

## **CAPÍTULO XIII:**

### **UNIONES SOLDADAS**

#### **13.1. INTRODUCCIÓN**

Este capítulo se ha estructurado de modo que primeramente se reflexiona sobre el comportamiento real de las uniones estructurales, resaltando, entre otras cosas, las ventajas de realizar una adecuada caracterización. A continuación se lleva a cabo un análisis detallado de diferentes tipos de uniones simples con cordones a tope y sobretodo con cordones en ángulo. Se establecen procedimientos de cálculo de las uniones basados en la NBE-EA95, el CTE y el EC3, para diversas condiciones de sollicitación de las mismas, que permiten obtener las variables de diseño de la unión. En una tabla se resumen las expresiones prácticas, deducidas de las citadas normas, que permiten llevar a cabo un cálculo rápido para las situaciones más comunes.

El capítulo se centra en el tratamiento de las uniones soldadas sometidas a acciones estáticas, que por otra parte suelen ser más comunes en la construcción. En otra parte del temario (capítulo III) se analizan las uniones soldadas sometidas a cargas de fatiga.

Una vez visto el comportamiento del cordón individual o grupo de cordones que configuran una unión plana, se estudia el comportamiento de la unión estructural en su conjunto como una situación “más real” sometida a acciones estáticas. Seguidamente se analizan algunas uniones espaciales tipificadas como una generalización de las uniones planas. A continuación se estudian con cierto detalle diversos casos prácticos de uniones flexibles viga-pilar y la clásica unión rígida viga-pilar con las implicaciones de resistencia para los elementos adyacentes. Se sigue con un apartado dedicado a las estructuras trianguladas con la consideración de nudos articulados, diferenciando entre estructuras constituidas por barras de perfiles laminados abiertos o piezas de sección tubular y se finaliza el tema con las bases de pilares.

#### **13.2 ETAPAS E HIPOTESIS DE CÁLCULO**

Las etapas asociadas al proyecto de una unión soldada no difieren sustancialmente de las que se precisan cubrir cuando se procede a diseñar un elemento estructural. Se comienza con la concepción y diseño general de la unión (disposición de las piezas a unir, geometría, número y disposición de cordones, etc.). A continuación se determinan

los esfuerzos que solicitan la unión para pasar a obtener las tensiones en cada cordón. Finalmente se lleva a cabo la comparación con los estados límites a comprobar.

Las uniones soldadas deberán verificar los requisitos de ejecución, montaje y control establecidos en la correspondiente norma que se esté aplicando (EA-95, CTE-SE-A, EC-3 Parte 1-8, Instrucción EAE). Las piezas a unir serán de acero estructural soldable con un espesor mínimo de  $3\text{mm}$  ó  $4\text{mm}$ , dependiendo de la norma. Además, en los procedimientos de cálculo expuestos más adelante se admiten las siguientes hipótesis:

- \*Los cordones se suponen homogéneos, isótropos y elásticos
- \*Las piezas conectadas se suponen lo suficientemente rígidas como para que las deformaciones asociadas resulten despreciables.
- \*No se considera la influencia de las tensiones residuales ni la asociada a la forma de los cordones.
- \*Se asume que el material de aportación presenta características mecánicas, límite elástico y tensión de rotura, no inferiores a las del metal base.
- \*Se supone que se han tomado las medidas oportunas para evitar ocurrencias de rotura frágil.

### 13.3. ANÁLISIS DE LAS UNIONES ESTRUCTURALES

#### 13.3.1 Comportamiento de las uniones estructurales

Es sabido que el comportamiento rotacional de las uniones reales suele ser el de una situación intermedia entre dos casos extremos: el de las uniones rígidas y el de las articuladas. Cuando las diferentes partes de la unión son suficientemente rígidas (idealmente *rigidez infinita*), no hay diferencia entre los giros respectivos de los extremos de las barras conectadas y se dice que la unión es *rígida* (Figura 1.a). La unión experimenta, simplemente, un giro global como sólido rígido que es, precisamente, la rotación del nudo considerada en los métodos de análisis de estructuras.

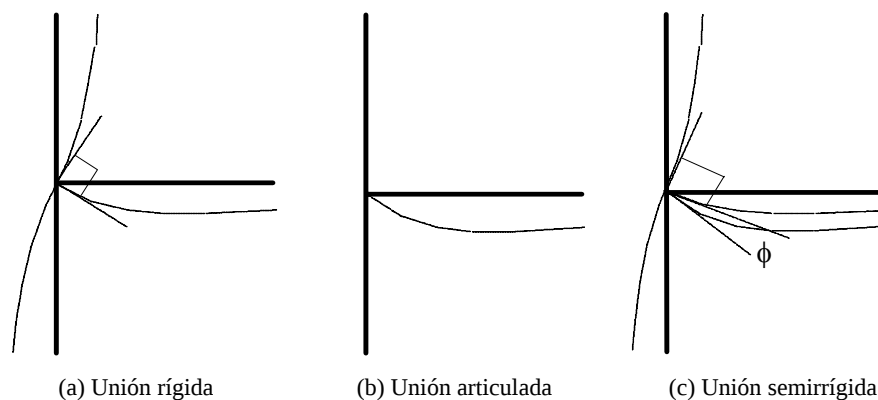


FIGURA 1. CLASIFICACIÓN DE LAS UNIONES DE ACUERDO CON SU RIGIDEZ

Por contra, si la unión no tiene rigidez, la viga trabaja como simplemente apoyada, independientemente del comportamiento de las otras piezas conectadas (Figura 1.b). Es lo que se denomina unión *articulada*. Para casos intermedios, (rigidez no es nula ni infinita), el momento transmitido producirá una diferencia  $\Phi$  entre las rotaciones absolutas de las dos piezas conectadas (Figura 1.c). En este caso la unión es *semirrígida*.

Una forma simple de representar este concepto es la de considerar un resorte en espiral, dispuesto entre los extremos de las barras que se conectan. La rigidez rotacional de este resorte ( $S$ ) es el parámetro que relaciona el momento transmitido  $M_j$  y el giro relativo  $\Phi$ , que es la diferencia entre los giros absolutos de las dos piezas conectadas. Cuando la rigidez rotacional ( $S$ ) es cero, o cuando es relativamente pequeña, la unión se considera como articulada. Por el contrario, cuando la rigidez al giro ( $S$ ) es infinita, o relativamente alta, la unión entra en la categoría de rígida. En los casos intermedios, la unión se considera semirrígida.

En las uniones semirrígidas, las cargas provocan un momento flector  $M_j$  y un giro relativo  $\Phi$  entre las piezas conectadas. El momento y el giro relativo se relacionan mediante una ley característica que depende de las propiedades de la unión. La figura 2 ilustra esta relación en diferentes tipos de juntas para el supuesto de un análisis global elástico lineal.

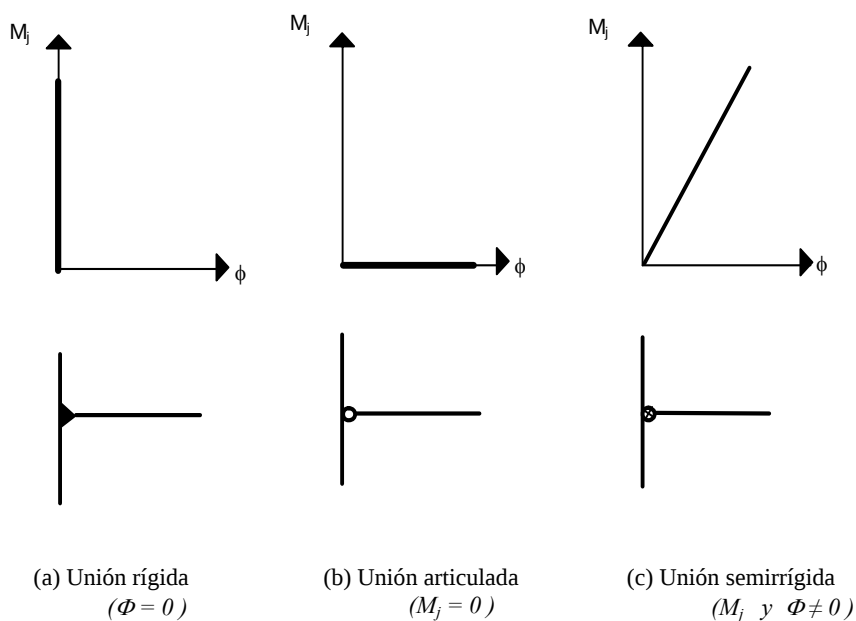


FIGURA 2. MODELOS DE UNIONES PARA ANÁLISIS GLOBAL ELÁSTICO LINEAL

Del mismo modo que el comportamiento de las barras y la influencia de su sección recta puede valorarse a través de la curva  $M-\phi$  de una viga biapoyada, cargada en su punto medio (Figura 3 siendo  $M$  el momento flector en el centro de la viga y  $\phi$  la suma de los giros en los extremos de la barra), el comportamiento de la unión se rige por una ley similar, en la que  $M = M_j$  es el momento transmitido a través de la unión y  $\phi$  el giro relativo entre la pieza conectada y el resto de la unión. A la rigidez a flexión  $EI/L$  y la resistencia de cálculo  $M_{b,Rd}$  de la barra, corresponden la rigidez inicial  $S_{j,ini}$  y la resistencia de cálculo  $M_{j,Rd}$  de la unión.

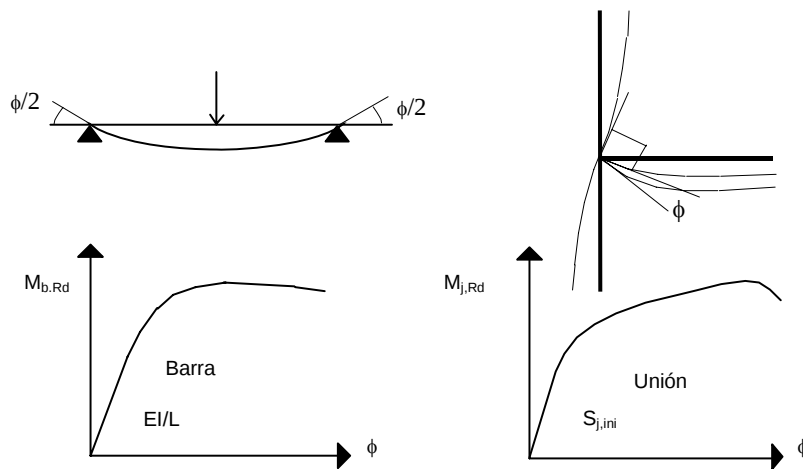


FIGURA 3. CURVAS  $M-\phi$  CARACTERÍSTICAS PARA BARRAS Y UNIONES

Al igual que las secciones se clasifican de acuerdo con su capacidad para soportar inestabilidades locales y la posibilidad admitir redistribuciones plásticas, las uniones también se clasifican en términos de *ductilidad* o *capacidad de rotación*. En esta clasificación se trata de medir su resistencia a inestabilidades locales, o incluso roturas frágiles prematuras (especialmente debidas a fallos en los elementos de la unión), con las consiguientes consecuencias sobre el análisis global admitido. El interés práctico de esta clasificación es el de comprobar en el análisis elastoplástico global, la posibilidad de que se cree un mecanismo de colapso plástico de la estructura, lo cual implica la formación de rótulas en, al menos, alguna de las uniones.

Es importante destacar la influencia de utilizar uniones semirrígidas en lugar de las articuladas o rígidas a la hora de realizar el análisis global, y no solo sobre los desplazamientos, sino también sobre la magnitud y distribución de los esfuerzos a través de la estructura. En la figura 4 se muestran a modo de ejemplo los diagramas de

momentos flectores en un pórtico simple solicitado por una carga uniformemente distribuida, en dos supuestos diferentes: uniones viga-pilar articuladas, o semirrígidas. Consideraciones similares pueden aplicarse lógicamente a las deformaciones por flexión.

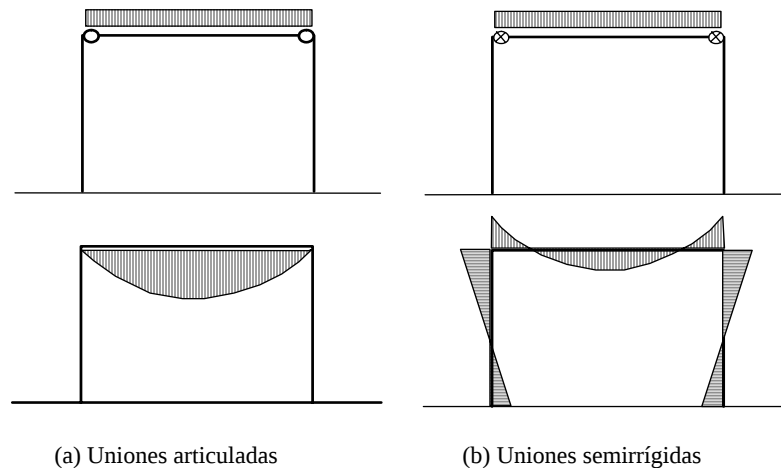


FIGURA 4. DISTRIBUCIÓN ELÁSTICA DE MOMENTOS EN UN PÓRTICO SIMPLE

### 13.3.2. Ventajas de una correcta caracterización

Tanto los requerimientos del *Eurocódigo 3*, como la necesidad de modelizar el comportamiento de la estructura de una forma más realista, conducen a la consideración del comportamiento semirrígido cuando sea preciso. Muchos proyectistas de estructuras no están de acuerdo con esta interpretación básica del *Eurocódigo 3*, considerando el trabajo adicional que supone el análisis de esfuerzos. Obviamente, una forma, no muy correcta, de evitar esta nueva tarea es la de seguir calculando las uniones como articuladas o totalmente rígidas. Sin embargo, tales características tienen que ser justificadas al final del proceso de cálculo. Por otra parte, estos tipos de uniones resultan antieconómicos en numerosas situaciones.

Hay que destacar, además, que los conceptos de unión articulada y unión rígida no han desaparecido sino que siguen vigentes en el EC3. Así, cuando una unión es *casi rígida*, o, por el contrario, *casi articulada*, puede considerarse como *verdaderamente rígida* o *verdaderamente articulada* en el proceso de cálculo.

