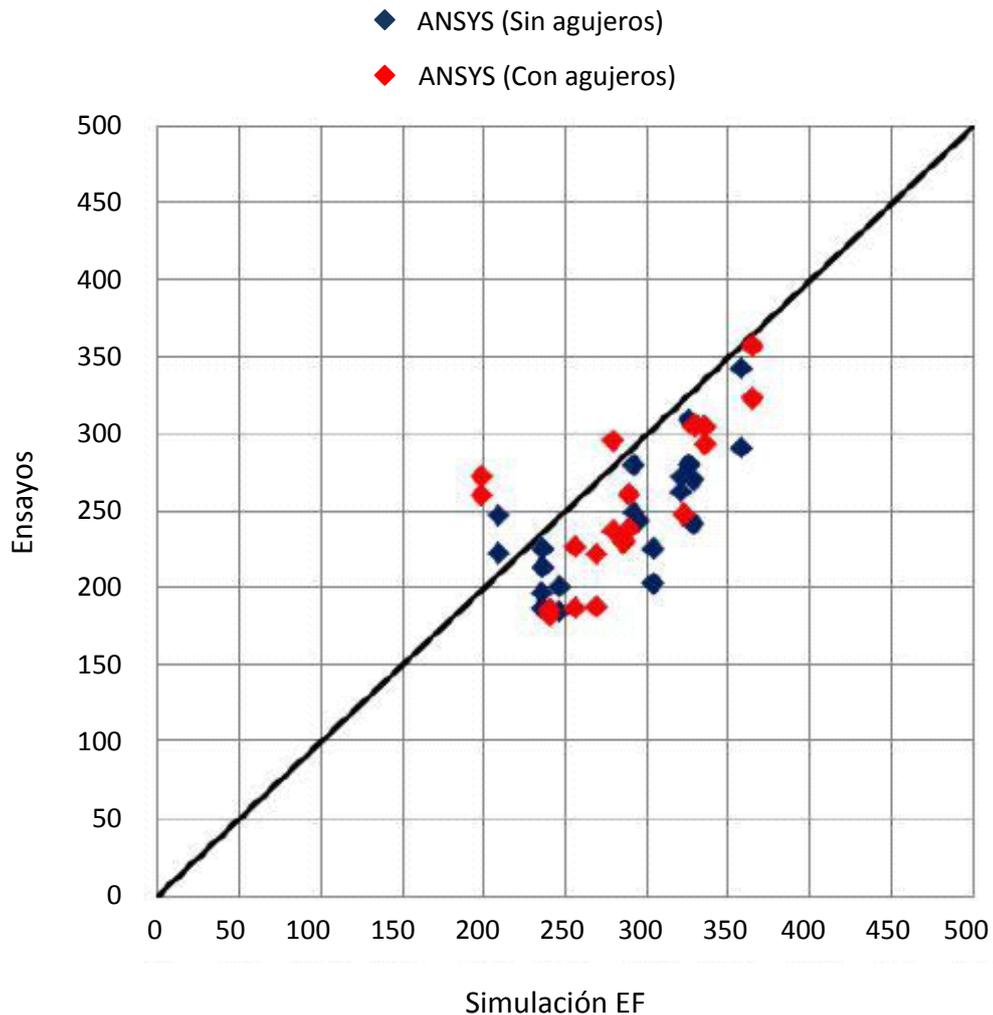


Figura 6.5 Carga máxima en los ensayos vs. EF para fallos de la barra de relleno a compresión

Sin embargo es conveniente comentar que si bien se esperaba una correlación aún mejor se dieron algunas circunstancias en los ensayos que pudieron distorsionar ligeramente los datos obtenidos.

En los ensayos, como se pudo comprobar, realmente aparecieron excentricidades en la carga con la configuración empleada. En concreto, lo que ocurría es que el cordón flectaba como una viga en ménsula y esto hacía que la barra de relleno vertical ya no mantuviese su eje totalmente vertical. Por tanto, la carga se introducía con un ligero ángulo con respecto al eje de la barra, lo que supone un momento no deseado en el nudo. Momento que además va aumentando según avanzan las deformaciones. De hecho, para que todo encajase en la simulación y poder considerarla validada fue necesario incluir un ángulo de desviación de la carga aplicada para poder simular los ensayos en unas condiciones lo más parecidas a las reales. Los ángulos de introducción de la carga en la unión que se estimaron rondaban el grado y medio (en algunos casos hubo que llegar hasta los 2 grados y medio).

Con los ajustes anteriores, el valor medio de las diferencias observadas entre los resultados numéricos y experimentales comparados en las dos figuras anteriores es del 8,7%. La correlación fue claramente mejor en las uniones que presentaron un fallo en la barra cordón (figura 6.4) con solo un 1,5% de desviación media frente a las uniones con fallo en la barra de relleno (figura 6.5) con una desviación media del 12,2%.

Por otro lado, la figura 6.6 representa la carga máxima experimental comparada con la carga máxima calculada según las expresiones del Eurocódigo 3 (CEN, 2005) para este tipo de uniones asumiendo un límite elástico igual a 275MPa. Dado que el Eurocódigo 3 no considera la presencia de agujeros de ventilación y drenaje en las barras de relleno, los valores recogidos en esta figura se colocan en la misma línea vertical para ambas condiciones (con y sin agujeros).

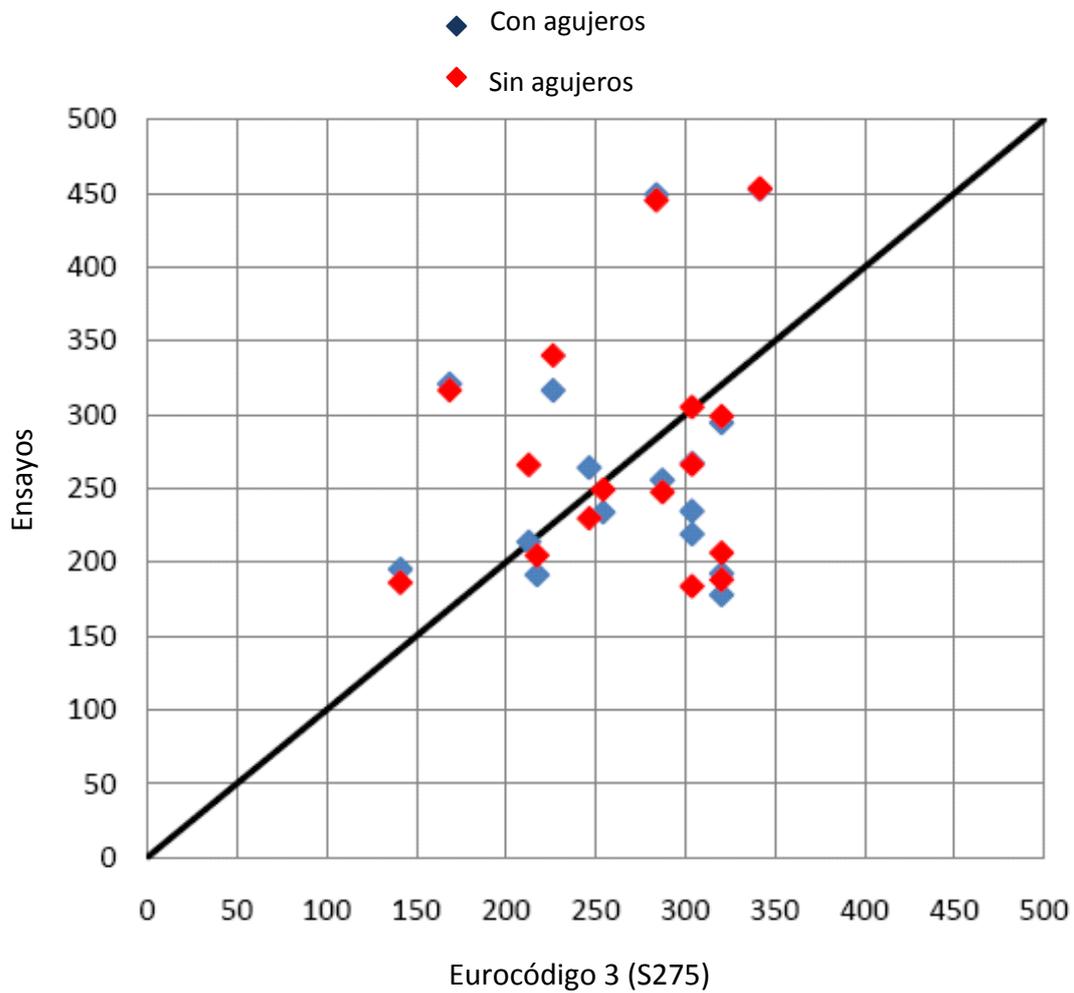


Figura 6.6 Carga máxima en los ensayos vs. EC-3 con límite elástico nominal (275MPa)

En la figura anterior puede comprobarse cierta desviación en los resultados en varias de las uniones analizadas. Obviamente, si se consideraran los valores reales del límite elástico del acero, la carga máxima calculada según el Eurocódigo 3 resultaría significativamente mayor que la obtenida en los ensayos.

Finalmente, la figura 6.7 muestra la comparación entre las cargas máximas calculadas según el Eurocódigo 3 para un límite elástico de 275MPa y según el análisis de elementos finitos, para el mismo límite elástico del acero. Aquí, la correlación es sensiblemente mejor que en la figura anterior, aunque aún se observan sobreestimaciones de resistencia en la fórmula cercanas al 40%. Este hecho promovió el posterior análisis de las expresiones del Eurocódigo 3 que se recoge en el siguiente capítulo.