A la hora de valorar si la unión debe considerarse como rígida, semirrígida o articulada es necesario comparar la rigidez de la unión con la de la viga. Esta última depende a su vez de su longitud y del momento de inercia de la sección recta. Para el proyectista

puede resultar muy estimulante el ir más allá del simple “todo o nada” de la clasificación tradicional. Las ventajas de considerar un comportamiento semirrígido en las uniones pueden entenderse de dos formas:

1. El EC3 requiere analizar la influencia del comportamiento real de la uniones sobre la respuesta global de la estructura, es decir, sobre el grado de precisión con el que se han determinado los diferentes esfuerzos, la distribución de momentos y los desplazamientos. Esto puede resultar difícil cuando el diseño de las uniones se realiza en una fase posterior a la de cálculo de esfuerzos, lo que puede exigir algunas iteraciones entre el análisis global de la estructura y las comprobaciones del diseño de detalle. En cualquier caso, pueden preverse las siguientes situaciones:
  - Para que una junta pueda considerarse como rígida, es práctica común el incorporar rigidizadores en el alma del pilar. El EC3 facilita los medios para comprobar si tales refuerzos son realmente necesarios para la rigidez y la resistencia de la unión permitiendo un diseño más económico.
  - Cuando las uniones se consideran articuladas y posteriormente nos encontramos con que ofrecen una rigidez significativa, es decir, son semirrígidas, el proyectista puede reducir la sección de la viga ya que los momentos transmitidos a través de las uniones reducen su momento máximo.
2. El proyectista decide, en las fases preliminares del cálculo, tomar en consideración no solo las propiedades de las barras, sino también las características de las uniones. Esta nueva metodología no es, ni mucho menos, incompatible con la separación de tareas, relativamente frecuente, entre los que llevan la responsabilidad del análisis global de la estructura y los que se encargan del diseño en detalle de las uniones. De hecho, ambas tareas suelen realizarlas diferentes personas, o incluso diferentes compañías, dependiendo de las costumbres de la industria local o nacional. El adoptar esta forma de afrontar el diseño, requiere un buen conocimiento entre, por un lado, los costos y la complejidad de las uniones, y de otro, la optimización de los resultados y el comportamiento estructural, a través de la más precisa consideración del comportamiento de las uniones y su influencia sobre la respuesta global. Los siguientes ejemplos pueden servir de aclaración:
  - En ocasiones puede prescindirse de los rigidizadores de alma en pilares, con la consiguiente reducción de costos. A pesar de la reducción de rigidez y, posiblemente, de resistencia, la unión puede seguir considerándose como rígida y conservar la suficiente resistencia. Es por ejemplo el caso de las uniones viga-pilar en estructuras porticadas industriales.

- Con carácter más general, merece la pena considerar la influencia de la rigidez de las uniones con vistas a conseguir el mejor balance entre el costo de las mismas y el de vigas y pilares que se conectan. Así, en estructuras arriostradas, el empleo de uniones semirrígidas, probablemente más costosas que las articuladas, permite reducir la sección de las vigas. En cambio, en estructuras no arriostradas, el empleo de uniones semirrígidas, menos costosas que las rígidas, exige aumentar la sección de las vigas y, posiblemente, los pilares.

Por supuesto, este análisis puede plantear alguna dificultad, como la que supone el intento de mejora en cualquier actividad. La filosofía de fondo puede resumirse en los siguientes términos: “*Si tienes que hacer algo, obtén el mayor provecho posible de ello*”. Así, el *Eurocódigo 3* nos sitúa en la disyuntiva de elegir entre la *actitud tradicional*, reacia a los cambios, incluso en situaciones en las que hay algo que ganar, y la *actitud innovadora*, animada siempre a buscar los mejores resultados, tanto técnicos como económicos.

### 13.3.3 Uniones y conexiones

El entramado básico de los pórticos planos de estructuras de edificación lo constituyen las vigas y los pilares, enlazados entre si mediante conexiones. Estas conexiones pueden ser entre una viga y un pilar, entre dos vigas (empalme de vigas), entre dos pilares, o entre el pilar y su cimentación (Figura 5 y Figura 6)

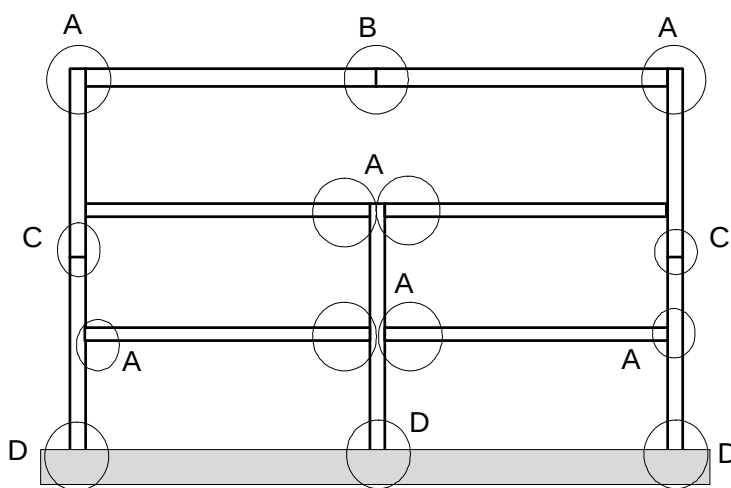


FIGURA 5. DIFERENTES TIPOS DE CONEXIONES EN ESTRUCTURAS DE EDIFICACIÓN

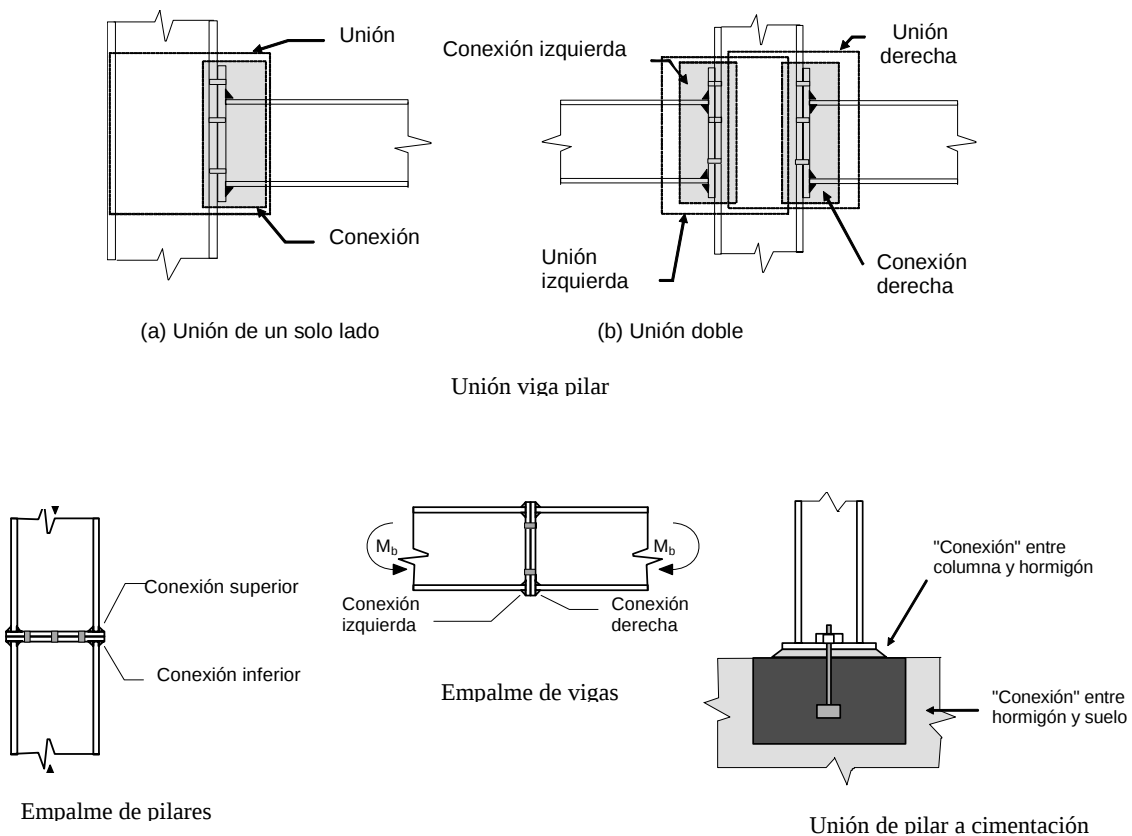


FIGURA 6. UNIONES Y CONEXIONES

La *conexión* se define como el conjunto de componentes físicos que sujetan mecánicamente las piezas a enlazar. Se considera localizada en la zona en la que se produce el enlace. Cuando se tienen en cuenta tanto la conexión como las correspondientes zonas de interacción entre las piezas enlazadas, se utiliza el término *unión*. Dependiendo del número de elementos conectados entre si, se diferencian dos tipos de configuraciones para las uniones viga-pilar (Figura 6): uniones simples (desde un lado) y uniones dobles (desde ambos lados). En una configuración de unión doble se consideran por separado la unión de la izquierda y la de la derecha. El empalme de vigas o de pilares consta de dos conexiones (izquierda y derecha en vigas y conexión superior e inferior en pilares). Por su parte la unión pilar-cimentación consta de la conexión entre el pilar y la base de hormigón y la conexión entre el cimiento de hormigón y el terreno.

### 13.3.4 Clasificación de las uniones estructurales

Para llevar a cabo el análisis global de la estructuras es necesario la caracterización de las mismas. En este sentido se consideran tres grandes modelos: estructuras con nudos articulados (simples), estructuras con nudos semirrígidos (semi-continuas) y estructuras de nudos rígidos (continuas).

La caracterización de la estructura según uno u otro modelo es función del tipo de uniones, clasificadas en términos de rigidez y/o resistencia y del método de análisis global que se utilice. La clasificación de las uniones atendiendo a su rigidez y a su resistencia se realiza de acuerdo con criterios que se exponen a continuación y determina el modelo de estructura a considerar en el análisis de la misma.

#### 13.3.4.1 Clasificación según su rigidez

La clasificación en uniones rígidas, semirrígidas y articuladas se realiza comparando la rigidez de cálculo de la junta con dos límites de rigidez como los que se ilustran cualitativamente en la figura 7. Con el ánimo de simplificar, se han reducido los límites de rigidez de forma que permiten la comparación directa con la rigidez de cálculo de la junta cualquiera que sea la idealización que se utilice posteriormente en el análisis. En un apartado posterior se cuantifican los límites para estructuras arriostradas o no.

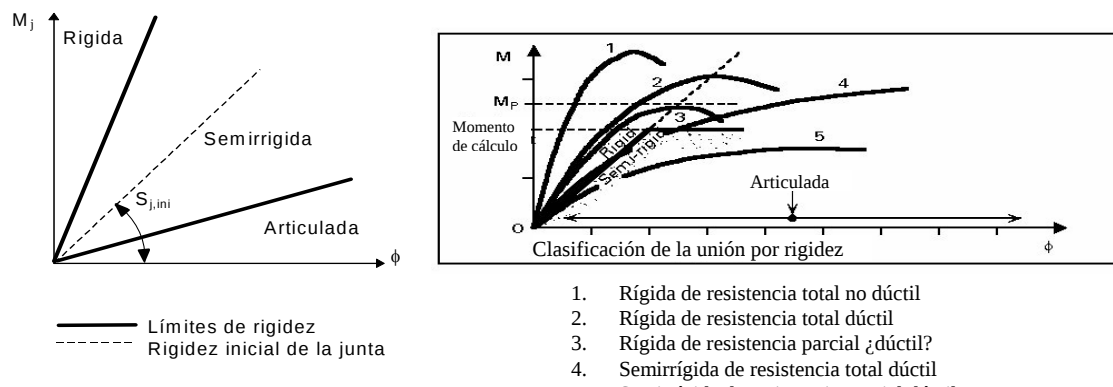
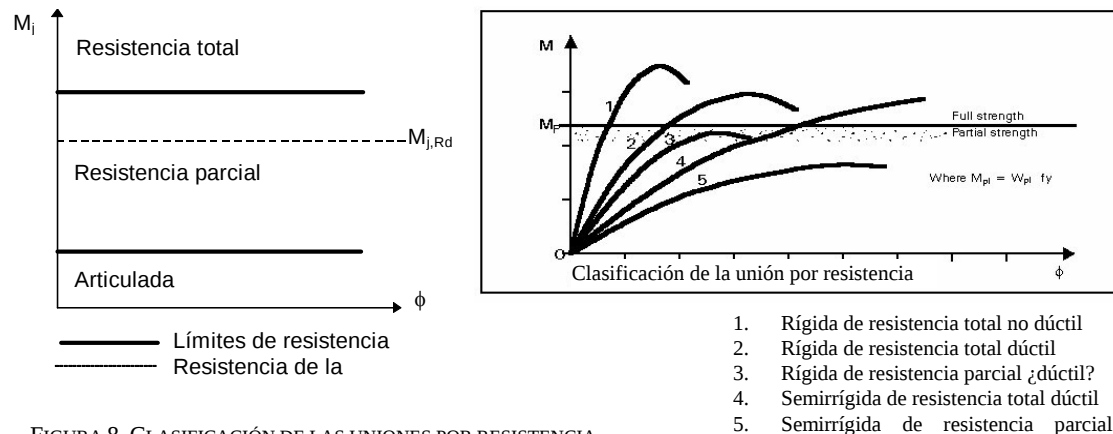


FIGURA 7. CLASIFICACIÓN DE LAS UNIONES SEGÚN LA RIGIDEZ

Hay que tener en cuenta que la rigidez de la unión no depende sólo de su diseño y/o dimensiones sino de la rigidez de las piezas que conecta. Por ello una determinada unión, caracterizada por su rigidez inicial  $S_{j,ini}$  se comporta de modo diferente dependiendo de la rigidez de la viga que conecta, lo que implica que la misma unión pudiera ser rígida, semirrígida o articulada para diferentes longitudes de la viga unida.

### 13.3.4.2 Clasificación según su resistencia

En términos de resistencia, las uniones se clasifican (Figura 8) como de *resistencia total* o *parcial*, según la relación entre su propia resistencia y la de las barras unidas. Se trata de comparar el momento resistente de cálculo de la unión con el límite superior de “resistencia total” y con el inferior de unión “articulada”.



Se puede dar la circunstancia de que una misma unión sea de resistencia total si conecta una viga de acero S275 y sin embargo resulte de resistencia parcial si la misma viga es de acero S355. En la práctica diaria, las uniones *de resistencia parcial* se utilizan siempre que se trate de transmitir las fuerzas internas, sin agotar la capacidad resistente de las barras conectadas. Si se aplica el cálculo plástico la principal utilidad de esta clasificación es la de contemplar la posibilidad de permitir la formación de una rótula plástica en la unión al realizar el análisis global.

### 13.3.4.3 Clasificación según su ductilidad

La ductilidad se relaciona directamente con el giro máximo  $\phi_{max}$  que puede experimentar la unión sin rebasar el momento resistente de cálculo (Figura 9). El concepto *capacidad de giro*, utilizado en las uniones, es equivalente al de *ductilidad* anteriormente definido. Una junta de resistencia parcial puede requerirse para que actúe como una rótula desde el instante en que se alcanza su momento plástico resistente. En este caso la unión deberá tener la suficiente capacidad de giro. El límite entre el comportamiento no dúctil y dúctil (Figura 9) se establece en el rango entre los 0,02 y 0,04 radianes.