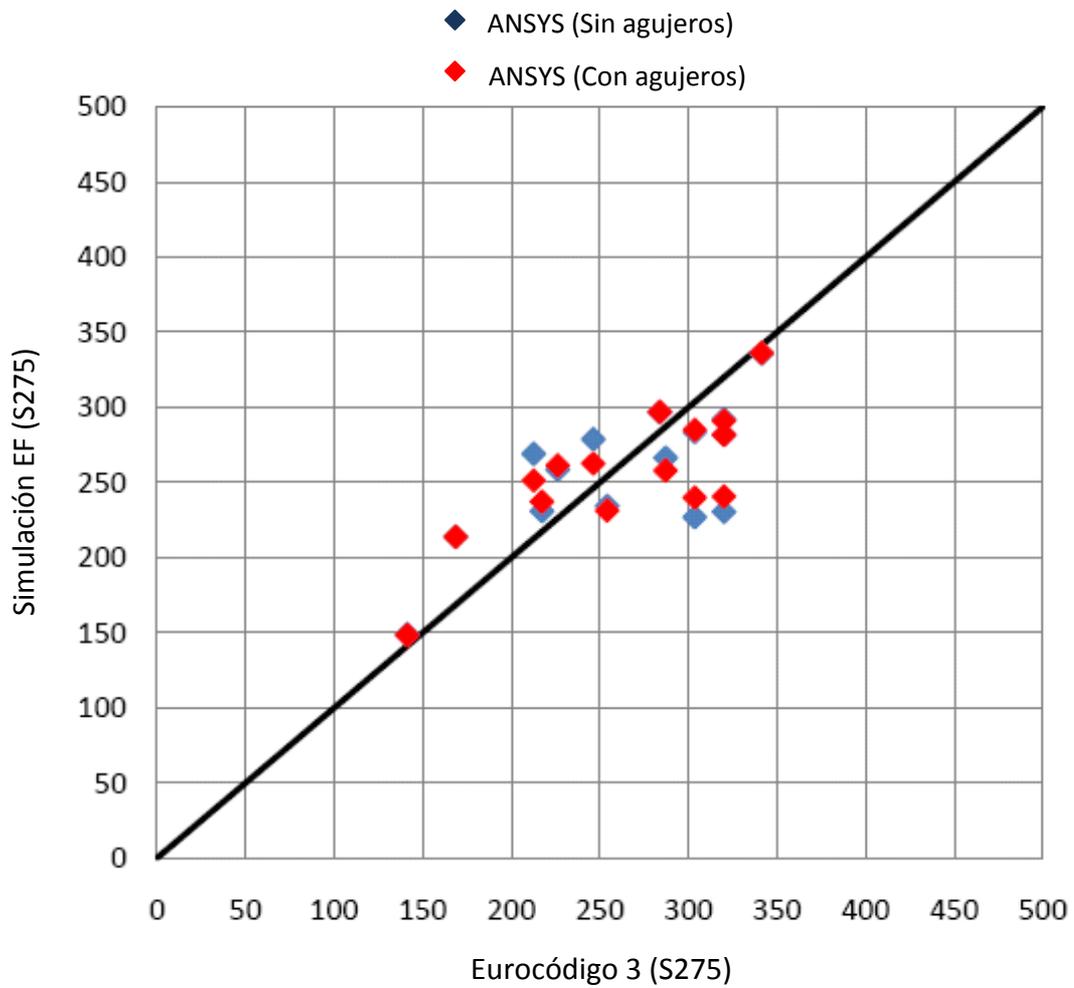


Figura 6.7 Carga máxima en el análisis EF vs. EC-3 con límite elástico nominal (275MPa)

7. DISCUSIÓN CRÍTICA DE LAS FÓRMULAS DEL EC-3

Tras el análisis realizado en el punto anterior de la presente Tesis Doctoral, queda claro que la ejecución de los agujeros necesarios para la ventilación y el drenaje de las estructuras en celosía que vayan a ser galvanizadas por inmersión en caliente no afecta a la capacidad resistente de las uniones en K soldadas entre perfiles RHS (rectangulares y cuadrados).

Sin embargo, de los resultados obtenidos mediante los ensayos y el análisis por Elementos Finitos sobre las uniones contenidas en el plan de ensayos del presente Proyecto, también se ha constatado que las expresiones recogidas en las Guías de Diseño del CIDECT (Packer, Wardenier, Kurobane, Dutta, & Yeomans, 1996 (2ª edición 2009)) y, por consiguiente, en el Eurocódigo 3 – Parte 1-8 (CEN, 2005) no reproducen fielmente el comportamiento de las uniones, al menos en ciertas situaciones (para uniones sin agujeros). Es más, en algunos de los casos analizados no son ni siquiera seguras, ya que predicen un comportamiento de la unión mejor del que dichas uniones han mostrado en los ensayos y simulaciones llevados a cabo (la resistencia teórica prevista por el Eurocódigo fue, en varios nudos (en realidad, en todos ellos excepto en el KGP04, KGP05, KGP12, KGP14, KGB15 y KGB16), superior a la realmente desarrollada en los ensayos, como puede verse en la tabla 7.1).

En dicha tabla se incluyen como resultados de la simulación numérica, comparables con la fórmula, aquellos que fueron calculados utilizando un límite elástico del material igual al nominal (275 MPa) y aplicando la carga de modo que no apareciesen momentos secundarios. Recordemos que, a pesar de que han tenido un innegable valor para la evaluación de la influencia de los agujeros de galvanización, los resultados de los ensayos presentan valores obtenidos con límites elásticos reales diferentes al nominal y, además, en ellos aparece la influencia de los momentos derivados del método de carga que se mencionan en capítulos previos.

Por otro lado, los valores recogidos como resistencia del nudo obtenido de ensayos, indica el valor medio de las resistencias obtenidas en los cuatro ensayos llevados a cabo (cinco en el caso de la unión KGB03), dado que como ya se ha comentado no se detectaron diferencias significativas.

La falta de precisión detectada en la predicción del comportamiento de la unión es preocupante, ya que, no solo afecta al valor de la resistencia de la unión, sino también al modo de fallo dominante de la capacidad resistente de la misma. Así por ejemplo, el Eurocódigo prevé que el modo de fallo para una unión como la KGP04 será por *plastificación de la cara del cordón*; sin embargo, en los cuatro ensayos llevados a cabo para dicha unión (dos con agujeros en las barras de relleno y dos sin agujeros), el modo de fallo que se ha observado es el de fallo local por compresión en la *barra de relleno*.

Es más, en el caso de las uniones soldadas en K entre perfiles huecos cuadrados, el Eurocódigo plantea como única verificación necesaria, la correspondiente a la rotura de la cara del cordón, mientras que en el programa de ensayos, se ha comprobado como muchas de las uniones que

presentaban todas sus barras con sección transversal cuadrada, fallaban por la barra de relleno a compresión, no por plastificación en la cara del cordón.

Unión	Cordón	Barras de relleno	Resistencia del nudo según el Eurocódigo 3 ($f_y=275\text{MPa}$)	MEF caso ideal: $f_y=275\text{MPa}$ sin momentos	Resistencia del nudo obtenida en los ensayos
KGB01	RHS 150x100x6	RHS 100x100x3	320 kN	282kN	295 kN
KGB02	RHS 150x100x6	RHS 90x90x3	287 kN	258kN	256 kN
KGB03	RHS 150x100x6	RHS 80x80x3	254 kN	231kN	234 kN
KGP04	RHS 150x100x6	RHS 90x90x5	384 kN	336kN	453 kN
KGP05	RHS 150x100x6	RHS 80x80x5	341 kN	297kN	450 kN
KGB06	RHS 150x100x8	RHS 100x100x3	320 kN	291kN	178 kN
KGB07	RHS 150x100x5	RHS 100x100x3	306 kN	285kN	267 kN
KGP08	RHS 150x100x5	RHS 100x100x3	273 kN	263kN	265 kN
KGP09	RHS 100x100x5	RHS 100x100x3	306 kN	240kN	219 kN
KGP10	RHS 100x100x6	RHS 100x100x3	320 kN	241kN	193 kN
KGP11	RHS 100x100x4	RHS 100x100x3	231 kN	237kN	192 kN
KGP12	RHS 100x100x3	RHS 100x100x3	166 kN	148kN	196 kN
KGP13	RHS 150x100x5	RHS 100x100x3	236 kN	251kN	214 kN
KGP14	RHS 150x100x5	RHS 100x100x3	193 kN	138kN	235 kN
KGB15	RHS 150x100x6	RHS 70x70x4	283 kN	261kN	317 kN
KGB16	RHS 150x100x6	RHS 60x60x4	240 kN	214kN	321 kN

Tabla 7.1 Resultados de resistencia teórica según Eurocódigo 3 – Parte 1-8, de resistencia para la simulación numérica comparable y de resistencia real según los ensayos llevados a cabo

En la tabla siguiente (Tabla 7.2) se recoge la información sobre el modo de fallo predicho por el Eurocódigo, el obtenido en la simulación numérica con límite elástico nominal y sin excentricidad alguna de la carga, y el modo de fallo encontrado en ensayos.

En dicha tabla, 'BF' significa fallo por la barra de relleno, 'CP' significa fallo por plastificación de la cara del cordón y 'LW', fallo por inestabilidad de las caras laterales del cordón. En algunos casos, el fallo observado fue una combinación de dos de los anteriores. Para la correcta interpretación de la tabla debe tenerse en cuenta que el Eurocódigo 3 no considera la posibilidad de fallo por inestabilidad de las caras laterales del cordón en uniones en K, sin embargo sí que puede verse ese modo de fallo en algunos casos, ya sea apareciendo simultáneamente con otro o bien solo.

En cuanto a los valores de capacidad de carga, como ya se ha dicho, si se comparan los valores obtenidos en los ensayos con los que predecía el Eurocódigo, de nuevo se comprueba que las expresiones del Eurocódigo podrían resultar poco fiables.

Unión	Cordón	Barras de relleno	Modo de fallo según el Eurocódigo 3 ($f_y=275\text{MPa}$)	Modo de fallo MEF. caso ideal	Modo de fallo observado en los ensayos
KGB01	RHS 150x100x6	RHS 100x100x3	BF	BF	BF
KGB02	RHS 150x100x6	RHS 90x90x3	BF	BF	BF
KGB03	RHS 150x100x6	RHS 80x80x3	BF	BF	BF
KGP04	RHS 150x100x6	RHS 90x90x5	CP	CP+LW	BF
KGP05	RHS 150x100x6	RHS 80x80x5	CP	CP+LW	BF+LW
KGB06	RHS 150x100x8	RHS 100x100x3	BF	BF	BF
KGB07	RHS 150x100x5	RHS 100x100x3	BF	BF	BF
KGP08	RHS 150x100x5	RHS 100x100x3	CP	BF	BF
KGP09	RHS 100x100x5	RHS 100x100x3	CP	BF	BF
KGP10	RHS 100x100x6	RHS 100x100x3	CP	BF	BF
KGP11	RHS 100x100x4	RHS 100x100x3	CP	BF	BF
KGP12	RHS 100x100x3	RHS 100x100x3	CP	LW	LW
KGP13	RHS 150x100x5	RHS 100x100x3	CP	BF	BF
KGP14	RHS 150x100x5	RHS 100x100x3	CP	BF	BF
KGB15	RHS 150x100x6	RHS 70x70x4	BF	BF	BF
KGB16	RHS 150x100x6	RHS 60x60x4	BF	CP	CP

Tabla 7.2 Comparativa de los modos de fallo predichos por el Eurocódigo 3, la simulación numérica comparable y los observados en ensayos

El objetivo último pues, de este apartado de la presente Tesis Doctoral es analizar dichas expresiones y tratar de proponer las modificaciones necesarias para que sus resultados se ajusten de mejor manera al comportamiento real del nudo en las situaciones consideradas. Al igual que se ha hecho a lo largo de toda la Tesis Doctoral, dicho análisis se centrará en el modo de fallo de anchura eficaz de la barra de relleno.