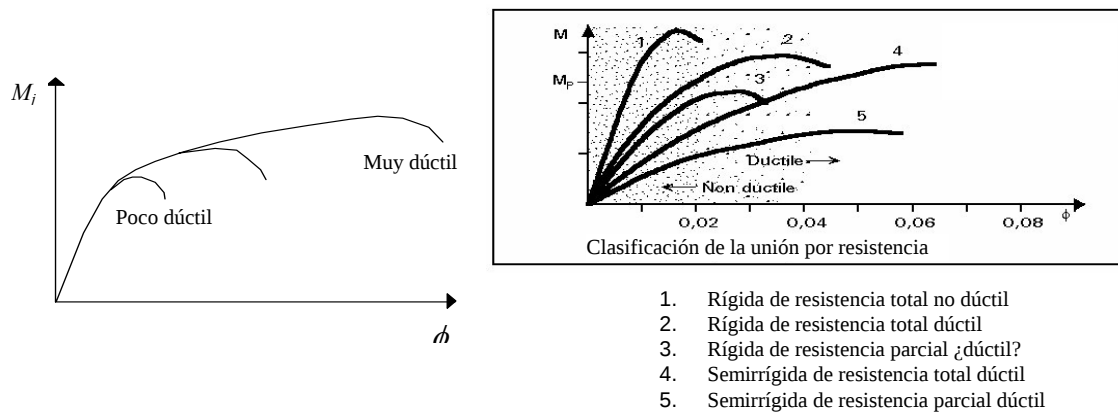


FIGURA 9. CLASIFICACIÓN DE LAS UNIONES SEGÚN LA DUCTILIDAD

#### 13.3.4.4 Límites para la clasificación

Dada la dificultad para apoyar la clasificación en la característica  $M-\Phi$  determinada por vía experimental, en el EC3 se dan unos límites cuantificables que permiten clasificar las uniones atendiendo a su rigidez y a su resistencia. Los límites establecidos son los siguientes:

##### \*Clasificación según rigidez

- Unión rígida:  $S_{j,ini} > 25 EI/L$  (en estructuras sin arriostrar)  
 $S_{j,ini} > 8 EI/L$  (en estructuras arriostradas)
- Unión semirrígida:  $25 EI/L > S_{j,ini} > 0,5 EI/L$  (en estructuras sin arriostrar)  
 $8 EI/L > S_{j,ini} > 0,5 EI/L$  (en estructuras arriostradas)
- Unión articulada:  $S_{j,ini} < 0,5 EI/L$

##### \*Clasificación según resistencia

- Uniones de resistencia total:  $M_{j,Rd} > M_{resistencia\ total}$
- Uniones de resistencia parcial:  $M_{resistencia\ total} > M_{j,Rd} > 0,25 \cdot M_{resistencia\ total}$
- Uniones articuladas:  $M_{j,Rd} < 0,25 \cdot M_{resistencia\ total}$

$S_{j,ini}$ : rigidez inicial de la unión (relación entre momento transmitido y el giro relativo)

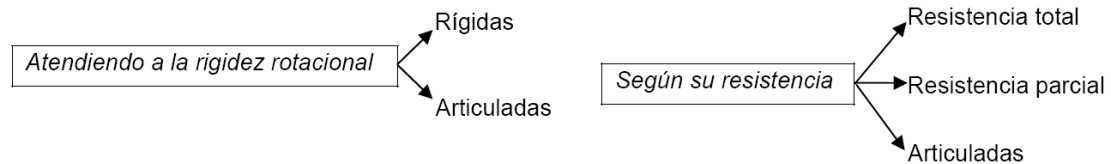
$EI/L$ : rigidez a flexión de la pieza de longitud  $L$  conectada a través de la unión

$M_{j,Rd}$ : momento resistente de cálculo que agotaría la unión

$M_{resistencia\ total}$ : momento resistente de cálculo de la más débil de las piezas conectadas

### 13.3.5 Modelización de las uniones

El comportamiento de las uniones influye decisivamente sobre la respuesta de la estructura. Por ello, para el análisis y el cálculo de la estructura es imprescindible modelizar las uniones, lo mismo que se modelizan las vigas o los pilares. Tradicionalmente se han venido considerando los siguientes tipos de uniones:



La consideración de conjunta de la resistencia y la rigidez rotacional conduce a tres modelos significativos:

- Uniones rígidas de resistencia total;
- Uniones rígidas de resistencia parcial;
- Uniones Articuladas.

No obstante, cuando se considera la rigidez al giro, podemos encontrarnos con uniones diseñadas teniendo en cuenta criterios económicos, que no son rígidas ni articuladas, sino semirrígidas. Esto proporciona un par de nuevas posibilidades en la modelización de las uniones:

- Las uniones semirrígidas de resistencia total
- Las uniones semirrígidas de resistencia parcial

En el Eurocódigo 3 se tienen en cuenta estas posibilidades. Las diversas combinaciones de las condiciones de rigidez y resistencia de la unión dan lugar a tres términos para modelizar las estructuras Tabla 1.

| RIGIDEZ            | RESISTENCIA              |                            |                   |
|--------------------|--------------------------|----------------------------|-------------------|
|                    | <i>Resistencia total</i> | <i>Resistencia parcial</i> | <i>Articulada</i> |
| <i>Rígida</i>      | Continua                 | Semicontinua               | *                 |
| <i>Semirrígida</i> | Semicontinua             | Semicontinua               | *                 |
| <i>Articulada</i>  | *                        | *                          | Simple            |

(\*) Carece de sentido

**TABLA 1. MODELIZACIÓN DE ACUERDO CON LAS UNIONES**

**Continuas:** Aplicable únicamente a uniones rígidas de resistencia total. Se trata de una unión que asegura la continuidad de giro entre las piezas conectadas.

**Semicontinuas:** Incluye las uniones rígidas de resistencia parcial, las semirrígidas de resistencia total y las semirrígidas de resistencia parcial. La unión sólo garantiza una continuidad rotacional parcial entre las piezas unidas.

**Simples:** Cubre únicamente el caso de uniones articuladas. La unión evita cualquier continuidad rotacional entre los miembros conectados.

La interpretación del comportamiento en cada modelo depende del método de análisis estructural aplicado. Para un análisis elástico global, sólo son relevantes las propiedades de rigidez del modelo de unión. En el análisis rígido-plástico, la principal característica de la unión es su resistencia. En otros casos, hay que tener en cuenta propiedades de rigidez y de resistencia. Las diferentes posibilidades se ilustran en Tabla 2.

| MODELO              | MÉTODO DE ANÁLISIS ESTRUCTURAL |                                 |                                                                                                |
|---------------------|--------------------------------|---------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------------------|
|                     | <i>Análisis elástico</i>       | <i>Análisis Rígido-plástico</i> | <i>Análisis Elástico-perfectamente plástico.<br/>Análisis Elastoplástico</i>                   |
| <i>Continuo</i>     | Rígida                         | Resistencia total               | Rígida/Resistencia total                                                                       |
| <i>Semicontinuo</i> | Semirrígida                    | Resistencia parcial             | Rígida/Resistencia parcial<br>Semirrígida/Resistencia total<br>Semirrígida/Resistencia parcial |
| <i>Simple</i>       | Articulada                     | Articulada                      | Articulada                                                                                     |

TABLA 2. MODELOS DE UNIÓN Y MÉTODOS DE ANÁLISIS ESTRUCTURAL

La Tabla 3 muestra como encuadrar, mediante una modelización simplificada, las formas típicas de unión con las categorías básicas establecidas para modelizar las uniones: simple, semicontinua y continua.

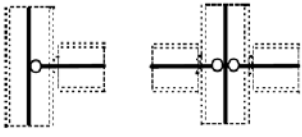
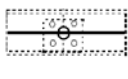
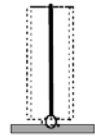
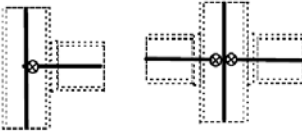
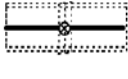
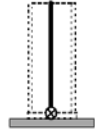
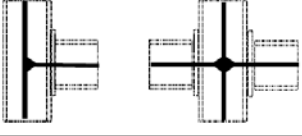
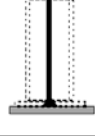
| MODELO DE UNIÓN | UNIONES VIGA-PILAR SOBRE ALAS DE PILAR                                              | EMPALME DE VIGAS                                                                     | BASES DE PILAR                                                                        |
|-----------------|-------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------|
| SIMPLE          |  |  |  |
| SEMICONTINUA    |  |  |  |
| CONTINUA        |  |  |  |

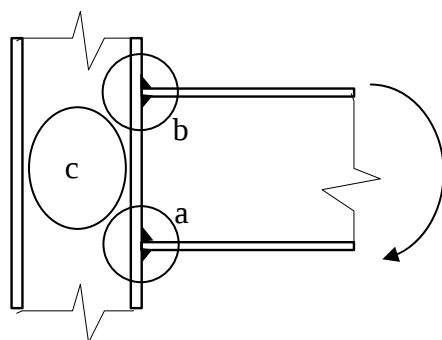
TABLA 3. MODELIZACIÓN SIMPLIFICADA DE UNIONES SEGÚN EC3

### 13.3.6 Caracterización e idealización de las uniones que transmiten momento

Un paso importante cuando se diseña una estructura, consiste en la caracterización de la respuesta rotacional de las uniones, es decir, en la evaluación de sus propiedades mecánicas en términos de rigidez, resistencia y ductilidad. Esto es debido a la influencia que tiene sobre la distribución de los esfuerzos en las barras, las consiguientes dimensiones de éstas y los costes de fabricación.

#### 13.3.6.1 El método de los componentes

Para llevar a cabo la caracterización pueden seguirse métodos experimentales, numéricos o analíticos si bien los únicos prácticos para el diseñador son los procedimientos analíticos. Éstos permiten una predicción de la respuesta de la unión basada en el conocimiento de las propiedades mecánicas y geométricas de cada uno de los componentes de dicha unión. El Eurocódigo propone utilizar un procedimiento analítico, denominado *método de los componentes*. Se aplica a todo tipo de acero, configuración geométrica, tipo de esfuerzo (fuerza axial y/o momento flector,...) o tipo de secciones de las piezas. El *método de los componentes* considera cualquier unión como un conjunto de *componentes básicos individuales*. Así por ejemplo los componentes principales para la unión soldada viga-pilar de la Figura 10, serían:



a) *Zona de compresión:*

Alma del pilar en compresión

Ala y alma de la viga en compresión

b) *Zona de tracción:*

Alma del pilar en tracción

Ala del pilar en flexión

Alma de viga en tracción

c) *Zona de cortante*

Panel de alma del pilar en cortadura

FIGURA 10. COMPONENTES EN UNA UNION VIGA-PILAR SOLDADA

Cada uno de estos componentes básicos posee su propia resistencia y rigidez tanto a tracción, como a compresión o cortadura. El alma del pilar está sometida a esfuerzos simultáneos de compresión, tracción y cortadura. Esta coexistencia de varios componentes dentro del mismo elemento de la unión puede llevar obviamente, a producir interacciones de tensiones que probablemente disminuirán la resistencia de los componentes básicos individuales.

La aplicación del *método de los componentes* requiere de los siguientes pasos ( ):

- La identificación de los componentes activos en la unión considerada.*
- La evaluación de la rigidez y/o características de resistencia de cada componente básico individual.*
- El ensamblaje de todos los componentes constitutivos y evaluación de la rigidez y/o características de resistencia de la unión completa.*

El procedimiento de ensamblaje consiste en obtener las propiedades mecánicas de la unión completa, a partir de las de todos los componentes individuales constitutivos. Eso requiere una distribución preliminar de las fuerzas que actúan en la unión, obteniendo las fuerzas internas que actúan en los componentes, de forma que estén en equilibrio. En el EC3, se describen los procedimientos analíticos de ensamblaje para la evaluación de la rigidez inicial y el momento resistente de cálculo de la unión; estas dos propiedades permiten definir el momento-rotación característico de la unión cualquiera que sea el tipo de análisis.

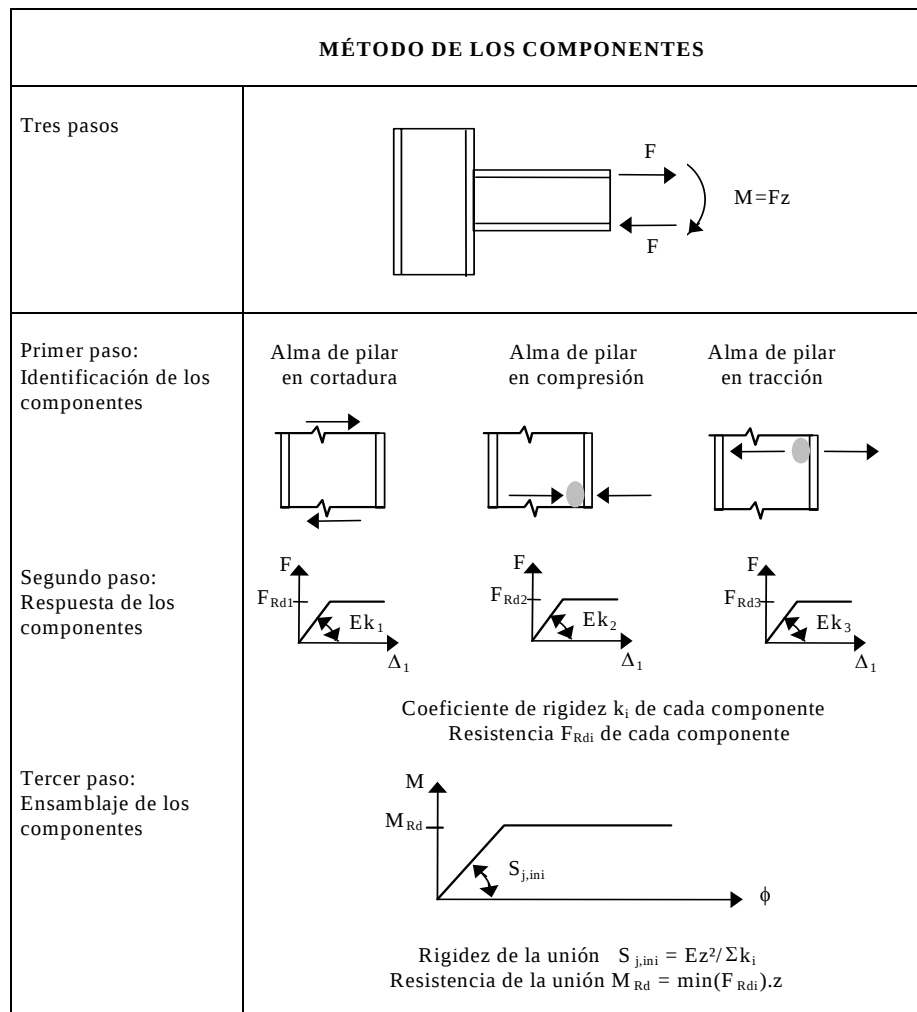


FIGURA 11. APLICACIÓN DEL MÉTODO DE LOS COMPONENTES A UNA UNIÓN VIGA-PILAR SOLDADA

### 13.3.6.2 Idealización de la unión

El comportamiento no-lineal del resorte en espiral, que caracteriza la respuesta real de la unión, no resulta adecuado para la práctica cotidiana. Sin embargo, la curva característica momento-rotación, si puede ser idealizada sin pérdida significativa de exactitud. Una de las idealizaciones más simples posible es la relación elástico-perfectamente plástico (Figura 12 izda). Este modelo es similar al usado tradicionalmente para el comportamiento de secciones transversales de elementos sometidos a flexión (Figura 12 dcha).