Un primer aspecto, ya apuntado, a tener en cuenta es que el Eurocódigo no propone ninguna expresión de cálculo para el control de este modo de fallo en el caso de que todas las barras concurrentes en el nudo sean de sección transversal cuadrada (o circular); en estos casos, únicamente propone controlar la rotura de la cara del cordón. Lo anterior, significa que, según el Eurocódigo 3, este tipo de uniones siempre fallarán por la cara del cordón, pudiendo obviar cualquier otro tipo de cálculo para el control de otros posibles modos de fallo.

Sin embargo, los ensayos llevados a cabo con perfiles de estas características en el entorno del presente plan de ensayos, en concreto el KGP09, KGP10, KGP11 y KGP12 han mostrado, al menos en los tres primeros set de nudos (KGP09, KGP10, KGP11), que el fallo por inestabilidad

en la barra de relleno a compresión es predominante sobre el que pueda afectar a la cara del cordón. En el último, el KGP12, el modo de fallo observado fue el gobernado por una inestabilidad en las caras laterales del cordón.

Así pues, una primera conclusión, sería que para nudos en K en los que participen solo barras de relleno de sección transversal cuadrada hay que tener en cuenta TRES modos de fallo en lugar de uno solo: el posible agotamiento o plastificación de la cara del cordón (modo de fallo no observado en los nudos anteriores y único propuesto actualmente por el Eurocódigo), la inestabilidad de la barra de relleno a compresión y la inestabilidad de las caras laterales del cordón.

Otro aspecto fundamental está íntimamente relacionado con la nomenclatura del modo de fallo para la barra de relleno: *Anchura eficaz de la barra de relleno*.

Como ya se ha comentado en capítulos precedentes de la presente Tesis Doctoral, la expresión de cálculo para este modo de fallo en el caso de nudos en K entre perfiles tubulares de sección RHS (rectangular) se extrapoló directamente del modo de fallo encontrado en las uniones entre cordón RHS y placas transversales soldadas al primero. Es más, se extrapoló del modo de fallo observado por rotura de la placa en el caso de aplicación de cargas de tracción sobre la misma (Figura 7.1).

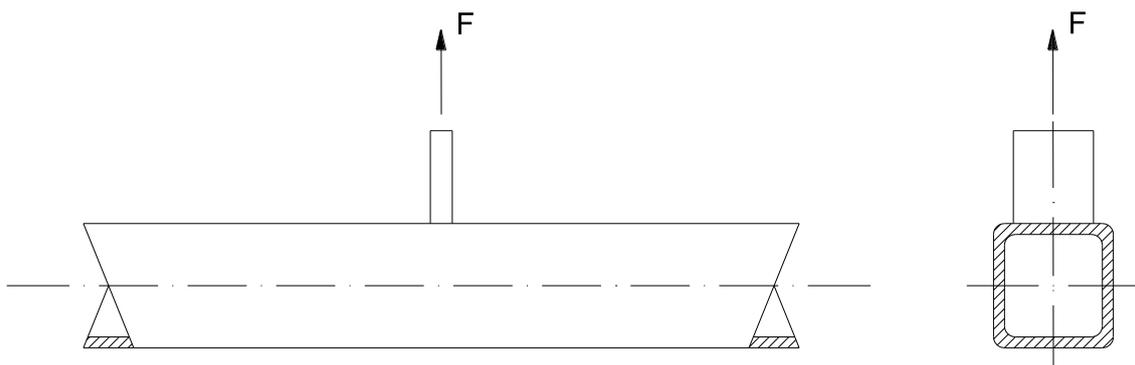


Figura 7.1 Unión cordón RHS – placa transversal cargada a tracción

Así, para las uniones entre perfiles tubulares, se habla de fallo por anchura eficaz de la barra de relleno, ya que, analizando la expresión en sí, se observa que dicha expresión no es sino la capacidad resistente plástica de la barra de relleno considerando, por un lado, una sección simplificada como si se tratara de un rectángulo o cuadrado perfecto $(2h+2b-4t) \cdot t$ – sin radios de encuentro en las esquinas y, por otro lado, que una de las anchuras de dicha sección puede no ser 100% eficaz en la transmisión de esfuerzos (se sustituye una de las anchuras, b_i , por b_{eff}):

$$N_{i,Rd} = f_{yi} t_i (2h_i - 4t_i + b_i + b_{eff}) / \gamma_{M5} , \text{ donde:} \quad [31]$$

$$b_{eff} = \frac{10}{b_0/t_0} \frac{f_{y0} t_0}{f_{yi} t_i} b_i , \text{ pero } b_{eff} \leq b_i \quad [32]$$

La necesidad de considerar una sección (anchura) eficaz (lo cual da nombre al modo de fallo) tiene su origen en que, dado que la rigidez no es uniforme a lo largo del perímetro de la conexión, existirán partes en dicho perímetro que contribuyan a la transmisión de esfuerzos y partes que no (Wardenier, 2001).

Si se analiza la expresión de dicha anchura eficaz, [32], puede constatarse que ésta, será mayor para cordones robustos (ratios b_0/t_0 bajos) y barras de relleno esbeltas (ratios b_i/t_i altos). Por el contrario, la anchura eficaz tomará valores por debajo del valor teórico máximo, b_i , cuando confluyan en la unión cordones esbeltas y barras de relleno robustas. Esta reducción de la sección eficaz de la barra de relleno frente a la teórica (completa) tiene su lógica, ya que, a la hora de transmitir los esfuerzos de la barra de relleno a compresión al cordón, si se da la circunstancia de que este último es un elemento esbelto y la barra que muere en él es robusta, cuando ésta trate de empujar (esfuerzo de compresión) sobre la cara del cordón, la zona más flexible de esta cara – el centro de la cara del cordón –, tenderá a deformarse, no ofreciendo resistencia al intento de movimiento del extremo de la barra de relleno y, por lo tanto, no siendo capaz de transmitir (recibir) tensiones significativas, las cuales se “irán” por aquella parte de la sección que encuentre una resistencia mayor al movimiento del extremo de la barra de relleno soldado al cordón – esto es, las zonas más cercanas a las alas del mismo –. Una situación análoga se dará en el caso de que la barra de relleno esté trabajando a tracción.

En la zona del espaciamento, si este no es excesivo, al existir una carga contraria al esfuerzo que actúa sobre la barra de relleno objeto de análisis (introducida por la otra barra de relleno), el efecto de dicha carga, hará que la zona central de la cara del cordón en esa región no pueda deformarse tan fácilmente como la que se encuentra en la región del talón de soldadura, por lo que la anchura de la barra de relleno más próxima al espaciamento se considera 100% eficaz, planteando una reducción de la sección eficaz en la transmisión de esfuerzo, únicamente en la anchura más alejada de dicho espaciamento (Figura 7.2).

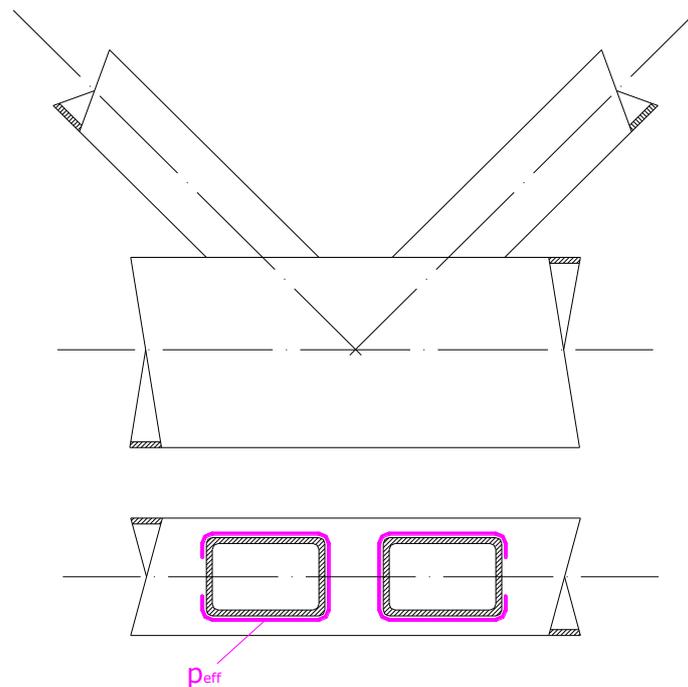


Figura 7.2 Perímetro eficaz en uniones en K con espaciamento

De esta manera, la capacidad de la unión para este modo de fallo, queda definida por la resistencia a tracción de dicha sección eficaz.

Y esto parece lógico (y correcto) para cargas, por tanto, de tracción. Sin embargo, si la barra de relleno a analizar es la de compresión, el fenómeno de transmisión de esfuerzos y de desarrollo de capacidad resistente es más complejo.

El concepto de anchura (o sección) eficaz sigue siendo válido, ya que, de nuevo, si en una unión confluyen una barra de relleno robusta y un cordón esbelto, existirá una zona localizada en la anchura de la barra de relleno más alejada del espaciamiento que no será capaz de transmitir carga. Ahora bien, el resto de la sección deberá transmitir en este caso, un esfuerzo de compresión y el fallo de la unión, como se ha comprobado mediante los ensayos, vendrá gobernado por la inestabilidad de una sección parcial de la barra de relleno.

Así, en la mayoría de los nudos estudiados se ha podido comprobar cómo la inestabilidad que da lugar al fallo de la unión se localiza, bien en una cara de la barra de relleno (la cara más cercana al espaciamiento), como muestra la Figura 7.3, bien en tres de sus caras (la anterior más las dos laterales), tal como se ve en la Figura 7.4, o bien en las 4 caras.



Figura 7.3 Inestabilidad localizada en una de las caras de la barra de relleno a compresión

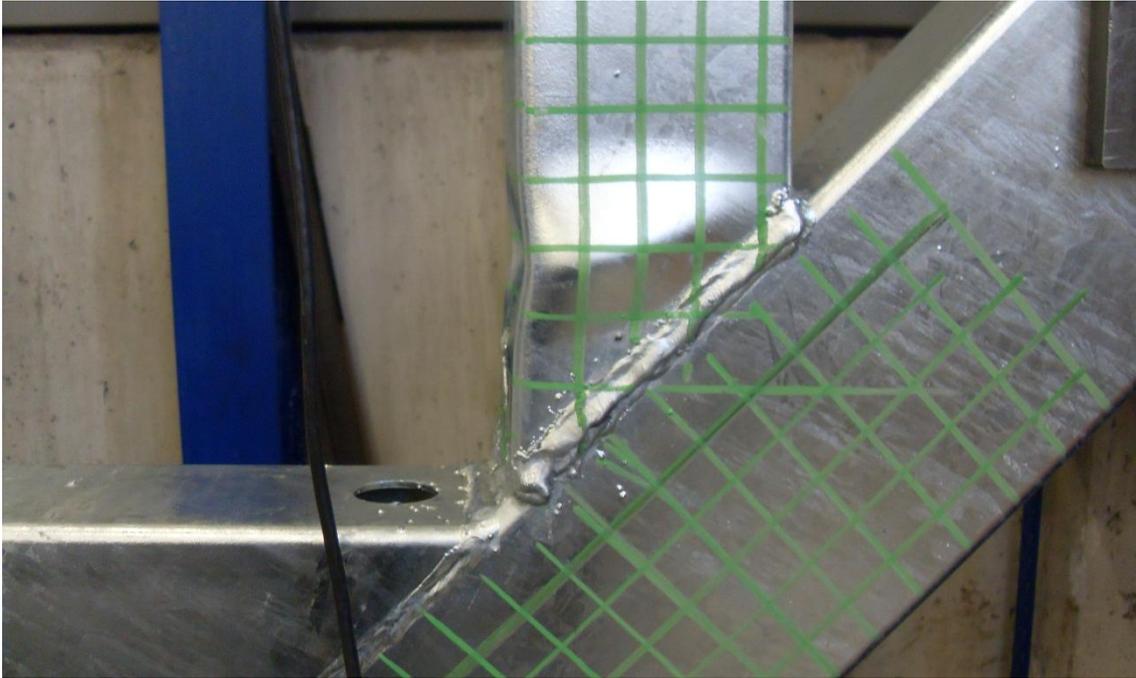


Figura 7.4 Inestabilidad localizada en tres de las caras de la barra de relleno a compresión

De acuerdo a lo observado en los ensayos, la tendencia es que cuando el ángulo entre la barra de relleno y el cordón aumenta también aumenta el número de caras afectadas por la inestabilidad. Así, en los casos en que se detectó una cara afectada principalmente por la inestabilidad el ángulo era de 35° , para el ángulo de 45° eran tres las caras afectadas de manera notable y para el de 55° se dejaba ver claramente una inestabilidad local en la cara opuesta al espaciamiento. En el caso del nudo en N (con la barra de compresión a 90°), sólo ha observado un fallo por inestabilidad en todas las caras de la barra de relleno (Figura 7.5).



Figura 7.5 Inestabilidad localizada en las cuatro caras de la barra de relleno a compresión

Así pues, parece claro que el ángulo (θ) que forman las barras de relleno y el cordón tiene influencia en el mecanismo de transmisión de esfuerzos barra de relleno a compresión – cordón, tal como se constató mediante el análisis DOE-FEM (*Design Of Experiments*).

Esto último, tiene su lógica ya que, si se considera una unión con un ángulo distinto de 90° (45° por ejemplo), se entiende que, bajo un esfuerzo de compresión, el mecanismo de transmisión de la carga sería tal que en la zona del extremo de la barra, una vez que el talón de la barra de relleno ya está en contacto con el cordón, el resto de la sección transversal de la barra, se apoyaría sobre una zona mucho más elástica, ya que aún tiene un tramo de barra de relleno hasta llegar al cordón (Figura 7.6).

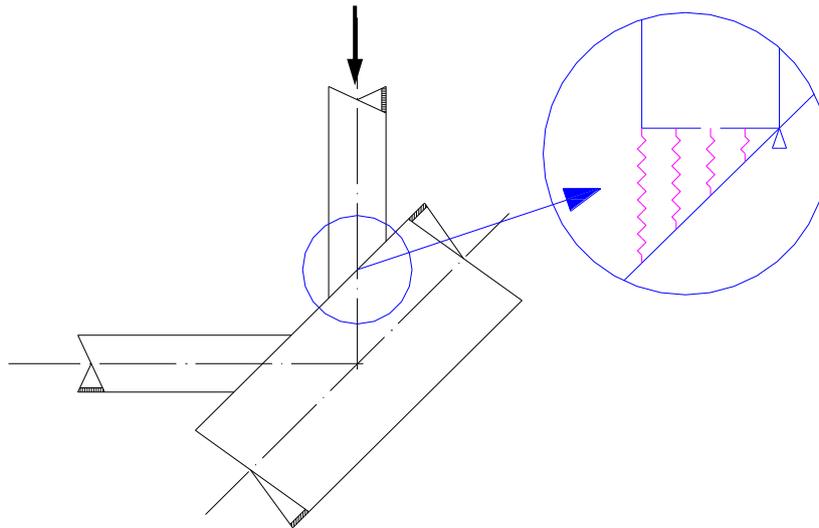


Figura 7.6 Esquema del apoyo de la barra de relleno sobre el cordón

Esta idea parece corroborarse con un gran número de los ensayos llevados a cabo, donde la sección de la barra de relleno que mostraba la mayor deformación causada por inestabilidad de una o de las tres caras en el caso de uniones con ángulo distinto de 90° era, precisamente, una sección transversal localizada aproximadamente a la altura del primer apoyo barra de relleno – cordón (Figura 7.7).

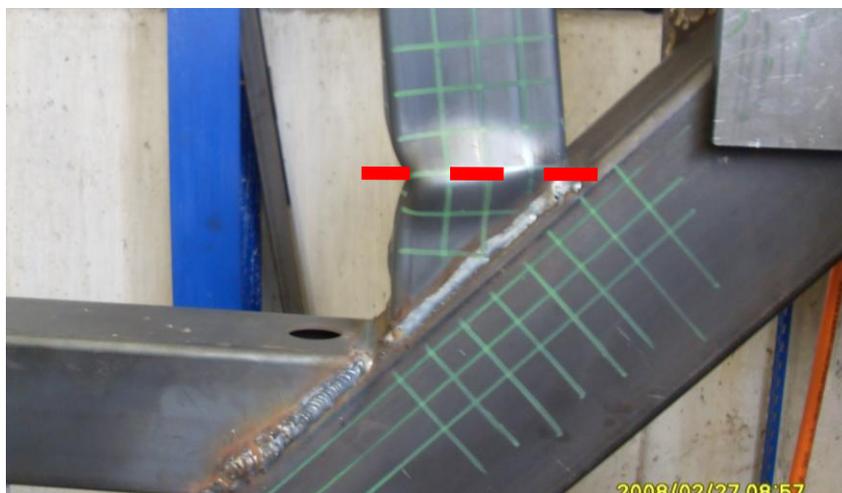


Figura 7.7 Sección donde se produce la inestabilidad en nudos con ángulo distinto de 90°

Siguiendo el esquema anterior, al ir aumentando el ángulo, la zona elástica se va reduciendo hasta que, para 90° , toda la sección apoya al mismo tiempo, la transmisión de carga se realiza de manera simétrica y, por tanto, la inestabilidad se produce de manera simultánea en todas las caras de la sección de fallo en la barra de relleno (Figura 7.8).

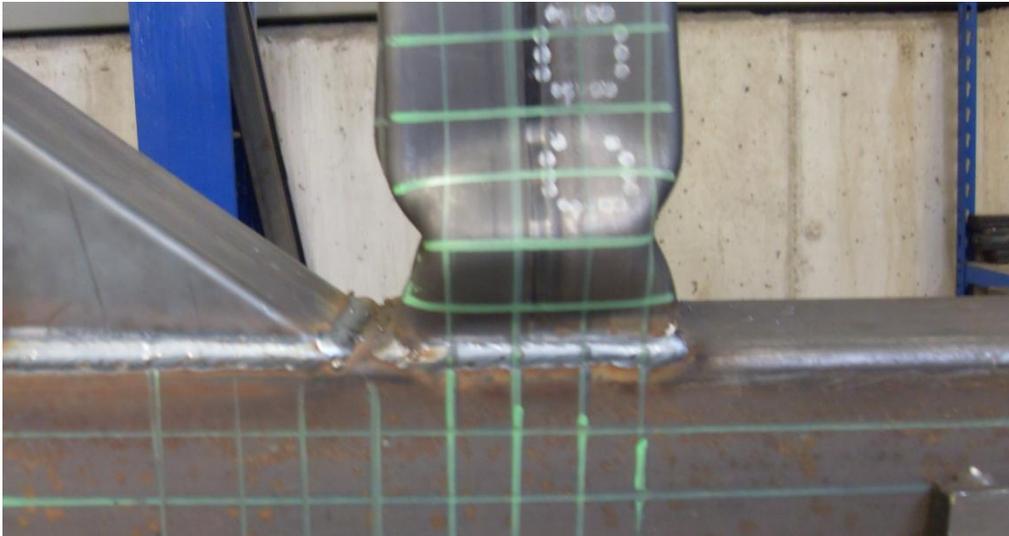


Figura 7.8 Inestabilidad de la barra de relleno a compresión para nudo en N

Es por tanto lógico pensar que el ángulo (θ) que forman las barras de relleno y el cordón debería ser un parámetro a considerar en la expresión de cálculo, ya que tiene una influencia importante en el modo en que la carga se transmite de la barra a la cara del cordón.