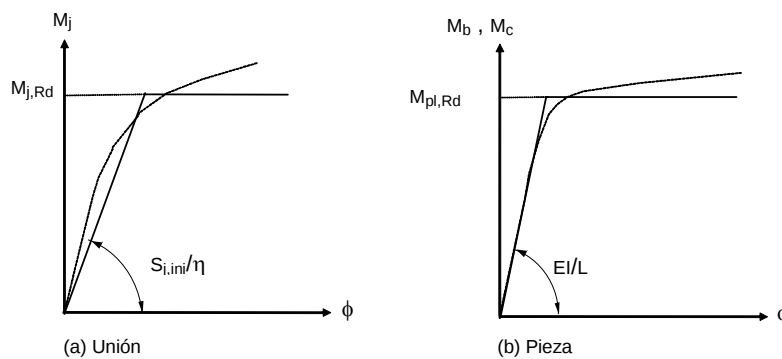
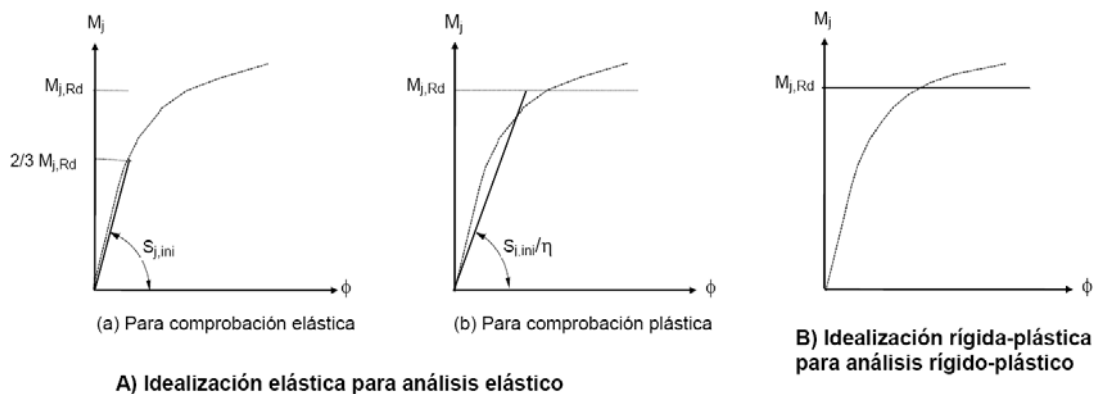


FIGURA 12. BILINEARIZACIÓN DE LAS CURVAS MOMENTO-ROTACIÓN DE LA UNIÓN Y LA PIEZA

El *momento resistente de cálculo*  $M_{j,Rd}$  que corresponde a la meseta de la curva, puede entenderse como un pseudo *momento resistente plástico* de la unión. El hecho de despreciar los efectos de endurecimiento por deformación y los posibles efectos de membrana explica la diferencia entre la curva característica real  $M_j-\phi$  y la curva característica idealizada. De hecho, hay diferentes maneras de idealizar la característica  $M_j-\phi$  de una unión. La elección se subordina al tipo de análisis estructural que se utilice (Figura 132):



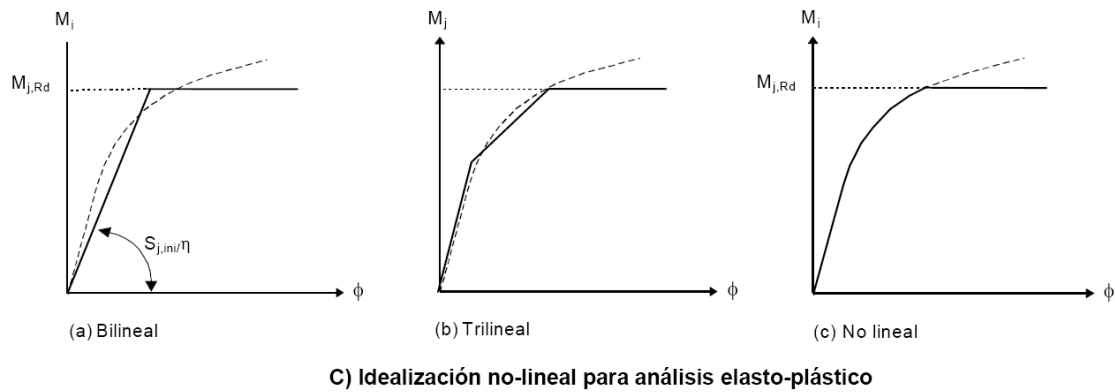


FIGURA 13. REPRESENTACIONES IDEALIZADAS DE LAS CURVAS MOMENTO-ROTACIÓN DE LAS UNIONES

En el caso de una *idealización elástica para análisis elástico* (Figura 13 A) la característica principal es la rigidez a rotación constante ofreciéndose dos posibilidades en el EC3. Para una comprobación elástica (a) la rigidez constante se toma igual a la inicial  $S_{j,ini}$ , debiendo verificarse que el momento de cálculo  $M_{sd}$  que transmite la unión no supera el máximo momento resistente elástico de la misma definido como  $2/3 M_{j,Rd}$ . En caso de una comprobación plástica (b) la rigidez constante se toma igual a  $S_{j,ini}/\eta$ . Siendo  $\eta = 2$  para una unión soldada viga-pilar y  $\eta = 3$  para otros tipos de uniones soldadas.

En la *idealización rígida-plástica para análisis rígido-plástico* (Figura 13 B) sólo es necesario que la unión posea la resistencia de cálculo  $M_{j,Rd}$ . Para permitir la posible formación de rótulas plásticas y el giro de las uniones, se comprobará que la unión tiene una capacidad de rotación suficiente.

En el supuesto de la *idealización no-lineal para análisis elasto-plástico* (Figura 13 C) tienen igual importancia la rigidez y las propiedades de resistencia de la unión. Las posibles idealizaciones van desde las representaciones bilineales, trilineales,... a la curva totalmente no-lineal. De nuevo se requiere capacidad de rotación en uniones donde es probable que se formen las rótulas plásticas y giren.

### 13.4 UNIONES SOLDADAS A TOPE

Serán de penetración total si la fusión entre el material base y el de aportación se produce en todo el espesor. Para lograr una soldadura sana con mínima cantidad de aportación se recurre a la preparación de bordes, aspecto cubierto con detalle en el tema anterior. Se denominan uniones a tope con penetración parcial cuando la penetración es inferior al espesor. En todo caso pueden ser uniones a tope de piezas en prolongación o uniones a tope en T (Figura 14).

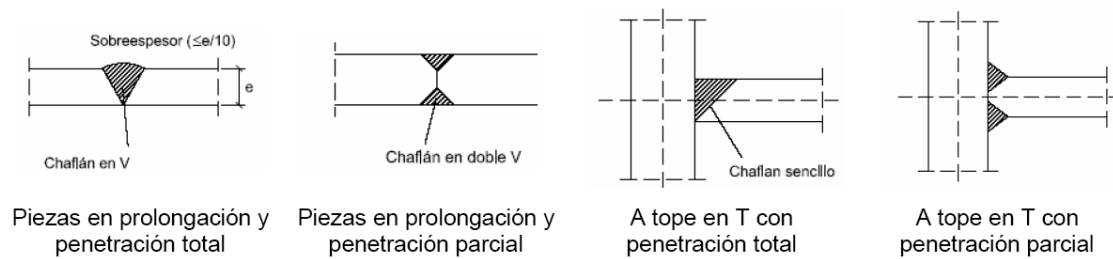


FIGURA 14. UNIONES SOLDADAS A TOPE CON PENETRACIÓN TOTAL Y PENETRACIÓN PARCIAL

Con esta configuración de la unión se consigue que no haya un cambio cualitativo en la transmisión de los esfuerzos entre las piezas soldadas, por lo que se realiza de forma suave sin que se produzcan distorsiones ni concentraciones de tensión importantes. Dado que las dimensiones resistentes de la unión habitualmente coinciden con las de la pieza de menor resistencia, este tipo de uniones no precisan ser calculadas cuando están solicitadas por acciones estáticas siempre y cuando se cumplan las siguientes condiciones (Figura 15)

- \*Se cumplen las recomendaciones de ejecución (preparación de bordes, orden de ejecución, etc.).
- \*El cordón es continuo y de penetración completa, para lo que se dispondrán en caso necesario las correspondientes chapas de entrada y salida que garanticen un cordón saneado en toda su longitud.
- \*Se sana la raíz o se utiliza chapa dorsal en caso de inaccesibilidad.
- \*En caso de unir piezas de diferentes espesores y/o anchos la transición de la pieza mayor a la menor se hará con una pendiente que no supere el 25%.
- \*El sobreespesor del cordón no será superior al 10% del espesor de la pieza más delgada.
- \*La forma del cordón será adecuada.
- \*Se evitarán situaciones que induzcan el desgarro laminar como las uniones con esfuerzo transversal a la dirección de laminación.

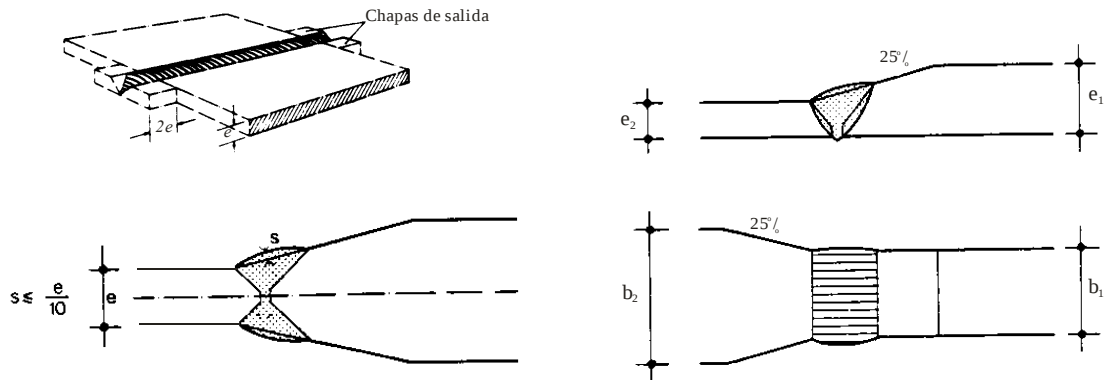


FIGURA 15 UNIONES SOLDADAS A TOPE. CONDICIONES DE EJECUCIÓN

En el caso de uniones a tope con penetración parcial, la resistencia de cálculo se toma como la de los cordones de soldadura, teniendo en cuenta que el espesor de garganta será la profundidad de penetración que se consiga de forma estable, determinada mediante ensayos.

Las uniones a tope con piezas en T se comprobarán como una soldadura a tope con penetración total si se cumplen las condiciones indicadas. En otro caso, se comprobarán como soldaduras en ángulo.

$$a_{nom,1} + a_{nom,2} \geq t$$

$$c_{nom} \leq \frac{t}{5}$$

$$c_{nom} \leq 3mm$$

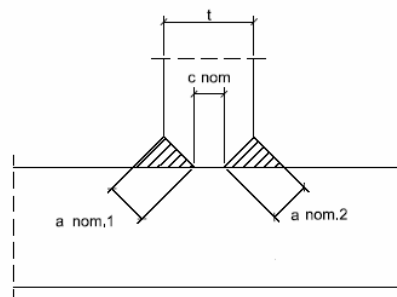


FIGURA 16. UNIONES SOLDADAS A TOPE CON PIEZAS EN T. CONDICIONES DE CÁLCULO

#### 4.- UNIONES SOLDADAS EN ÁNGULO

Como ya se comentó en el tema anterior, donde se llevo a cabo una clasificación detallada de este tipo de uniones, los cordones en ángulo se utilizan para obtener uniones en ángulo interior, en ángulo exterior, o a solape. Se trata de uniones utilizadas con gran frecuencia en la construcción metálica como consecuencia a veces de la configuración geométrica de los elementos a unir, de la posición de las piezas, de la sección de los perfiles estructurales que se trata de conectar, etc. Situaciones que bien no permiten o no aconsejan realizar una unión a tope.

##### 4.1.-Descripción y tipos

###### 4.1.1.- Soldadura en ángulo continua

Se emplea para unir piezas cuyas caras de fusión forman un ángulo  $\alpha$ , tal que  $60^\circ \leq \alpha \leq 120^\circ$ . Pueden ser uniones a solape ó uniones con las piezas en T (Figura 4). Si  $\alpha < 60^\circ$  se considera una soldadura a tope de penetración parcial. Si  $\alpha > 120^\circ$  la resistencia de la unión se determina mediante ensayos experimentales.

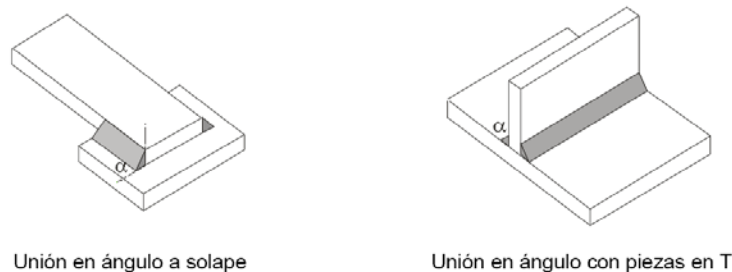


FIGURA 4. UNIONES SOLDADAS EN ÁNGULO CONTINUAS

Si es posible los cordones se deberán prolongar rodeando las esquinas, una longitud de dos veces el espesor de garganta  $a$  del cordón. Por su parte la longitud efectiva del cordón será la longitud total siempre que se mantenga el espesor nominal de garganta  $a$ , y siendo la longitud  $L$  al menos:

$$L = L_{total} \geq \begin{cases} 30 \text{ mm} \\ 6 \cdot a \end{cases}$$

###### 4.1.2.- Soldadura en ángulo discontinua

Estos cordones discontinuos o intermitentes no deberán utilizarse en ambientes corrosivos, ni cuando las piezas deban de mantener una estanqueidad. Tampoco se utilizaran en piezas que deban soportar bajas temperaturas ni cuando las sollicitaciones sean variables. En el caso de que no se presente ninguna de las circunstancias comentadas además deberán cumplir las limitaciones dadas a continuación (Figura 5):

\*La longitud  $L_{we}$  del cordón obligatorio en los extremos cumplirá

$$L_{we} \geq \begin{cases} 0,75 \cdot b \\ 0,75 \cdot b_1 \end{cases}$$

\*En el caso de piezas sometidas a tracción la separación  $L_1$  cumplirá:

$$L_1 \leq \begin{cases} 16 \cdot t \\ 16 \cdot t_1 \\ 200 \end{cases}$$

\*Para piezas sometidas a compresión o cortante, la separación  $L_2$  deberá cumplir:

$$L_2 \leq \begin{cases} 12 \cdot t \\ 12 \cdot t_1 \\ 0,25 \cdot b \\ 200 \end{cases}$$