Por otro lado, hablando de fallo de la barra de relleno bajo carga de compresión, en todos los casos ensayados (y corroborados por el análisis numérico), se ha observado que el colapso de la unión se da por una inestabilidad parcial de la propia barra, no por una rotura de la misma.

Además, del análisis DOE-FEM realizado en la parte numérica del Proyecto, se concluye que el parámetro de mayor influencia en la capacidad de la unión para este modo de fallo es el tamaño de la barra de relleno.

Por lo tanto, también parece lógico que la esbeltez de la barra de relleno tenga presencia en la expresión de cálculo.

7.1. Propuesta alternativa a la expresión del Eurocódigo 3

En un primer momento, como alternativa a la expresión que recoge el Eurocódigo 3 para el fallo de la barra de relleno, en caso de que el esfuerzo que ésta transmita sea de compresión, se pensó en emplear secciones eficaces en el cálculo, empleando para ello las

recomendaciones del Eurocódigo 3 – Parte 1.3 (CEN, 2006) para perfiles de pared delgada, ya que el mecanismo de transmisión de esfuerzos podía asemejarse y la consideración de secciones eficaces está en línea con lo que el Eurocódigo 3 – Parte 1-8 (CEN, 2005) propone para el fallo por anchura eficaz de la barra de relleno actualmente. Sin embargo, esta opción no es aplicable ya que la determinación de las secciones eficaces según el Eurocódigo 3 es de aplicación para secciones de Clase 4 (esbeltas). Como el campo de validez de las expresiones de verificación de uniones entre perfiles tubulares exige que los elementos a compresión sean como máximo de Clase 2 (semi-compactas), al tratar de emplear el citado método de las secciones eficaces, se encontraba siempre que la reducción de la sección era nula, de manera que toda ella era eficaz en la transmisión de esfuerzos.

Un segundo intento trató de determinar la resistencia a pandeo de la cara de la barra de relleno perpendicular al plano de la unión que queda por debajo de la sección transversal una vez que el primer punto de la barra de relleno apoya sobre el cordón (Figura 7.9).

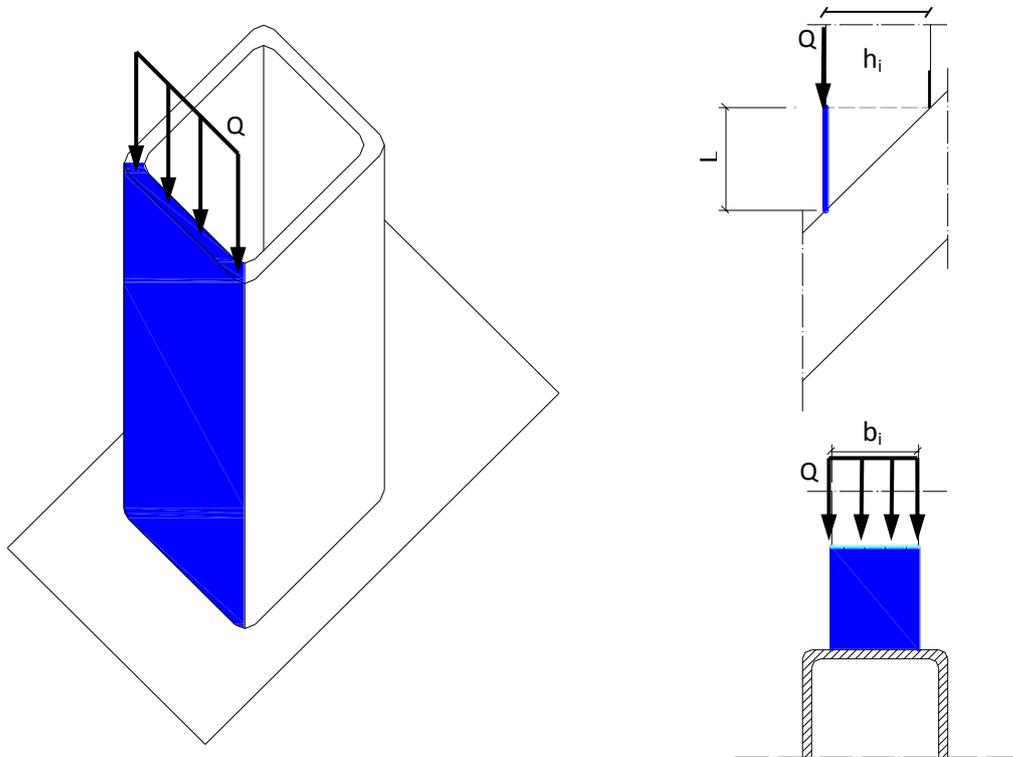


Figura 7.9 Tramo de la cara de la barra de relleno más sensible al pandeo (de área $L \cdot b_i$)

Considerando que el esfuerzo de compresión se distribuyera homogéneamente a lo largo de la sección eficaz del perfil, el valor de la carga distribuida (Q) actuante sobre la sección mostrada en la figura 7.9 de ancho b_i , sería:

$$Q = \frac{N_i}{2h_i - 4t_i + b_i + b_{eff}} b_i \quad [33]$$

Y así, la resistencia a pandeo de esa “placa”, se podría determinar como:

$$N_{Rd} = \chi(b_i t_i) f_{yi} \geq \frac{N_i}{2h_i - 4t_i + b_i + b_{eff}} b_i \Rightarrow N_{Rd} = \chi t_i f_{yi} (2h_i - 4t_i + b_i + b_{eff}) \quad [34]$$

Para determinar el coeficiente de reducción a pandeo χ , se emplearían las conocidas expresiones del Eurocódigo 3 – Parte 1-1 (CEN, 1992):

$$\chi = \frac{1}{\phi + \sqrt{\phi^2 - \bar{\lambda}^2}}, \text{ donde:} \quad [35]$$

$$\phi = 0,5 [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0,2) + \bar{\lambda}^2] \quad [36]$$

$$\bar{\lambda} = \frac{L_{cr}}{i} \frac{1}{\lambda_1} \quad [37]$$

$$i = \sqrt{\frac{I}{A}} = \sqrt{\frac{1}{12} \frac{b_i t_i^3}{b_i t_i}} = 0,29 t_i \quad [38]$$

En la expresión [36], el parámetro α toma el valor de 0,49 correspondiente al caso de secciones rectangulares macizas, dado que estamos considerando el pandeo de la cara del perfil aisladamente.

Uno de los puntos esenciales en la consideración de la inestabilidad es la longitud crítica de pandeo L_{cr} . Para conseguir un valor válido de esta longitud crítica debe identificarse la zona afectada por la inestabilidad. Como puede verse en la fotografía de la figura 7.10, la hipótesis que implica una zona afectada por pandeo de una longitud igual a la L y sólo en la cara interior de la unión, tal y como se presentó en la figura 7.9 no es del todo ajustada a la realidad. El pandeo local en la unión para un caso con un ángulo intermedio (45° en la figura) afecta a 3 caras de la barra de relleno: la más cercana al espaciamiento y las dos laterales.

De acuerdo a las imágenes tomadas, partimos de la hipótesis de que la superficie afectada por la inestabilidad en las caras laterales de la barra de relleno es un sector circular de radio $h_i/\text{sen}\theta$ y que abarca un ángulo θ (ver figura 7.10). Esta superficie podemos aproximarla a un triángulo isósceles. De este modo, la superficie de la cara cercana al espaciamiento que consideraremos que sufre inestabilidad es una placa de altura $h_i/\text{sen}\theta$ y ancho b_i . Esto es lo que ocurre en la fotografía presentada como ejemplo.

La figura 7.10 también muestra la hipótesis que idealiza el pandeo de la cara interna de la barra de relleno (la más cercana al espaciamiento) y de las caras laterales. Dichas caras se representan como barras biempotradas con desplazabilidad. Esta hipótesis se corresponde con el hecho de que, si bien la parte inferior de las caras puede considerarse un empotramiento debido a la rigidez de la soldadura, no ocurre lo mismo con el extremo superior del elemento considerado, que presenta cierta posibilidad de desplazamiento en la dirección perpendicular al eje de la barra debido a las condiciones de carga y a la capacidad de deformación de las caras del perfil. Por tanto, la longitud crítica a considerar en la cara interna de la unión será

$h_i/\text{sen}\theta$, mientras que para las caras laterales se tomará la longitud media del elemento triangular: $0,5 \cdot h_i/\text{sen}\theta$.

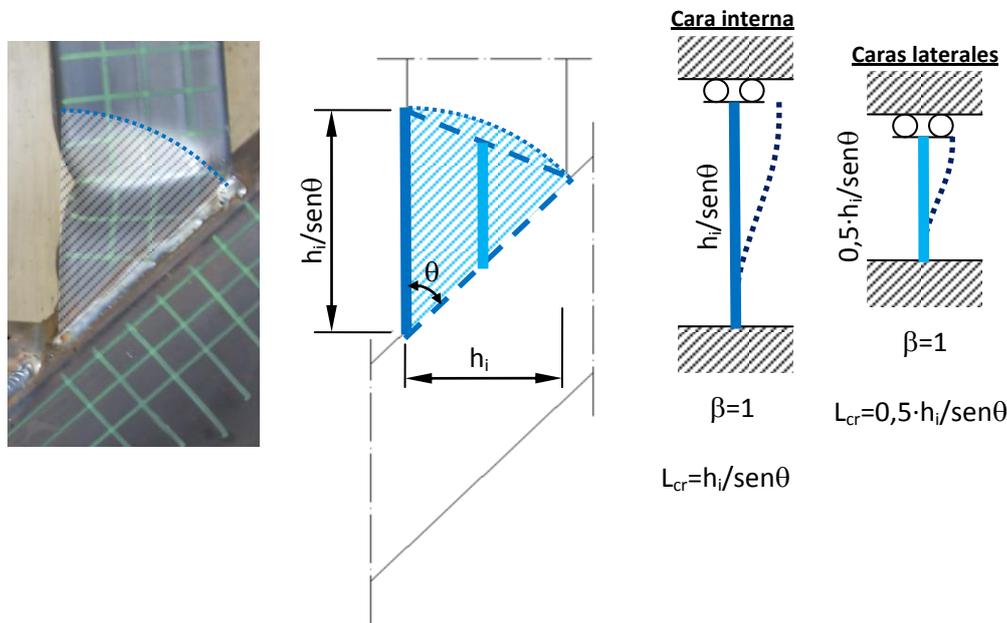


Figura 7.10 Longitud de pandeo considerando elemento biempotrado traslacional

Para simplificar los cálculos y evitar el uso de diferentes longitudes de pandeo y, por lo tanto, diferentes coeficientes de reducción por pandeo para cada una de las caras, se propone utilizar una longitud media para todas las caras que pueden estar afectadas por la inestabilidad, $L_{cr,avg}$. A pesar de que en el caso intermedio que se toma como referencia sólo hay 3 caras afectadas por la inestabilidad, como se ha expuesto, pueden ser hasta cuatro las paredes del perfil que sufran pandeo. Por eso, para obtener un valor medio de longitud de pandeo de las caras de la barra de relleno, incluiremos también la cara externa de la unión (la opuesta al espaciamiento). Dicho valor medio puede obtenerse como en [39].

$$L_{cr,avg} = \frac{\frac{h_i}{\text{sen}\theta} \cdot b_i + 2 \cdot \frac{h_i}{2 \cdot \text{sen}\theta} h_i + 0 \cdot b_{eff}}{b_i + 2 \cdot h_i + b_{eff}} \quad [39]$$

Sin embargo, para simplificar la formulación y hacerla operativa, para este cálculo intermedio podemos obviar la reducción de ancho en la cara externa de la unión. Además, dado que en las uniones en K lo más común es utilizar perfiles cuadrados como barras de relleno, en los casos en los que $b_i = h_i$ el valor de la longitud crítica media queda simplificado a $0,5 \cdot h_i/\text{sen}\theta$ [40]:

$$L_{cr,avg} = \frac{\frac{h_i}{\text{sen}\theta} \cdot h_i + 2 \cdot \frac{h_i}{2 \cdot \text{sen}\theta} h_i + 0 \cdot h_i}{h_i + 2 \cdot h_i + h_i} = \frac{h_i}{2 \cdot \text{sen}\theta} \quad [40]$$

Para obtener la resistencia de la unión falta por decidir qué caras de la barra de relleno están afectadas por fenómenos de inestabilidad; es decir, a qué caras de la barra de relleno aplicar el factor de reducción de la capacidad a compresión de esta χ . Y, como se ha mostrado en las figuras 7.3, 7.4 y 7.5, esto depende del ángulo de la unión.

Yendo a los casos extremos, para ángulos pequeños (Figura 7.3), se podría pensar en una expresión como la siguiente, donde únicamente se plantea una reducción por el fenómeno de la inestabilidad de pandeo sobre la cara perpendicular al plano de la unión, es decir, considerando una expresión para la resistencia de la unión tal que solo reduzca b_i :

$$N_{Rd} = t_i f_{yi} (2h_i - 4t_i + \chi b_i + b_{eff}) \quad [41]$$

Por otro lado, para ángulos grandes (Figura 7.5), lo más lógico parece ser la consideración de una reducción por pandeo sobre toda la sección:

$$N_{Rd} = \chi t_i f_{yi} (2h_i - 4t_i + b_i + b_{eff}) \quad [42]$$

De cara a tratar de definir una expresión única que valiera para todos los casos de ángulo en los que tradicionalmente son válidas las expresiones de verificación de las uniones entre perfiles tubulares (de 30° a 90°) se barajaron varias opciones.

En todas las alternativas que se estudiaron, se encontró un problema en el caso de ángulo a 90°, ya que cualquiera de las expresiones analizadas, mostraban una desviación excesiva en sus resultados para ángulos por encima de 55°.

Así pues, una primera decisión que se tomó fue la de limitar el rango de validez de la fórmula a definir, de 30° a 60°.

Con estos límites, la expresión que se encontró más cercana a los resultados mostrados por la simulación numérica para el fallo de la barra de relleno a compresión en uniones en K soldadas entre perfiles RHS, es la siguiente:

$$N_{Rd} = \left\{ \chi b_i + (2h_i - 4t_i + b_{eff}) \left[\frac{(2\text{sen}\theta - 1)\chi + (2\text{cos}\theta - 1)}{\sqrt{3} - 1} \right] \right\} t_i f_{yi} / \gamma_{M5} \quad [43]$$

Para las barras de relleno trabajando a tracción, se propone mantener la misma expresión que actualmente presenta el Eurocódigo.

Con la fórmula [43], los valores de la resistencia de las uniones están más cercanos al comportamiento real de las mismas (y casi siempre, por debajo) que los valores propuestos actualmente en el Eurocódigo.

En la siguiente tabla (Tabla 7.3), se presentan los resultados obtenidos, para la capacidad resistente de cada una de las uniones analizadas mediante elementos finitos y comparadas con las calculadas según el Eurocódigo 3 (CEN, 2005) utilizando valores teóricos del límite elástico (275MPa): también aparecen las resistencias calculadas según la fórmula [43] tanto con el valor teórico del límite elástico de las barras como con el valor real medido en los ensayos de

tracción del material (se ha empleado el límite elástico medio para el acero de todas las barras en cada juego de nudos).

Unión	Cordón	Límite elástico real del cordón	Barras de relleno	Límite elástico real de las barras de relleno	Resistencia del nudo según el EC3 ($f_y=275$)	Resistencia del nudo según el análisis FE ($f_y=275$)	Resistencia del nudo según la fórmula [43]	
							Usando $f_y=275$	Usando f_y real
KGB01	150x100x6	432 MPa	100x100x3	395 MPa	320 kN	282 kN	227 kN	383 kN
KGB02	150x100x6	440 MPa	90x90x3	402 MPa	287 kN	258 kN	208 kN	360 kN
KGB03	150x100x6	302 MPa	80x80x3	420 MPa	254 kN	231 kN	189 kN	343 kN
KGP04	150x100x6	390 MPa	90x90x5	461 MPa	384 kN	336 kN	356 kN	692 kN
KGP05	150x100x6	385 MPa	80x80x5	486 MPa	341 kN	297 kN	325 kN	655 kN
KGB06	150x100x8	444 MPa	100x100x3	390 MPa	320 kN	291 kN	227 kN	378 kN
KGB07	150x100x5	476 MPa	100x100x3	378 MPa	306 kN	285 kN	215 kN	348 kN
KGP08	150x100x5	379 MPa	100x100x3	368 MPa	273 kN	263 kN	183 kN	331 kN
KGB09	100x100x5	361 MPa	100x100x3	371 MPa	306 kN	240 kN	215 kN	342 kN
KGB10	100x100x6	449 MPa	100x100x3	391 MPa	320 kN	241 kN	227 kN	379 kN
KGP11	100x100x4	399 MPa	100x100x3	373 MPa	231 kN	237 kN	193 kN	311 kN
KGP12	100x100x3	367 MPa	100x100x3	411 MPa	166 kN	148 kN	176 kN	315 kN
KGP13	150x100x5	388 MPa	100x100x3	371 MPa	236 kN	251 kN	166 kN	307 kN
KGP14	150x100x5	400 MPa	100x100x3	381 MPa	193 kN	138 kN	155 kN	-21 kN
KGB15	150x100x6	385 MPa	70x70x4	407 MPa	283 kN	261 kN	236 kN	402 kN
KGB16	150x100x6	393 MPa	60x60x4	431 MPa	240 kN	214 kN	209 kN	369 kN

Tabla 7.3 Resultados de resistencia teórica según Eurocódigo 3 – Parte 1-8, según el análisis por elementos finitos y de resistencia teórica según la nueva fórmula propuesta [43]

En la tabla anterior (Tabla 7.3) se han marcado las filas de los nudos cuyos modos de fallo no estaban gobernados por la inestabilidad de la barra de relleno (KGP04, KGP05, KGP12, KGB16). Así, los valores obtenidos para estos nudos no se considerarán en el análisis de la expresión ya que no puede esperarse una correlación entre el comportamiento visto en los ensayos o el análisis FE con la resistencia estimada por la expresión [43]. Lo mismo ocurre con el nudo KGP14 (ángulo de 90°), ya que, como ya se ha comentado y como se observa claramente en la tabla 7.3, los resultados aportados por la expresión [43] no se corresponden con los esperados.

Con esta nueva expresión propuesta, el ratio Resistencia s/FEM – Resistencia s/fórmula [43] con valor teórico para el límite elástico (275MPa), se mueve entre 0,90 y 1,12, por lo que se puede decir que los resultados teóricos se ajustan bastante bien al comportamiento real de la unión, con la mayoría de los valores del lado de la seguridad.

La información sobre las desviaciones entre los resultados de la fórmula [43] y los obtenidos según el análisis por Elementos Finitos con el límite elástico nominal se representa en la Tabla 7.4 y gráficamente en la Figura 7.11.

En la tabla 7.4 se incluyen asimismo los valores del ratio entre los resultados obtenidos en la simulación y en los cálculos con las expresiones del Eurocódigo 3 para el modo de fallo de barra de relleno, en ambos casos, con el valor teórico del límite elástico $f_y = 275 \text{ N/mm}^2$.