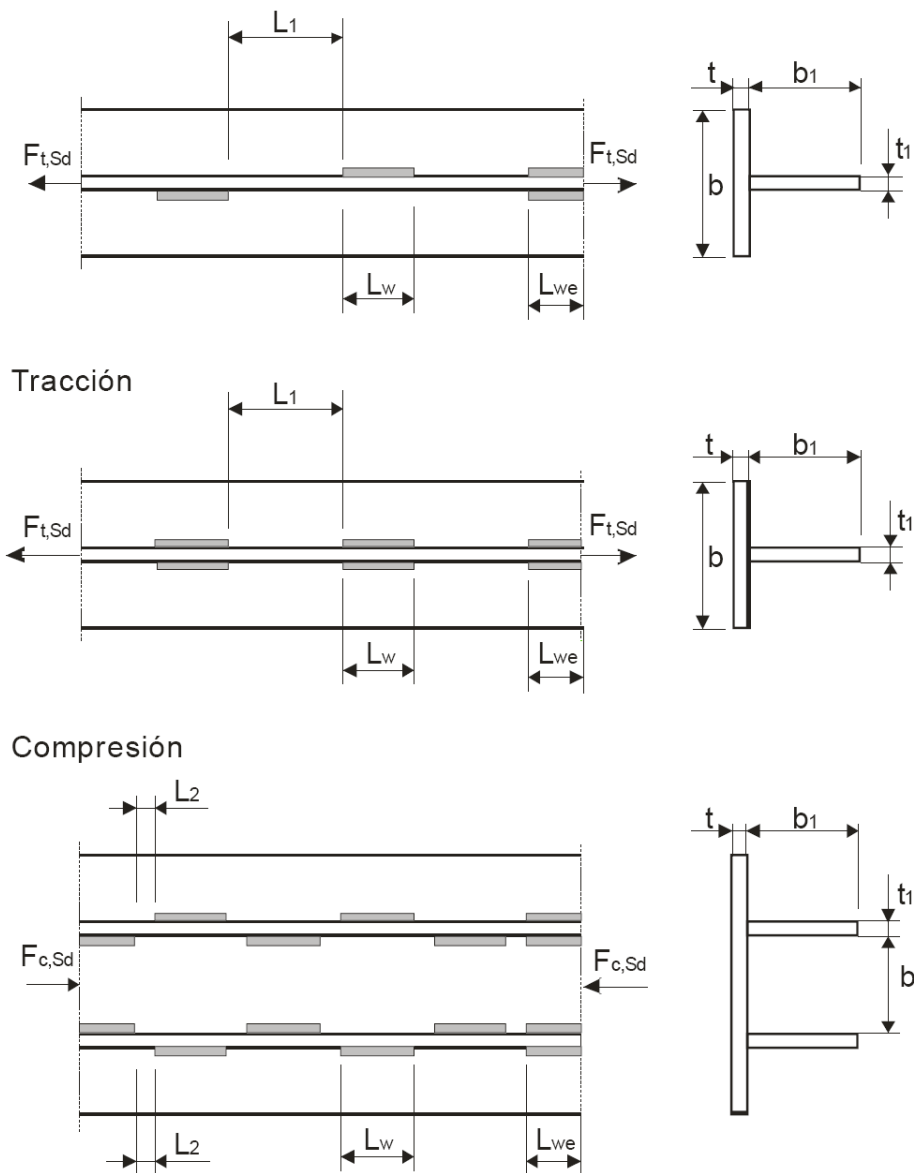


FIGURA 5. REQUISITOS DIMENSIONALES PARA UNIONES EN ÁNGULO DISCONTINUAS

## 4.2.- Cálculo de uniones soldadas en ángulo

A diferencia de las uniones a tope, en las uniones en ángulo sí que hay un cambio cualitativo en la transmisión de los esfuerzos entre las piezas soldadas. Esto hace que el estado tensional creado resulte tan complejo que hace prácticamente inviable un estudio analítico de las mismas. Es por ello que aún en el caso de que las solicitaciones sean estáticas, será preciso calcularlas. Para realizar el cálculo se dispone de métodos numéricos, experimentales y aproximados. Si bien, de todos modos, es necesario llevar a cabo la caracterización geométrica la unión.

### 4.2.1.-Caracterización geométrica del cordón

El cordón de soldadura en ángulo se modeliza como un prisma de base triangular en el que la altura del prisma representa la *longitud eficaz*  $L$  del cordón y la altura del triángulo de la base es la denominada *garganta*  $a$  del cordón, siendo medida dicha altura perpendicularmente a la cara exterior del triángulo.

La longitud eficaz del cordón se obtiene a partir de la longitud total una vez que se han descontado los dos cráteres de entrada y salida del cordón que se estiman de dimensión equivalente a la garganta del cordón. Cuando se ejecute la unión con procedimientos de soldeo que no provoquen cráteres o bien cuando la geometría de la unión (continuidad de cordones, etc..) lo permita no será necesario descontar los cráteres.

Por su parte la definición del triángulo que contiene la *garganta*  $a$  del cordón depende de la norma que se utilice. Para la EA-95 se trata del mayor triángulo isósceles que se pueda inscribir en el cordón, sin embargo en el EC3 consiste en el mayor triángulo con lados iguales o desiguales inscrito entre las superficies de las piezas fundidas y la superficie de la soldadura (Figura 6). El plano longitudinal que contiene la garganta se denomina plano de garganta y representa la menor sección resistente sobre la que se estudiará el estado tensional lo que no implica que resulte la zona más tensionada. Como se verá más adelante, por comodidad en el análisis de tensiones, es habitual trabajar en el denominado plano abatido que representa aquel plano obtenido por abatimiento (no proyección) del plano de garganta sobre uno de los planos de la unión.

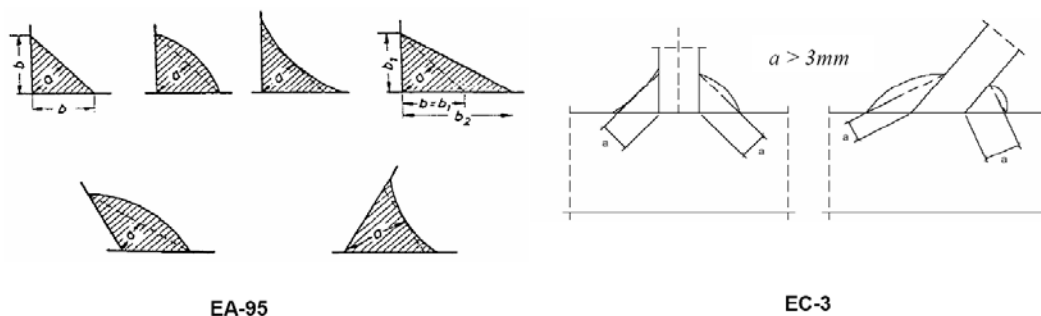


FIGURA 6. DEFINICIÓN DE GARGANTAS SEGÚN EA-95 Y EC-3

Para soldaduras en ángulo con penetración profunda se puede considerar el espesor de garganta adicional si mediante ensayos se demuestra que es posible alcanzarla. En el caso de soldadura automática con arco sumergido se puede considerar un 20% más de garganta si el incremento no se supera los 2mm.

#### 4.2.2.-Métodos de cálculo

*\*Métodos numéricos.* Fundamentalmente el de los elementos finitos que, tras modelizar y discretizar el problema real completo, proporciona la solución en todo el dominio y el método de los elementos de contorno que proporciona la solución en el contorno que es la única parte que se discretiza. Estos métodos se basan en la integración numérica de las ecuaciones de gobierno del problema con alguna aproximación relativa a la variación de dichas variables. Las ventajas más notables que aportan estos métodos son:

- \*La posibilidad de obtener directamente todas las variables asociadas al problema y/o tipo de análisis.
- \*El hecho de poder obtener resultados globales incluso en problemas con geometría muy compleja.
- \*La posibilidad de utilizar técnicas de análisis muy potentes.
- \*El poder interactuar con software de diseño gráfico que permite una modelización más fácil.

Los inconvenientes a tener en cuenta son el coste en tiempo que a veces conlleva la preparación de datos, la fiabilidad de la solución que puede estar condicionada por la discretización por lo que conviene que sea contrastada experimentalmente y la inversión que implica disponer del software y equipos adecuados.

*\*Métodos experimentales.* Fundamentalmente se pueden citar la extensometría y la fotoelasticidad. El primero que permite conocer el estado de deformaciones en el punto o puntos de la superficie en donde se hayan pegado las bandas extensométricas presenta la ventaja de ser aplicable directamente a la pieza real pero el inconveniente de proporcionar información puntual y solamente en la superficie de la pieza por lo que no tiene mucha utilidad en el análisis tensional en soldaduras que deban soportar cargas.

Los métodos fotoelásticos por su parte presentan la ventaja de darnos información en todo el dominio (no solo en la superficie) además de poder aplicarse a modelos tridimensionales si bien solo resultan aplicables a modelos elaborados en material fotoelástico (no a la pieza real de acero) sobre los que se visualicen las líneas isocromáticas. En la práctica se utiliza como método que complementa a los numéricos indicando en que zonas se producen concentraciones o picos de tensión que aconsejan realizar un mallado más fino.

*\*Métodos aproximados.* A pesar de disponer de métodos más o menos precisos a la hora de evaluar el estado tensional de una unión, en la práctica diaria del diseño de uniones soldadas se recurre con frecuencia a los métodos aproximados como consecuencia de lo inadecuado que resulta tratar de resolver por métodos numéricos o experimentales una unión muy común que puede estar perfectamente contrastada en su comportamiento y que puede encontrarse incluso tipificada. Es por ello que hoy día las diferentes normas basan sus criterios de agotamiento en métodos aproximados que encuentran su justificación en una amplia evidencia experimental y que consideran que el agotamiento de la unión se alcanza cuando un cordón se plastifica sin llegar a analizar el estado tensional real presente en él.

Un inconveniente de estos métodos es que no nos proporcionan el estado tensional presente en el cordón además de que el criterio de agotamiento que proponen las normas basadas en ellos no está unificado, debido fundamentalmente a la dificultad de considerar de modo explícito determinadas variables que influyen en el comportamiento de la unión y que por tanto pueden condicionar su agotamiento.

Los métodos aproximados admiten que el fallo viene determinado por el estado tensional en el plano de garganta, por lo que dicho plano es la sección de interés del cordón. Como consecuencia de lo difícil que resulta la caracterización mecánica del metal de aportación se adoptan para los cordones las mismas propiedades mecánicas del metal base, tomándose como magnitud límite con la que comparar la asociada al propio metal base, lo que suele resultar una medida conservadora.

#### 4.2.3.- Criterios de agotamiento

En este apartado se van a exponer los criterios de agotamiento que proponen la norma NBE-EA95 (norma Española actual) y el Eurocódigo 3 en su parte 1-8. La propuesta del EC-3 la asumió la Instrucción EAE, que será la próxima norma Española para el cálculo de estructuras de acero, en su documento 0.

Como ya se ha dicho, en los métodos aproximados se asume que el agotamiento del cordón viene caracterizado por el estado tensional en el plano de garganta suponiendo que la distribución de tensiones en dicho plano de garganta es constante en el momento del fallo. El estado tensional en el plano de garganta está constituido (Figura 7 izda), por la terna de tensiones  $\sigma$  (tensión normal al plano)  $\tau_n$  (tensión tangencial de dirección transversal al plano) y  $\tau_a$  (tensión tangencial de dirección longitudinal al plano).

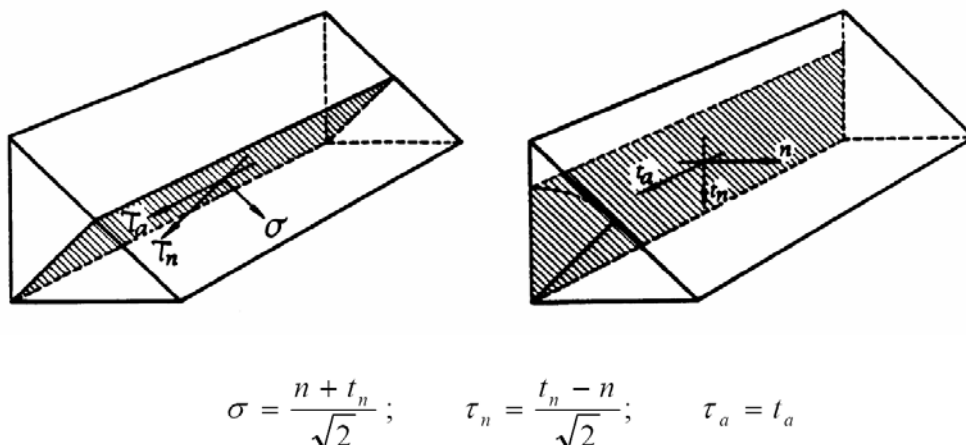


FIGURA 7. PLANO DE GARGANTA Y PLANO ABATIDO. RELACIÓN ENTRE LAS TENSIONES

Por comodidad se suele abatir el plano de garganta sobre uno de los planos de la unión (Figura 7 dcha) para obtener sobre dicho plano la terna de tensiones  $n$  (tensión normal al plano abatido)  $t_n$  (tensión tangencial de dirección transversal al plano abatido) y  $t_a$  (tensión tangencial de dirección longitudinal al plano abatido). A partir de estas tensiones en el plano abatido resulta fácil calcular las correspondientes tensiones en el plano de garganta a partir de las expresiones invariables que se recogen en la Figura 7.

Además de las tensiones que se han mencionado, existe una tensión normal de dirección longitudinal al cordón ( $\sigma_{||}$ ) que es debida fundamentalmente a las tensiones residuales de origen térmico pero que no se suele considerar en los criterios de agotamiento de los códigos de diseño.

Por tanto la forma de proceder es determinar primeramente los esfuerzos que solicitan a cada uno de los cordones que conforman la unión, para, a partir de éstos, obtener las tensiones en el plano abatido y calcular seguidamente las correspondientes tensiones en el plano de garganta. Finalmente éstas se llevan al criterio de agotamiento que se quiera seguir para verificar que el cordón que se comprueba no se agota. Resulta obvio, dada las diferencias en la formulación de los criterios como se verá a continuación, que la aplicación de uno u otro criterio puede conducir a cargas de agotamiento diferentes para una misma sollicitación.

**\*Criterio de agotamiento de la NBE-EA95**

La NBE-EA95 establece que un determinado cordón individual o que forme parte del conjunto de una unión, no se agotará siempre y cuando se verifique la siguiente desigualdad:

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} \leq \sigma_u$$

siendo  $\sigma$ ,  $\tau_n$  y  $\tau_a$  las tensiones definidas en el plano de garganta y  $\sigma_u$  la denominada tensión de cálculo del acero que coincide con su límite elástico. Las tensiones para cada una de las combinaciones consideradas se obtienen a partir de las acciones mayoradas por los coeficientes de ponderación que fija la norma.

**\*Criterio de agotamiento del Eurocódigo 3 Parte 1-8 (Instrucción EAE)**

La propuesta del Eurocódigo 3 emana del mismo criterio general que dio lugar al criterio de la EA95, en el sentido de trabajar con las mismas tensiones, pero difiere en el valor de algunos coeficientes ajustados mejor al comportamiento real como corresponde a una norma más moderna. Se incluye por ejemplo un coeficiente  $\beta_w$  que depende del tipo de acero ya que la relación entre la resistencia a tracción del metal de aportación y del metal base es diferente para los distintos aceros. Asimismo se trata de recoger el aumento de capacidad portante debido a la mayor calidad y al avance experimentado por la soldadura.

Se establecen en realidad un par de criterios enmarcados en el denominado método direccional que implica el cumplimiento de dos condiciones y el llamado método simplificado. Para que un cordón no se agote y se considere seguro se deberá cumplir el criterio asociado al método que se desee utilizar.

-Método direccional. El cordón analizado será resistente si se verifican las dos expresiones siguientes:

$$\sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\sigma \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}}$$

siendo

$f_u$ : resistencia última a tracción de la pieza más débil de la unión

$\beta_w$ : coeficiente de correlación dependiente del tipo de acero (Tabla 7)

$\gamma_{Mw}$ : coeficiente de seguridad del material para uniones soldadas

| Tipo de acero | Resistencia a tracción $f_u$ | Coficiente $\beta_w$ |
|---------------|------------------------------|----------------------|
| S 235         | 360 N/mm <sup>2</sup>        | 0,8                  |
| S 275         | 430 N/mm <sup>2</sup>        | 0,85                 |
| S 355         | 510 N/mm <sup>2</sup>        | 0,9                  |
| S 420         | 540 N/mm <sup>2</sup>        | 1,0                  |
| S 460         | 570 N/mm <sup>2</sup>        | 1,0                  |

**TABLA 7. VALORES DEL COEFICIENTE DE CORRELACION  $\beta_w$  EN FUNCIÓN DEL TIPO DE ACERO**

-El método simplificado. Es una alternativa, normalmente conservadora y más sencilla de aplicar, que consiste en verificar que en cada punto del cordón, independientemente de la orientación, la resultante de las fuerzas de cálculo aplicadas sobre el cordón por unidad de longitud satisface la siguiente condición:

$$F_{w,Ed} \leq F_{w,Rd}$$

con

$$F_{w,Rd} = f_{vw,d} \cdot a$$

y a su vez

$$f_{vw,d} = \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

donde

$F_{w,Ed}$ : valor de cálculo de la resultante de fuerzas aplicadas

$F_{w,Rd}$ : valor de cálculo de la resistencia del cordón

$f_{vw,d}$ : resistencia de cálculo a cortante de la soldadura por unidad de longitud de cordón

$a$ : garganta del cordón

#### 4.2.4.- Limitaciones de garganta y longitud del cordón

##### \*Valores límite de garganta

Los espesores de las gargantas  $a$  se suelen limitar atendiendo tanto a criterios de diseño como económicos por lo que habitualmente se establecen unos valores máximos y mínimos que están relacionados con el espesor de las piezas a unir. En general el espesor de garganta estará comprendido entre los valores del intervalo común obtenido a partir de los espesores de cada una de las piezas unidas según la Tabla 8.

| Espesor de la pieza<br>(mm) | Garganta $a$ (mm) |        | Espesor de la pieza (mm) | Garganta $a$ (mm) |        |
|-----------------------------|-------------------|--------|--------------------------|-------------------|--------|
|                             | Máxima            | Mínima |                          | Máxima            | Mínima |
| 4,0-4,2                     | 2,5               | 2,5    | 13,5-14,1                | 9,5               | 5,0    |
| 4,3-4,9                     | 3,0               | 2,5    | 14,2-15,5                | 10,0              | 5,0    |
| 5,0-5,6                     | 3,5               | 2,5    | 15,6-16,9                | 11,0              | 5,5    |
| 5,7-6,3                     | 4,0               | 2,5    | 17,0-18,3                | 12,0              | 5,5    |
| 6,4-7,0                     | 4,5               | 2,5    | 18,4-19,7                | 13,0              | 6,0    |
| 7,1-7,7                     | 5,0               | 3,0    | 19,8-21,2                | 14,0              | 6,0    |
| 7,8-8,4                     | 5,5               | 3,0    | 21,3-22,6                | 15,0              | 6,5    |
| 8,5-9,1                     | 6,0               | 3,5    | 22,7-24,0                | 16,0              | 6,5    |
| 9,2-9,9                     | 6,5               | 3,5    | 24,1-25,4                | 17,0              | 7,0    |
| 10,0-10,6                   | 7,0               | 4,0    | 25,5-26,8                | 18,0              | 7,0    |
| 10,7-11,3                   | 7,5               | 4,0    | 26,9-28,2                | 19,0              | 7,5    |
| 11,4-12,0                   | 8,0               | 4,0    | 28,3-31,1                | 20,0              | 7,5    |
| 12,1-12,7                   | 8,5               | 4,5    | 31,2-33,9                | 22,0              | 8,0    |
| 12,8-13,4                   | 9,0               | 4,5    | 34,0-36,0                | 24,0              | 8,0    |

TABLA 8. VALORES LÍMITE DE GARGANTA

En el caso de soldar alas de perfiles laminados a chapas planas, lo que puede implicar espesores variable: en el ala y/o bordes redondeados, la NBE-EA95 propone que se tomen los valores máximos de garganta que se indican en la Tabla 9 dependiendo del perfil de la serie y del tipo de cordón.

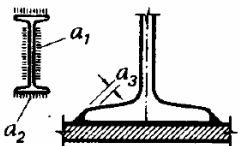
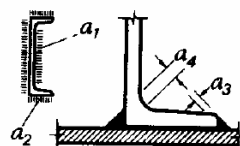
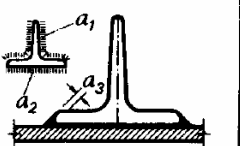
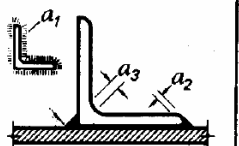
| IPN                                                                               |               |               |       | UPN                                                                               |               |               |       |       | T                                                                                  |       |       |       | L                                                                                   |             |       |
|-----------------------------------------------------------------------------------|---------------|---------------|-------|-----------------------------------------------------------------------------------|---------------|---------------|-------|-------|------------------------------------------------------------------------------------|-------|-------|-------|-------------------------------------------------------------------------------------|-------------|-------|
|  |               |               |       |  |               |               |       |       |  |       |       |       |  |             |       |
| IPN                                                                               | $a_1$<br>alma | $a_2$<br>alas | $a_3$ | UPN                                                                               | $a_1$<br>alma | $a_2$<br>alas | $a_3$ | $a_4$ | T                                                                                  | $a_1$ | $a_2$ | $a_3$ | L y LD<br>espesor<br>del ala                                                        | $a_1 = a_2$ | $a_3$ |
| 80                                                                                | 2,7           | 4,1           | 3,1   | 80                                                                                | 4,2           | 5,6           | 4,3   | 6,9   | 30                                                                                 | 2,8   | 2,8   | 2,8   | 4                                                                                   | 2,8         | 3,4   |
| 100                                                                               | 3,1           | 4,8           | 3,5   | 100                                                                               | 4,2           | 6,0           | 4,5   | 7,3   | 35                                                                                 | 3,1   | 3,1   | 3,1   | 5                                                                                   | 3,5         | 4,2   |
| 120                                                                               | 3,6           | 5,4           | 4,0   | 120                                                                               | 4,9           | 6,3           | 4,8   | 7,8   | 40                                                                                 | 3,5   | 3,5   | 3,5   | 6                                                                                   | 4,2         | 5,0   |
| 140                                                                               | 4,0           | 6,0           | 4,4   | 140                                                                               | 4,9           | 7,0           | 5,3   | 8,7   | 45                                                                                 | 3,8   | 3,8   | 3,8   | 7                                                                                   | 4,9         | 5,8   |
| 160                                                                               | 4,4           | 6,6           | 4,8   | 160                                                                               | 5,2           | 7,3           | 5,5   | 9,2   | 50                                                                                 | 4,2   | 4,2   | 4,2   | 8                                                                                   | 5,6         | 6,7   |
| 180                                                                               | 4,8           | 7,3           | 5,3   | 180                                                                               | 5,6           | 7,7           | 5,7   | 9,7   | 60                                                                                 | 4,9   | 4,9   | 4,9   | 9                                                                                   | 6,3         | 7,5   |
| 200                                                                               | 5,2           | 7,9           | 5,7   | 200                                                                               | 6,0           | 8,0           | 6,0   | 10,1  | 70                                                                                 | 5,6   | 5,6   | 5,6   | 10                                                                                  | 7,0         | 8,4   |
| 220                                                                               | 5,7           | 8,5           | 6,1   | 220                                                                               | 6,3           | 8,7           | 6,5   | 11,0  | 80                                                                                 | 6,3   | 6,3   | 6,3   | 11                                                                                  | 7,7         | 9,2   |
| 240                                                                               | 6,1           | 9,2           | 6,4   | 240                                                                               | 6,6           | 9,1           | 6,7   | 11,5  | —                                                                                  | —     | —     | —     | 12                                                                                  | 8,4         | 10,0  |
| 260                                                                               | 6,6           | 9,9           | 7,1   | 260                                                                               | 7,0           | 9,8           | 7,3   | 12,3  | —                                                                                  | —     | —     | —     | 13                                                                                  | 9,1         | 10,9  |
| 280                                                                               | 7,1           | 10,6          | 7,7   | 280                                                                               | 7,0           | 10,5          | 7,8   | 13,2  | —                                                                                  | —     | —     | —     | 14                                                                                  | 9,8         | 11,7  |
| 300                                                                               | 7,6           | 11,3          | 8,3   | 300                                                                               | 7,0           | 11,2          | 8,4   | 14,0  | —                                                                                  | —     | —     | —     | 15                                                                                  | 10,5        | 12,6  |
| 320                                                                               | 8,0           | 12,1          | 8,9   | —                                                                                 | —             | —             | —     | —     | —                                                                                  | —     | —     | —     | 16                                                                                  | 11,2        | 13,4  |
| 340                                                                               | 8,5           | 12,8          | 9,5   | —                                                                                 | —             | —             | —     | —     | —                                                                                  | —     | —     | —     | 17                                                                                  | 11,9        | 14,2  |
| 360                                                                               | 9,1           | 13,6          | 10,0  | —                                                                                 | —             | —             | —     | —     | —                                                                                  | —     | —     | —     | 18                                                                                  | 12,6        | 15,1  |
| 380                                                                               | 9,6           | 14,4          | 10,7  | —                                                                                 | —             | —             | —     | —     | —                                                                                  | —     | —     | —     | 19                                                                                  | 13,3        | 16,0  |
| 400                                                                               | 10,1          | 15,1          | 11,3  | —                                                                                 | —             | —             | —     | —     | —                                                                                  | —     | —     | —     | 20                                                                                  | 14,0        | 16,8  |
| 450                                                                               | 11,3          | 17,0          | 12,6  | —                                                                                 | —             | —             | —     | —     | —                                                                                  | —     | —     | —     | 21                                                                                  | 14,7        | 17,6  |
| 500                                                                               | 12,6          | 18,9          | 14,4  | —                                                                                 | —             | —             | —     | —     | —                                                                                  | —     | —     | —     | 22                                                                                  | 15,4        | 18,4  |
| 550                                                                               | 13,3          | 21,0          | 16,1  | —                                                                                 | —             | —             | —     | —     | —                                                                                  | —     | —     | —     | 23                                                                                  | 16,1        | 19,3  |
| 600                                                                               | 15,1          | 22,7          | 17,4  | —                                                                                 | —             | —             | —     | —     | —                                                                                  | —     | —     | —     | 24                                                                                  | 16,8        | 20,1  |

TABLA 9. VALORES MÁXIMOS DE GARGANTA EN *mm* EN LA UNIÓN DE ALGUNOS PERFILES LAMINADOS

La fabricación de las vigas armadas constituye un caso particular que conviene mencionar, en cuanto al espesor de las gargantas de los cordones en ángulo que conectan el alma y las alas. Normalmente se trabaja con el criterio de que la unión, que estará sometida al rasante a la altura del plano de conexión alma-ala, no se agote debido a dicho esfuerzo antes de que lo haga el alma de la viga por efecto del cortante. Este planteamiento conduce a expresar unas condiciones de espesor mínimo para las gargantas en función del tipo de acero con el que se fabrica la viga armada.

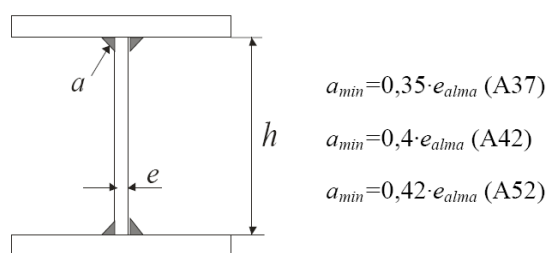


FIGURA 8. GARGANTAS MÍNIMAS EN VIGAS ARMADAS

**\*Valores límite para las longitudes de los cordones**

Como ya se ha comentado, también la longitud de los cordones debe estar acotada entre ciertos límites. Los valores mínimos tratan de conseguir una regularización del estado tensional mientras que con los valores máximos se pretende evitar que las tensiones en los extremos sean muy elevadas además de eludir problemas de inestabilidad que podrían aparecer si se utilizan cordones muy largos. Así, se admite tomar:

$$15 \cdot a \leq L \leq 60 \cdot a ; \quad b \leq L \leq 12 \cdot b$$

El Eurocódigo indica que en el caso de uniones con longitudes  $L$ , tal que  $L > 150 \cdot a$ , el valor de cálculo de la resistencia se reducirá para tener en cuenta la distribución no uniforme de tensiones utilizando el coeficiente  $\beta_{Lw,1}$  de valor:

$$\beta_{Lw,1} = 1,2 - 0,2 \frac{L}{150 \cdot a} \leq 1,0$$

$L$ : longitud total de solape

En el caso de cordones que conectan los rigidizadores transversales de piezas armadas con longitud superior a  $1,7m$ , el coeficiente reductor  $\beta_{Lw,2}$  se tomará como:

$$\beta_{Lw,2} = 1,1 - \frac{L_w}{17} \begin{cases} \beta_{Lw,2} \leq 1,0 \\ \beta_{Lw,2} \geq 0,6 \end{cases}$$

$L_w$ : Longitud en  $m$  de la soldadura

**4.3.- Análisis de las uniones planas**

En este apartado se lleva a cabo un análisis detallado de los casos más comunes de uniones planas, estableciendo procedimientos de cálculo basados en la NBE-EA95 y en el EC3, para diversas condiciones de sollicitación. Se entiende por unión plana aquella en la que es posible abatir todos los planos de garganta sobre un mismo plano. Situaciones que den lugar a uniones espaciales serán consideradas en el tema 3-6.

Es importante comprender y saber deducir las expresiones de cálculo de los diversos casos tipificados en para poder afrontar situaciones que aún presentando cierta similitud difieran de los anteriores. Teniendo en cuenta el tipo de fallo considerado en las normas, podría tomarse cualquier distribución de esfuerzos que respete el equilibrio siempre que asegure que la unión va a desarrollar su total capacidad plástica.

**4.3.1.- Uniones sometidas a tracción**

Se comienza el estudio de las uniones planas con una serie de casos en los que se pretende que la unión sea capaz de transmitir un esfuerzo de tracción  $F^*$  entre las chapas o piezas unidas. Dependiendo que la unión esté materializada exclusivamente con cordones laterales (paralelos a la dirección del esfuerzo), frontales (perpendiculares) u oblicuos, o bien mediante combinación de ellos estaremos en los casos 1 a 7. Según la orientación de los cordones el esfuerzo de tracción generará tensiones  $n$  ó  $t_n$  en el plano abatido que pasaremos al plano de garganta para aplicar el criterio de agotamiento que corresponda deduciendo de ese modo la expresión de agotamiento resistente.

**Caso 1: Unión con soldaduras laterales sometidas a tracción**

Situación en la que se precisa transmitir un esfuerzo  $F^*$  de tracción entre dos chapas (ejemplo: el extremo de una barra perteneciente a una estructura de celosía y la cartela del nudo). La unión se ejecuta mediante cordones paralelos a la dirección del esfuerzo de dimensiones eficaces  $a, L$  (Figura 9). El estudio se lleva a cabo admitiendo que el esfuerzo  $F^*$  de tracción provoca únicamente una tensión tangencial  $t_a$  uniforme sobre el plano de garganta abatido y por consiguiente la asociada tensión  $\tau_a$  en el plano de garganta.