		KGB01	KGB02	KGB03	KGB06	KGB07	KGP08	KGB09	KGB10	KGP11	KGP13	KGB15
Ratio	FEM/[43]	1,06	1,05	1,03	1,09	1,12	1,06	0,95	0,90	1,03	1,10	0,96
	FEM/EC-3	0,88	0,90	0,91	0,91	0,93	0,86	0,78	0,75	0,84	0,82	0,93

Tabla 7.4 Ratio resultado según la resultado según FEM ($f_y = 275\text{MPa}$) / fórmula [43] para cada nudo

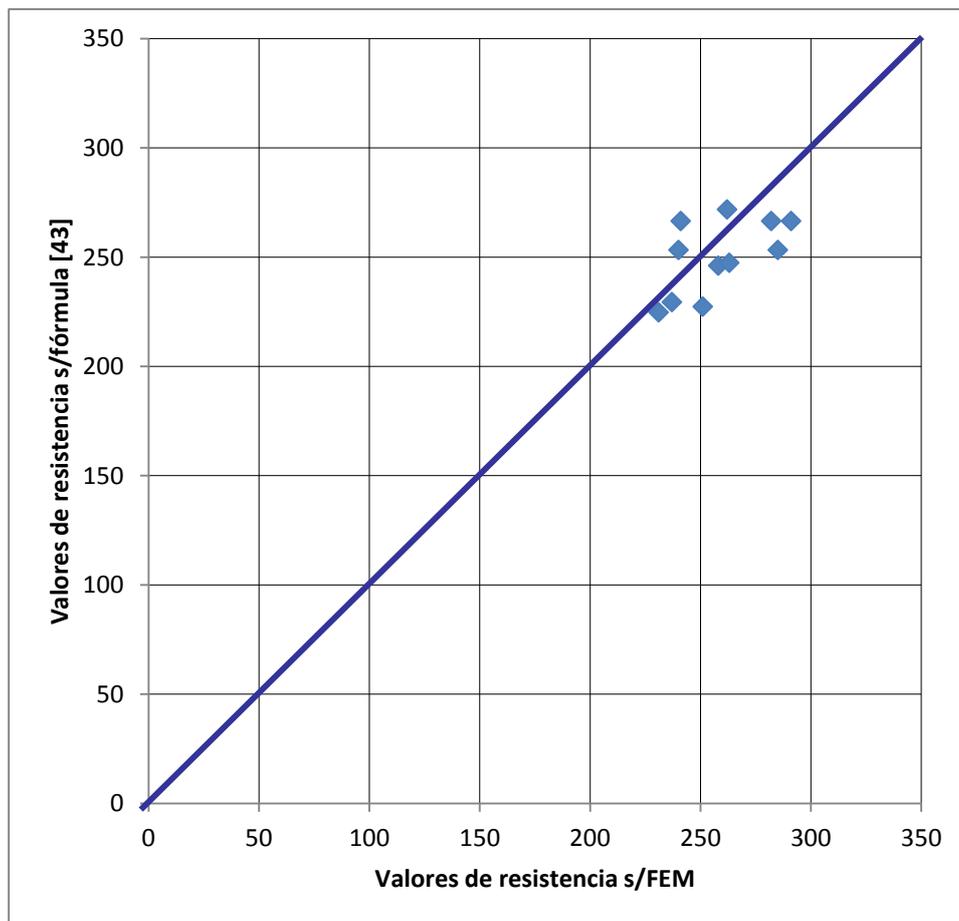


Figura 7.11 Representación gráfica de la comparación de resultados empleando la fórmula [43] y el análisis por Elementos Finitos con el límite elástico nominal (275MPa)

En términos estadísticos, el valor medio del coeficiente de variación es del 7,6%; por lo tanto, la fórmula [43] ofrece una aproximación suficiente en los cálculos con respecto a los resultados del análisis por elementos finitos.

8. CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO

El presente trabajo, tenía como objetivo el análisis de la influencia que los agujeros ejecutados en las barras de relleno de uniones en K entre perfiles RHS de celosías Warren, tiene sobre la capacidad resistente del nudo.

En este tipo de celosías, es necesario realizar agujeros en las barras de relleno en la zona próxima al cordón para facilitar la galvanización en caliente de la estructura: dado que las densidades del zinc (en forma líquida en la cuba de galvanizado) y del acero son similares, tratar de sumergir una celosía donde algunos de sus elementos (las barras de relleno) contienen aire encerrado en su interior que no puede evacuarse, sumergir la misma en el baño de zinc es realmente complicada. La solución tradicional – muy sencilla de ejecutar – pasa por realizar unos agujeros en las barras de relleno para que el aire pueda salir del interior del elemento, a la vez que se rellena con zinc, de manera que se facilita enormemente la operación de inmersión. Así, a estos agujeros se les llama ‘de ventilación y drenaje’.

Un primer problema detectado ya hace varios años, fue que la posición, forma y tamaño de los agujeros no estaban ni mucho menos normalizados, de manera que cada galvanizador podía proponer y ejecutar (ya que muchas veces son ellos mismos quienes los ejecutan) con lo cual, no era posible establecer unos agujeros tipo para definir las hipótesis del estudio.

Para obtener una solución tipo que pudiera ser asumida a nivel internacional por el sector de los galvanizadores, en el año 2006, el autor participó en el proyecto CIDECT 14B (Calleja, Landa, Landa, Iglesias, & Alonso, 2006), donde, en colaboración con la EGGA (European General Galvanizing Association), se llegó a la definición de dichos agujeros tipo.

Desde el punto de vista de la integridad estructural de las celosías, el problema es que hasta ahora no existía ningún estudio que analizara si la presencia los agujeros influía en la resistencia de las uniones y, si es así, de qué manera lo hace.

El presente estudio, por tanto, tenía como objetivo, analizar dicha posible influencia.

Para ello, se llevó a cabo un estudio experimental y teórico (basado en el método de los elementos finitos) que aportó un buen número de resultados significativos.

Al comparar los resultados de los ensayos con y sin agujeros de ventilación y drenaje para cada una de las configuraciones de unión, no se detectaron diferencias significativas entre ellos. Esta misma ausencia de influencia también se observó en la simulación EF.

En la mayoría de los casos, se encontró que la sección de fallo en la barra de relleno se encontraba alejada de la zona donde se ejecutaba el agujero, por lo que la influencia del mismo era nula.

Por otro lado, el método de diseño de experimentos (DOE) ha demostrado ser una herramienta muy apropiada para estudiar la carga última de estas uniones soldadas entre perfiles tubulares rectangulares, permitiendo la consideración de efectos altamente no

lineales, como la respuesta post-pandeo y la plastificación local en partes de la estructura. La gran ventaja del método DOE comparado con los análisis tradicionales de elementos finitos es que pueden manejarse con relativa sencillez la influencia de varios parámetros en la respuesta del modelo. Este método DOE tiene una sólida base teórica que le confiere una gran fiabilidad y, en muchos casos, hace posible analizar y estimar matemáticamente el error de las soluciones aproximadas obtenidas mediante análisis EF.

Así pues, tras el análisis llevado a cabo en el presente estudio, es posible concluir que:

- Se ha obtenido una buena correlación entre los resultados experimentales y los obtenidos mediante simulación numérica.
- Con respecto al procedimiento experimental, se puede afirmar que es válido para la evaluación del efecto de los agujeros en la capacidad resistente de la unión.
- Asimismo, también resulta adecuado para validar el análisis basado en simulaciones por elementos finitos.
- De los resultados obtenidos tanto en el programa experimental como en la simulación numérica y mediante la aplicación del método DOE, se puede concluir que el hecho de ejecutar agujeros de ventilación y drenaje siguiendo las recomendaciones recogidas en el proyecto CIDECT 14B (Calleja, Landa, Landa, Iglesias, & Alonso, 2006) no parece tener ninguna influencia significativa en la capacidad resistente de las uniones en K.
- Al mismo tiempo, el análisis llevado a cabo, también parece concluir que las expresiones de cálculo recogidas en el actual Eurocódigo 3 (CEN, 2005), no representan fielmente el comportamiento de estas uniones, cuando el fallo de las mismas se produce en las barras de relleno, resultando en muchos casos, no seguras.

Tras un estudio pormenorizado de los datos obtenidos, con el objetivo de encontrar una expresión alternativa a la que propone el Eurocódigo 3 para el caso de uniones en K con espaciamiento entre perfiles tubulares RHS para el modo de fallo de barra de relleno (fundamentalmente, cuando la barra que falla es la que está sometida a compresión), se ha definido un procedimiento de cálculo que se adecúa mejor al comportamiento real visto en los ensayos y en la simulación numérica.

En cualquier caso, debe tenerse en cuenta que el objetivo inicial del proyecto no era el análisis de las expresiones del Eurocódigo, ya que estas se daban por buenas, sino estudiar la influencia de los agujeros de ventilación y drenaje (para el correcto galvanizado de celosías tubulares) en la capacidad resistente de uniones en K con espaciamiento entre perfiles RHS. Por eso, los resultados del estudio llevado a cabo hacen difícil poder evaluar con el grado de exactitud necesario la influencia de parámetros como el ángulo de la barra de relleno o la esbeltez del cordón en el modo de fallo por inestabilidad de la barra de relleno. Esto es debido a que el análisis se centró en las propiedades y características de diferentes barras de relleno, dejando de lado la influencia del propio cordón en la capacidad resistente de la unión. Por lo tanto, debería completarse el presente estudio, con un análisis más exhaustivo del comportamiento de este tipo de uniones cuando las barras de relleno no son cuadradas y cuando el ángulo de una de las barras de relleno es mayor de 60°. Asimismo, otras tipologías de nudos (en X, en T o en Y) deben ser considerados para complementar la propuesta del presente trabajo de investigación.

9. BIBLIOGRAFÍA

- AENOR. *UNE-EN 10210. Perfiles huecos para construcción acabados en caliente de acero no aleado y de grano fino*. 2007
- AENOR. *UNE-EN 10219. Perfiles huecos para construcción soldados conformados en frío de acero no aleado y de grano fino*. 2007
- AENOR. *UNE-EN ISO 6892-1:2010: Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente*. 2010.
- A. Alonso, G. Iglesias, A. Husillos. *Naves Industriales resueltas con perfiles tubulares de acero*. ICT – Instituto para la Construcción Tubular. 2005.
- ANSYS. *Release 11.0 Documentation for ANSYS. Element Library*. 2007.
- J. Anthony, Butterworth-Heinemann. *Design of Experiments for Engineering and Scientists*. 2003.
- ASTM A-385: *Practice for Providing High-Quality Zinc Coatings (Hot-Dip)*. 2005.
- F. Block. *Development of a Component-Based Finite Element for Steel Beam-to-Column Connections at Elevated Temperatures*. University of Sheffield. 2006.
- F. Block. *Numerical and Analytical Studies of Unstiffened Column Webs at Elevated Temperatures. Internal Report*. Department of Civil and Structural Engineering, University of Sheffield. 2002.
- J. Ward. *The Influence of Chord Length and Boundary Conditions on K Joint Capacity*. H. Bolt, H. Seyed-Kebari, 2nd International Offshore and Polar Engineering Conference. San Francisco. 1992.
- British Steel Corporation – BSC. Tubes Division. Research & Development. *The behaviour of welded joints in complete lattice girders with RHS chords*. CIDECT Project 5FC. 1977.
- B. Calleja, P.J. Landa, P. Landa, G. Iglesias, A. Alonso. *CIDECT Research Project 14B: Monograph on Hot-Dip Galvanized tubular structures: Recommendations for holes needed due to galvanization process*. 2006.
- D. Castro-Fresno, J.J. del Coz, L.A. López, P.J. Garcia. *Evaluation of the resistant capacity of cable nets using the finite element method and experimental validation*. Engineering Geology. 2008.
- K.W. Johansen. *Yield line theory*. Cement and concrete association. 1962
- CEN. *EN-ISO 14713: Protection against corrosion of iron and steel in structures – Zinc and aluminium coatings – Guidelines*. 1999.
- CEN. *Eurocode 3. Part 1-1 – EN 1993-1-1:2005: Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings*. 2005.