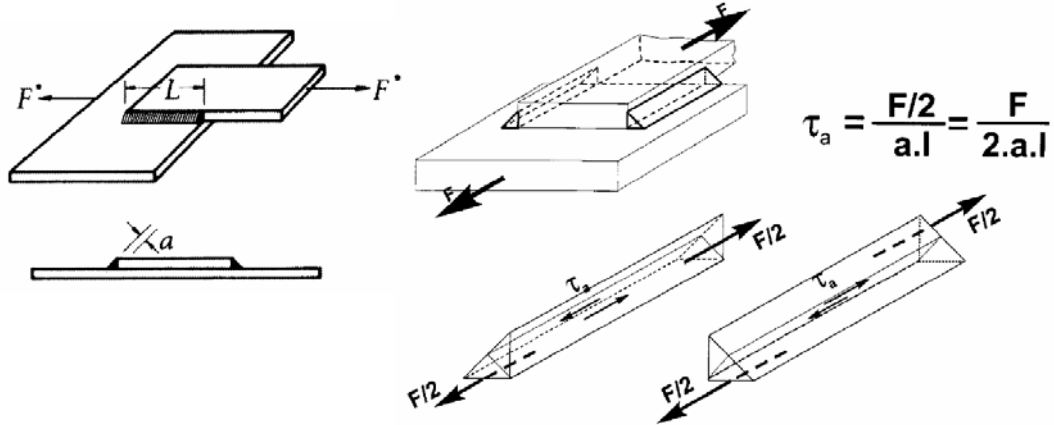


FIGURA 9. SOLDADURAS LATERALES SOMETIDAS A TRACCIÓN. DISTRIBUCIÓN DE TENSIONES

La sección resistente es la que aportan los planos de garganta de las soldaduras ( $A_{resistente} = \sum a \cdot L$ ) por lo que las tensiones en el plano abatido y en el propio plano de garganta valen:

$$n = 0; \quad t_n = 0; \quad t_a = \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \Rightarrow \begin{cases} \sigma = \tau_n = 0 \\ \tau_a = \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \end{cases}$$

**\*Expresión práctica con EA-95**

Para que la unión sea segura deberá verificarse el criterio de agotamiento de la Norma que lleva a:

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} \leq \sigma_u \Rightarrow \sigma_{co} = \sqrt{0 + 1,8 \left[ 0 + \left( \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \right)^2 \right]} = \sqrt{1,8} \cdot \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \rightarrow \frac{F^*}{0,75 \cdot \sum a \cdot L} \leq \sigma_u$$

**\*Expresiones prácticas con EC3 1-8**

Mediante el método direccional basta con introducir las tensiones deducidas en criterio de agotamiento.

$$\sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \sqrt{0 + 3 \left[ 0 + \left( \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \right)^2 \right]} = \rightarrow \frac{\sqrt{3} \cdot F^*}{\sum a \cdot L} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

En este caso no tenemos tensión normal  $\sigma$  por lo que no hay una 2ª condición. Si se quiere utilizar el método simplificado la expresión es también muy simple y coincide con la anterior.

$$\sqrt{t_a^2} = t_a \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

Hay que tener en cuenta que cualquier situación que provoque una desalineación entre las direcciones de las fuerzas aplicadas, por falta de simetría o por cualquier otra circunstancia, da lugar a un esfuerzo de flexión ( $M=F \cdot e$ ; siendo  $e$  la excentricidad) adicional a la sollicitación principal de tracción y que deberá por lo tanto ser considerado (Figura 10).

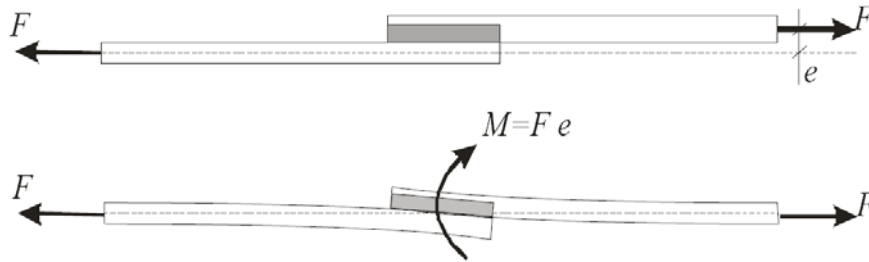


FIGURA 10. EFECTO DE LAS SOLICITACIONES EXCÉNTRICAS

En el caso de que la excentricidad se presente en el plano de la cartela como consecuencia de que la sección de pieza soldada no sea simétrica, es recomendable proceder a una unión no simétrica (Figura 11), tal que la resultante de las fuerzas resistentes se encuentre alineada con el esfuerzo aplicado.

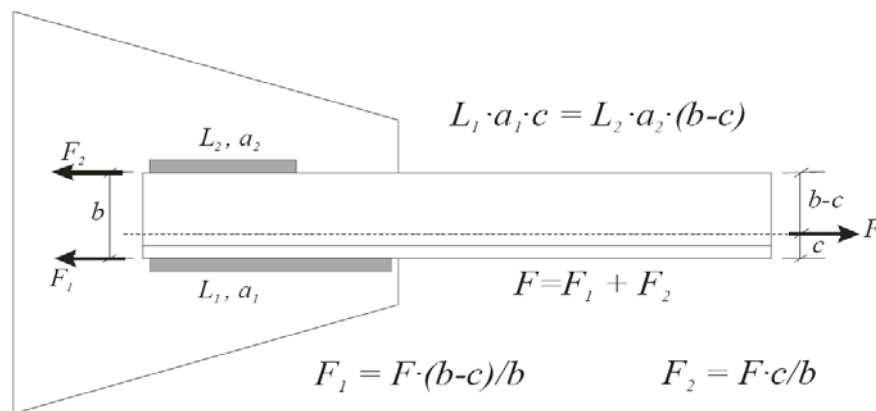


FIGURA 11. RECOMENDACIÓN PARA ANGULARES SOLDADOS

Es importante tener presente que la supuesta distribución uniforme de tensiones que se ha llevado a cabo en el caso 1, en realidad no se produce. Realmente hay una concentración de tensiones en los extremos de los cordones que depende de la rigidez de las piezas y que resulta mayor cuanto más largos son éstos. Motivo por el cual habitualmente se propone limitar la longitud de los cordones longitudinales a valores:

$$15 \cdot a \leq L \leq 60 \cdot a ; \quad b \leq L \leq 12 \cdot b$$

**Caso 2: Unión con soldaduras frontales sometidas a tracción**

En este caso se pretende transmitir un esfuerzo  $F^*$  de tracción entre dos chapas mediante una pareja de cordones perpendiculares a la dirección del esfuerzo y de dimensiones eficaces  $a, L$  (Figura 12). Para evitar excentricidades entre las fuerzas a transmitir se recomienda utilizar configuraciones de solape doble.

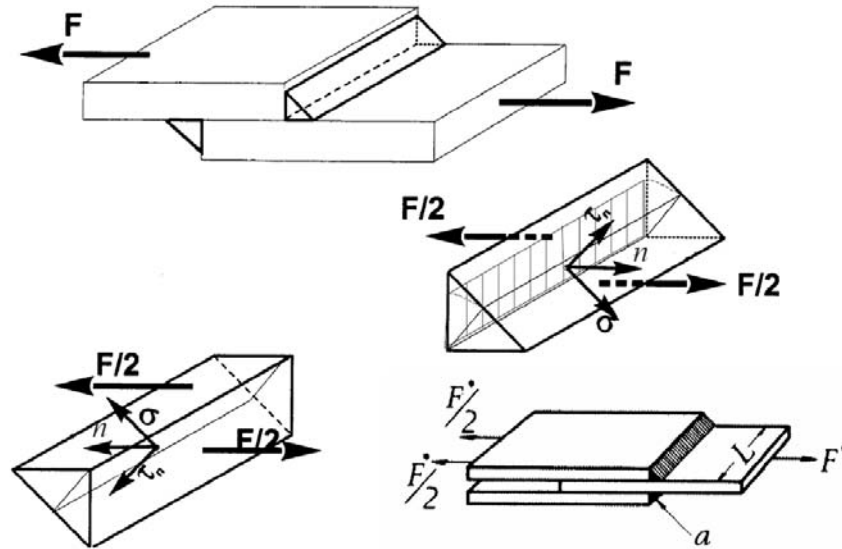


FIGURA 12. SOLDADURAS FRONTALES SOMETIDAS A TRACCIÓN. DISTRIBUCIÓN DE TENSIONES

La sección resistente vuelve a ser la aportada por los planos de garganta ( $A_{resistente} = \sum a \cdot L$ ). En este caso sólo hay tensión  $n$  en el plano abatido y las correspondientes tensiones en el plano de garganta serán:

$$n = \frac{F^*}{\sum a \cdot L}; \quad t_n = 0; \quad t_a = 0 \Rightarrow \begin{cases} \sigma = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \\ \tau_n = -\frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \\ \tau_a = 0 \end{cases}$$

**\*Expresión práctica con EA-95**

La unión será segura si se verifica el criterio de agotamiento de la Norma que en esta ocasión conduce a:

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} \leq \sigma_u \Rightarrow \sigma_{co} = \sqrt{2,8 \cdot \left( \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \right)^2} = \sqrt{1,4} \cdot \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \rightarrow \frac{F^*}{0,85 \cdot \sum a \cdot L} \leq \sigma_u$$

**\*Expresiones prácticas con EC3 1-8**

El método direccional lleva a comprobar un par de condiciones. La primera basada en el criterio general.

$$\sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \sqrt{4 \cdot \left( \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \right)^2} = \rightarrow \frac{\sqrt{2} \cdot F^*}{\sum a \cdot L} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

y la 2ª condición:

$$\sigma \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \Rightarrow \frac{F^*}{\sqrt{2} \cdot \sum a \cdot L} \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}}$$

Si la comprobación se lleva a cabo mediante el método simplificado, se deberá verificar la desigualdad:

$$\sqrt{n^2} = n \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

Nótese que esta expresión coincide con la del caso 1, lo cual contradice un hecho conocido y contrastado experimentalmente como es el de que los cordones frontales transmiten más carga por unidad de longitud que los longitudinales aunque su aptitud para la deformación sea menor. Téngase en cuenta no obstante que se trata de una expresión simplificada, de fácil aplicación y conservadora. Las expresiones prácticas obtenidas a partir del método direccional se ajustan mejor a la realidad.

**Caso 3: Unión con soldaduras oblicuas sometidas a tracción**

Estamos ante un nuevo caso que podríamos denominar "*caso general con cordones simples*" ya que en realidad, como se verá, los dos anteriores no son más que situaciones particulares de este más general. Se trata de transmitir entre dos piezas un esfuerzo  $F^*$  de tracción mediante una pareja de cordones oblicuos que forman un ángulo  $\theta$  con la dirección del esfuerzo, siendo sus dimensiones eficaces  $a, L$  (Figura 13).

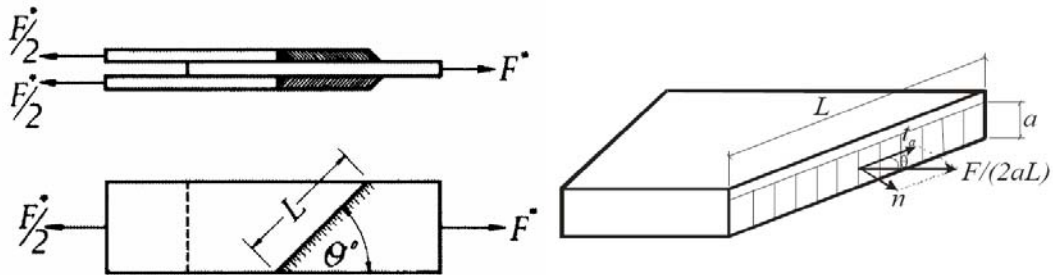


FIGURA 13. SOLDADURAS OBLICUAS SOMETIDAS A TRACCIÓN. DISTRIBUCIÓN DE TENSIONES

Al ser  $F^*$  un esfuerzo oblicuo con la dirección del cordón habrá dos componentes no nulas de la resultante de tensiones en el plano abatido. La normal  $n$  y la tangencial  $t_a$ . La sección resistente es  $A_{resistente} = \sum a \cdot L$ .

Las ternas de tensiones en el plano abatido y en el plano de garganta son para esta nueva situación:

$$n = \frac{F^* \cdot \sin \theta}{\sum a \cdot L}; \quad t_n = 0; \quad t_a = \frac{F^* \cdot \cos \theta}{\sum a \cdot L} \Rightarrow \begin{cases} \sigma = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^* \cdot \sin \theta}{\sum a \cdot L} \\ \tau_n = -\frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^* \cdot \sin \theta}{\sum a \cdot L} \\ \tau_a = \frac{F^* \cdot \cos \theta}{\sum a \cdot L} \end{cases}$$

**\*Expresión práctica con EA-95**

La aplicación del criterio de agotamiento indicado en la Norma lleva a la siguiente expresión práctica:

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{2,8 \cdot \left( \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^* \cdot \sin \theta}{\sum a \cdot L} \right)^2 + 1,8 \cdot \left( \frac{F^* \cdot \cos \theta}{\sum a \cdot L} \right)^2} =$$

$$\sigma_{co} = \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \cdot \sqrt{1,4 \cdot \sin^2 \theta + 1,8 \cos^2 \theta} \rightarrow \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \cdot \sqrt{1,4 + 0,4 \cdot \cos^2 \theta} \leq \sigma_u$$

**\*Expresiones prácticas con EC3 1-8**

Si se aplica el criterio de agotamiento del EC3 por el denominado método direccional se llega a:

$$\sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \sqrt{4 \cdot \left( \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^* \cdot \sin \theta}{\sum a \cdot L} \right)^2 + 3 \cdot \left( \frac{F^* \cdot \cos \theta}{\sum a \cdot L} \right)^2} =$$

$$\frac{F^*}{\sum a \cdot L} \cdot \sqrt{2 \cdot \sin^2 \theta + 3 \cdot \cos^2 \theta} \rightarrow \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \cdot \sqrt{2 + \cos^2 \theta} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

La 2ª condición del criterio conduce a:

$$\sigma \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \Rightarrow \frac{F^*}{\sqrt{2} \cdot \sum a \cdot L} \cdot \sin \theta \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}}$$

En caso de realizar la verificación por medio del método simplificado, se deberá cumplir la desigualdad:

$$\sqrt{n^2 + t_a^2} = \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

Expresión que coincide con las dos anteriores de los casos 1 y 2 propuestas por este mismo procedimiento.