- CEN. *Eurocode 3. Part 1-8 – EN 1993-1-8:2005: Design of steel structures. Part 1-8: Joints*. 2005.
- R.D. Cook, D.S. Malkus, M.E. Plesha, R.J. Witt. *Concepts and applications of finite element analysis*. Wiley. 2001.
- L. Cornelly, N. Zettlemoyer. *Frame Behaviour Effects on Tubular Joint Capacity*. Proceedings of the 3rd International Symposium on Tubular Structures. Lappeenranta. 1989.
- J. Davie, T. W. Giddings. *Research into the strength of welded lattice girder joints in Structural Hollow Sections*. CIDECT Project 5EC. 1971.
- J.J. del Coz, P.J. García, C. Betegón, G. Fernández. *Non-linear analysis of unbolted base plates by the FEM and experimental validation*. Thin-Walled Structures. 2006.
- J.J. del Coz, P.J. García, A. Lozano, J.L. Suárez. *A study of the collapse of a WWII communications antenna using numerical simulations based on design of experiments by FEM*. Engineering Structures. 2009.
- J.J. del Coz, P.J. García, J.A. Vilán, J.L. Suárez. *Non-linear buckling analysis of a self-weighted metallic roof by FEM*. Mathematical and Computer Modelling, no. 54. 2010.
- J.J. del Coz Díaz, C. López-Colina Pérez, M.A. Serrano López, F.P. Álvarez Rabanal. *Assessment of the resistance of steel K-joints between rectangular hollow sections with galvanizing holes using the Finite Element Method*. Proceedings of the Tenth International Conference on Computational Structures Technology. B.H.V. Topping, J.M. Adam, F.J. Pallarés, R. Bru, M.L. Romero (Editors). Civil-Comp Press. Stirlingshire, UK. Paper 146. 2010.
- D. Dutta. *The development of recommendations for the design of welded joints between steel structural hollow sections*. 1984.
- D. Dutta, F.J. Palmer, L. Petit, A. Pugmo, F. Thonard, J. Wardenier, R. Soinien. *Interpretation of CIDECT Monograph 6 on welded structural hollow section connections*. 1985.
- D. Dutta, J. Wardenier, N. Yeomans, K. Sakae, Ö. Bucak, J.A. Packer. *Guía de Diseño nº7: Para la fabricación, ensamble y montaje de estructuras de perfiles tubulares*. CIDECT. 1998.
- W. Eastwood, A. A. Wood. *The static strength of welded joints in structural hollow sections*. Constructional Steelwork. 1971.
- W. Eastwood, C. Osgerby, A. A. Wood, B.L. Mee. *An experimental investigation of joints in Rectangular Hollow Sections*. CIDECT Project 5C. 1970.
- T. D. Giddings. *The development of recommendations for the design of welded joints between steel structural hollow sections or between steel structural hollow sections and H-sections*. CIDECT Project 5AD. 1983.
- T. D. Giddings, J. Wardenier. *The strength and behaviour of statically loaded welded connections in Structural Hollow Sections*. CIDECT Monograph 6. 1986.

- B. Healy, N. Zettlemoyer. *In-Plane Bending Strength of Circular Tubular Joints*. 5th International Symposium on Tubular Structures. Nottingham. 1993.
- ICT. *Construber 9. Perfil Tubular de acero... conformado en frío o en caliente? ¿Hay alguna diferencia!?.* 2008.
- G. Iglesias. *Hot-Dip Galvanized Tubular Structures (HDG-Tubular Structures): CIDECT Design recommendations for holes due to galvanizing process*. EGGA – European General Galvanizers Association – Assembly 2007.
- G. Iglesias, A. Alonso, J.A. Chica. *Guía de Diseño para estructuras en celosía resueltas con perfiles tubulares de acero*. ICT – Instituto para la Construcción Tubular. 2007.
- IIW. *Static design procedure for welded hollow section joints – Recommendations*. 2009.
- O. Kaitila. *Finite element modelling of cold-formed steel members at high temperatures*. Helsinki University of Technology. Department of Civil and Environmental Engineering. 2002.
- B. Kato, I. Nishiyama. *The static strength of R.R-joints with large b/B-ratio*. 1979.
- B. Kato, I. Nishiyama. *The static strength of rectangular to rectangular joints with large b/B ratio*. CIDECT Project 5Y. 1979.
- M.M.K. Lee. *Strength, Stress and Fracture Analyses of Offshore Tubular Joints using Finite Elements*. Journal of Constructional Steel Research, no. 51: 265 - 286. 1999.
- B. L. Mee. *The structural behaviour of joints in rectangular hollow sections*. University of Sheffield. 1969.
- M. Lee, E. Dexter, M. Kirkwood. *Overlapped K joints in circular hollow sections under axial loading*. Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Transactions of ASME, no. 118. 1996.
- M. Lee, S. Wilmshurst. *A parametric study of strength of tubular multiplanar KK-joints*. Journal of Structural Engineering ASCE, no. 122. 1996.
- M. Lee, S. Wilmshurst. *Numerical Modelling of CHS Joints with Multiplanar Double-K Configuration*. Journal of Constructional Steel Research, no. 32. 1995.
- M. Lee, S. Wilmshurst. *Strength of multiplanar KK-joint under anti-symmetrical loading*. Journal of Structural Engineering ASCE, no. 123. 1997.
- W. Lems. *The Change of Young's Modulus after Deformation at Low Temperature and its Recovery*. Ph.D. Dissertation. University of Delft. 1963.
- D.K. Liu, Y. Yu, J. Wardenier. *Effect of boundary conditions and chord loads on the strength of RHS uniplanar gap K-joints*. Tubular Structures VII, Proceedings. 1998.
- C. López-Colina Pérez. *Caracterización de componentes en uniones con perfiles RHS a alta temperatura*. Universidad de Oviedo. 2009.
- J. Lubliner. *Plasticity Theory*. New York: Dover Publications. 2008.

- F. Mang. *Rectangular hollow sections joint study*. CIDECT Project 5P. 1973.
- J. Marco García. *Fundamentos para el cálculo y diseño de estructuras metálicas de acero laminado*. McGraw-Hill. 1998
- P. Maass. *Handbook on hot-dip galvanization*. 2011.
- J. Moreno Revilla. *Análisis y diseño de estructuras metálicas*. Escuela Politécnica Superior. Universidad de Burgos. 2002.
- F. Morestin, M Boivin. *On the necessity of taking into account the variation in the Young modulus with plastic strain in elastic-plastic software*. Nuclear Engineering and Design 192. 1996.
- National Instruments. *LabView. User Manual*. 2003.
- J. A. Packer, J. Wardenier, Y. Kurobane, D. Dutta, N. Yeomans. *Guía de Diseño nº3: Para nudos de perfiles tubulares rectangulares (RHS) bajo cargas predominantemente estáticas*. CIDECT. 1996 (2ª edición 2009).
- J.A. Packer. *Theoretical behaviour of welded steel joints in hollow sections*. Dept. of Civil Engineering. University of Nottingham. 1976
- A. Renner. *The effects of strain-rate on the elevated temperature behaviour of structural steel. Research Dissertation-Vertieferarbeit*. Univesity of Sheffield, University of Technology Darmstadt. 2005.
- J. Rondal, K.-G. Würker, D. Dutta, J. Wardenier, N. Yeomans. *Guía de Diseño nº2: Estabilidad estructural de perfiles tubulares*. CIDECT. 1996.
- W. Rust. *Finite element limit load analysis of thin-walled structures by ANSYS (implicit), LS-DYNA (explicit) and in combination*. Thin-Walled Structures, vol. 41, no. 2. 2003.
- F. Sánchez, J.A. Vilán, P.J. García, J.J. del Coz. *The use of design of experiments to improve a neural network model in order to predict the thickness of the chromium layer in a hard chromium plating process*. Mathematical and Computer Modelling. 2010.
- B.W. Schafer & T. Pecköz. *Computational modelling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses*. Journal of Constructional Steel Research 47: 193-210.
- S. Selamet & M. Garlock. *Guidelines for modelling three dimensional structural connections models using finite element methods*. International Symposium "Steel Structures: Culture & Sustainability 2010". Paper No. 14. 2010.
- C. Van der Valk. *New aspects related to the ultimate strenght of tubular K- and X-joints*. Proceedings of the 10th Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference, (págs. Vol III-B). Stavanger. 1991.
- J. Wardenier. *Hollow Section Joints*. Delft University Press. 1982
- J. Wardenier. *Perfiles tubulares en aplicaciones estructurales*. 2001.
- J. Wardenier, C.H.M. de Koning. *Rig comparison tests*. CIDECT Project 5S. 1976.

- J. Wardenier, Y. Kurobane, J.A. Packer, D. Dutta, N. Yeomans. *Guía de Diseño nº1: Para nudos de perfiles tubulares circulares (CHS) bajo cargas predominantemente estáticas*. CIDECT. 1996 (2ª edición 2009).
- J. Wardenier, R. Puthli, T.J. van den Broek. *The influence of multiplanar loading on the strength and stiffness of tubular joints*. 1990.
- J. Wardenier, J. W. B. Stark. *Tests on welded joints in complete girders made of square hollow sections*. CIDECT Project 5Qg. 1979.
- J. Wardenier, J. W. B. Stark. *The static strength of welded lattice girder joints in structural hollow sections*. CIDECT Project 5Q. 1978.
- A. A. Wood, S. Chandrakeerthy. *Warren joint test with cold-formed RHS*. CIDECT Project 5G. 1974.
- Y. Yu. *The static strength of uniplanar and multiplanar connections in rectangular hollow sections*. Delft University Press. 1997.