Las fórmulas de agotamiento según la EA-95 y el EC3 (método direccional) se pueden escribir como:

$$EA-95 \rightarrow \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \cdot \frac{1}{C_1} \leq \sigma_u; \quad \text{siendo } C_1 = \frac{1}{\sqrt{1,4 + 0,4 \cdot \cos^2 \theta}}$$

$$EC-3 \rightarrow \frac{F^*}{\sum a \cdot L} \cdot \frac{1}{C_2} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}; \quad \text{siendo } C_2 = \frac{1}{\sqrt{2 + \cos^2 \theta}}$$

En la tabla siguiente se presentan los valores de los coeficientes  $C_1$  y  $C_2$  que nos permiten determinar con rapidez y comodidad las magnitudes de agotamiento en base a la EA-95 y el EC3 para diversos ángulos  $\theta$ .

|               | $\theta=0$ | $\theta=15^\circ$ | $\theta=30^\circ$ | $\theta=45^\circ$ | $\theta=60^\circ$ | $\theta=75^\circ$ | $\theta=90^\circ$ |
|---------------|------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| (EA-95) $C_1$ | 0,75       | 0,751             | 0,767             | 0,79              | 0,81              | 0,837             | 0,85              |
| (EC-3) $C_2$  | 0,577      | 0,584             | 0,60              | 0,63              | 0,67              | 0,695             | 0,707             |

#### **Casos 4 a 7: Unión con soldaduras frontales y laterales sometidas a tracción**

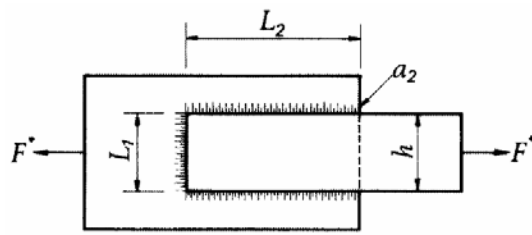
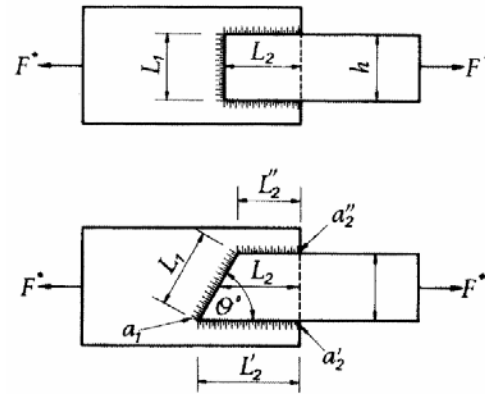
Se trata de cuatro casos similares en los que el esfuerzo  $F^*$  se transmite mediante una combinación de cordones laterales de dimensiones eficaces  $a_2$ ,  $L_2$  y frontales u oblicuos de dimensiones eficaces  $a_1$ ,  $L_1$ . La dimensión relativa entre las longitudes de los cordones laterales y frontales u oblicuos empleados es la que determina que nos encontremos en uno u otro caso.

Así, estaremos en el caso 4 si ( $L_2 > 1,5h$ ). En el caso 5 si ( $0,5h < L_2 \leq 1,5h$ ). Y en el caso 7 si ( $L_2 \leq 0,5h$ ). El caso 6 cubre la situación en la que los cordones no laterales se disponen en el extremo de la pieza de mayor anchura en lugar de hacerlo, como es más habitual, sobre el extremo de la pieza más estrecha.

Para todos estos casos la EA-95 propone unos valores de agotamiento de la combinación de cordones inferior a la simple suma de valores de agotamiento individual de los cordones. Esto es debido a que de alguna manera se trata de tener en consideración la diferencia de rigidez de las piezas conectadas así como la distinta aptitud para la deformación en la dirección del esfuerzo  $F^*$  que presentan los cordones laterales con respecto a los frontales y oblicuos. Es también una novedad el hecho de estar ante un sistema indeterminado con más variables que ecuaciones por lo que procede llevar a cabo un proceso de cálculo iterativo en el que se proponen unos valores iniciales y se comprueba su validez ajustando las variables.

#### **Caso 4 : Unión con soldaduras frontales y laterales ( $L_2 > 1,5h$ )sometidas a tracción**

En este caso la longitud de los cordones laterales supera holgadamente a la de los frontales (Figura 14). Ante esta situación la Norma admite que todo el esfuerzo sea soportado por los cordones laterales, lo que realmente conduciría al caso 1 tratado con anterioridad. La no consideración de los cordones frontales obedece a su menor capacidad de deformación. Asimismo se hace la indicación expresa de evitar la colocación de cordones frontales sobre el extremo de la pieza más ancha para evitar su fisuración.

FIGURA 14. COMBINACIÓN DE CORDONES ( $L_2 > 1,5h$ )FIGURA 15. COMBINACIÓN DE CORDONES ( $0,5h < L_2 \leq 1,5h$ )**Caso 5 : Unión con soldaduras frontales y laterales ( $0,5h < L_2 \leq 1,5h$ ) sometidas a tracción**

Ahora las longitudes de cordones laterales y frontales no resulta muy diferente (Figura 15). En esta situación la Norma propone que el esfuerzo máximo de tracción que puede transmitir la unión se obtenga a partir de la superposición del valor de agotamiento completo para los cordones laterales y de sólo una parte del correspondiente valor de agotamiento para las soldaduras frontales u oblicuas utilizadas. La contribución admitida para los cordones no laterales depende del ángulo  $\theta$  entre dichos cordones y la dirección de  $F^*$ .

$$F_{\max} = F_{2\max} + K \cdot F_{1\max} \geq F^*$$

Las expresiones prácticas según EA-95 y EC-3 a partir de las correspondientes fuerzas de agotamiento son

$$EA-95 \rightarrow \begin{cases} F_{2\max} = 0,75 \cdot \sum a_2 \cdot L_2 \cdot \sigma_u \\ F_{1\max} = K_{EA95} \cdot \sum a_1 \cdot L_1 \cdot \sigma_u \end{cases}; \quad \text{siendo} \quad K_{EA95} = \frac{1}{\sqrt{1,4 + 0,4 \cdot \cos^2 \theta}} \cdot \frac{1}{1 + 2 \cdot \sin^2 \theta}$$

$$EC-3 \rightarrow \begin{cases} F_{2\max} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sum a_2 \cdot L_2 \cdot \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \\ F_{1\max} = K_{EC3} \cdot \sum a_1 \cdot L_1 \cdot \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \end{cases}; \quad \text{siendo} \quad K_{EC3} = \frac{1}{\sqrt{2 + \cos^2 \theta}} \cdot \frac{1}{1 + 2 \cdot \sin^2 \theta}$$

A continuación se recogen en una tabla los valores de los coeficientes  $K_{EA95}$  y  $K_{EC3}$  para diversos valores del ángulo  $\theta$  que permiten obtener fácilmente los esfuerzos de agotamiento en base a la EA-95 y al EC3.

|             | $\theta=0$ | $\theta=15^\circ$ | $\theta=30^\circ$ | $\theta=45^\circ$ | $\theta=60^\circ$ | $\theta=75^\circ$ | $\theta=90^\circ$ |
|-------------|------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| $K_{EA-95}$ | 0,75       | 0,66              | 0,51              | 0,40              | 0,32              | 0,29              | 0,28              |
| $K_{EC-3}$  | 0,577      | 0,514             | 0,396             | 0,315             | 0,268             | 0,243             | 0,233             |

**Caso 6 : Unión con soldaduras frontales y laterales ( $0,5h < L_2 \leq 1,5h$ ) sometidas a tracción**

Se trata de un nuevo caso en el que las longitudes de cordones laterales y frontales es de un orden de magnitud similar (Figura 16). Sin embargo como ya se comentó los cordones no laterales se disponen en el lado extremo de la pieza más ancha (previsiblemente la de mayor rigidez). Debido a esto la Norma propone que el esfuerzo máximo que transmite la unión se calcule como la suma del valor de agotamiento completo para los cordones no laterales y un tercio tan sólo del valor de agotamiento de los laterales. Es decir, que

$$F_{\max} = \frac{1}{3} F_{2\max} + F_{3\max} \geq F^*$$

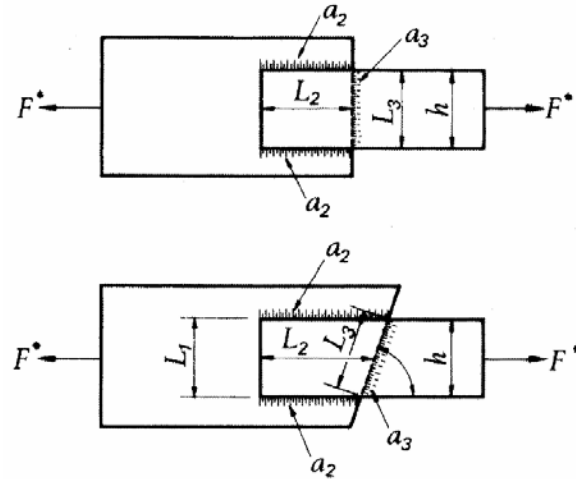


FIGURA 16. COMBINACIÓN DE CORDONES ( $0,5h < L_2 \leq 1,5h$ )

Las expresiones prácticas según se desee aplicar la EA-95 o el EC-3 se escriben a continuación utilizando un par de coeficientes  $C_1$  y  $C_2$  ya definidos en el caso 3.

$$EA-95 \rightarrow \begin{cases} F_{2\max} = 0,75 \cdot \sum a_2 \cdot L_2 \cdot \sigma_u \\ F_{3\max} = C_1 \cdot \sum a_3 \cdot L_3 \cdot \sigma_u \end{cases}; \quad \text{siendo} \quad C_1 = \frac{1}{\sqrt{1,4 + 0,4 \cdot \cos^2 \theta}}$$

$$EC-3 \rightarrow \begin{cases} F_{2\max} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sum a_2 \cdot L_2 \cdot \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \\ F_{3\max} = C_2 \cdot \sum a_3 \cdot L_3 \cdot \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \end{cases}; \quad \text{siendo} \quad C_2 = \frac{1}{\sqrt{2 + \cos^2 \theta}}$$

Merece la pena señalar el hecho de que en estos casos de combinación de cordones las propuestas de la Norma no permiten determinar el estado tensional en los cordones por lo que no queda claro como combinar las tensiones procedentes de diversos tipos de esfuerzos en caso de solicitaciones combinadas.

**Caso 7 : Unión con soldaduras frontales y laterales ( $L_2 \leq 0,5h$ ) sometidas a tracción**

En este último caso de unión sometida a tracción con cordones combinados, la longitud de los cordones laterales es bastante inferior que la de los frontales u oblicuos (Figura 17). Esta situación conduce al hecho de que sean los cordones frontales los que se agoten antes de que los laterales hayan alcanzado su valor de agotamiento. Así en la Norma se propone la siguiente expresión de agotamiento para la unión:

$$F_{\max} = \frac{1}{3} F_{2\max} + F_{1\max} \geq F^*$$

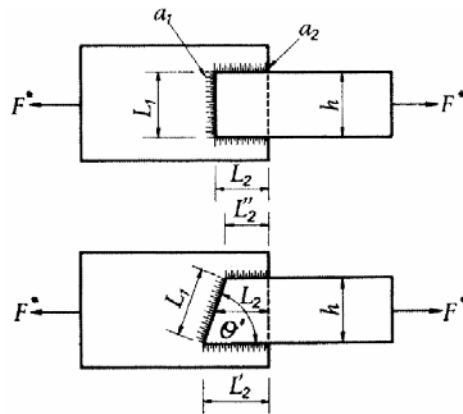


FIGURA 17. COMBINACIÓN DE CORDONES ( $L_2 \leq 0,5h$ )

Las expresiones prácticas de la EA-95 y del EC-3 resultan muy similares a las del caso 6 que precede.

$$EA-95 \rightarrow \begin{cases} F_{2\max} = 0,75 \cdot \sum a_2 \cdot L_2 \cdot \sigma_u \\ F_{1\max} = C_1 \cdot \sum a_1 \cdot L_1 \cdot \sigma_u \end{cases}; \quad \text{siendo} \quad C_1 = \frac{1}{\sqrt{1,4 + 0,4 \cdot \cos^2 \theta}}$$

$$EC-3 \rightarrow \begin{cases} F_{2\max} = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \sum a_2 \cdot L_2 \cdot \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \\ F_{1\max} = C_2 \cdot \sum a_1 \cdot L_1 \cdot \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \end{cases}; \quad \text{siendo} \quad C_2 = \frac{1}{\sqrt{2 + \cos^2 \theta}}$$

**4.3.2.- Uniones sometidas a flexión**

Se estudian a continuación uniones que deben transmitir un esfuerzo de flexión simple (flector + cortante). El análisis se comienza abatiendo todos los planos de garganta sobre el plano frontal de la unión, para tomar la sección resistente como si de un perfil de pared delgada se tratara. Se admite que el momento flector genera una distribución lineal de tensiones normales  $n$  mientras que el cortante provoca tensiones tangenciales uniformes  $t_n$  o  $t_a$  dependiendo de la orientación de los cordones respectivos con relación a la dirección del cortante. Según que se ejecute la unión con cordones paralelos, perpendiculares o con combinación de los anteriores estaremos en diferentes casos mencionados 8, 9 y 10.

**Caso 8: Unión sometida a flexión ejecutada sólo con soldaduras frontales longitudinales**

Situación en la que el esfuerzo  $F^*$  con excentricidad de flexión  $e$  respecto del plano de la unión se transmite a través de un par de cordones paralelos a la dirección del esfuerzo de dimensiones eficaces  $a$ ,  $L$ . Figura 18

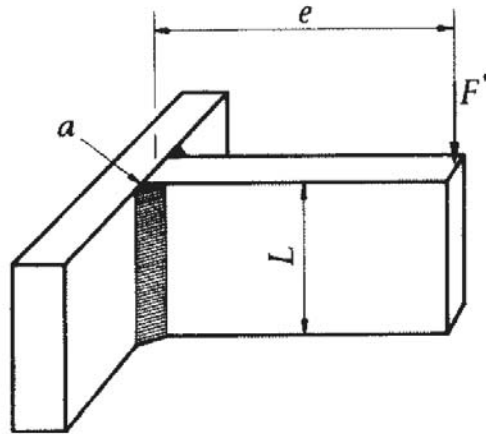
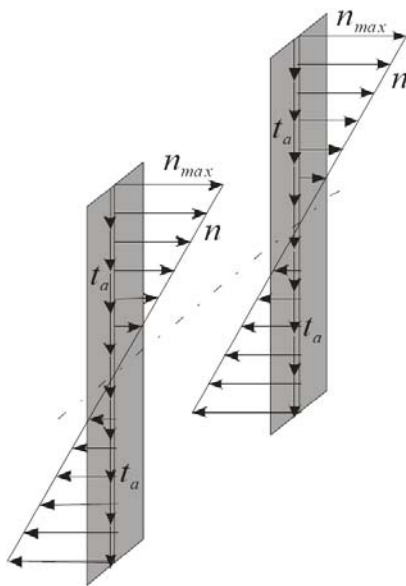


FIGURA 18. SOLDADURAS FRONTALES LONGITUDINALES SOMETIDAS A FLEXIÓN

En los dos planos de garganta abatidos sobre el plano de la unión se origina una tensión normal  $n$  linealmente variable debido al momento flector, de valor máximo  $n_{max}$ , y una tensión tangencial  $t_a$  provocada por el esfuerzo cortante, que se admite de valor constante (Figura 19).



El módulo resistente a flexión y el área a cortante valen

$$W = 2 \cdot \frac{a \cdot L^2}{6} = \frac{a \cdot L^2}{3}$$

$$A = 2 \cdot a \cdot L$$

de modo que las tensiones en el plano abatido serán

$$n_{max} = \frac{M_f}{W} = 3 \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L^2}; \quad t_a = \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}; \quad t_n = 0$$

y las correspondientes tensiones en el plano de garganta

$$\sigma = \tau_n = \frac{n}{\sqrt{2}} = \frac{3}{\sqrt{2}} \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L^2}$$

$$\tau_a = t_a = \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}$$

FIGURA 19. TENSIONES EN PLANO ABATIDO

**\*Expresiones prácticas con EA-95**

Deberá verificarse para las tensiones calculadas antes en el plano de garganta el ya conocido criterio de agotamiento de la Norma Española que en este caso conduce a la condición de agotamiento:

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} \leq \sigma_u \Rightarrow \sigma_{co} = \sqrt{\left(\frac{3 \cdot F^* \cdot e}{\sqrt{2} \cdot a \cdot L^2}\right)^2 + 1,8 \left[ \left(\frac{3 \cdot F^* \cdot e}{\sqrt{2} \cdot a \cdot L^2}\right)^2 + \left(\frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}\right)^2 \right]} \leq \sigma_u$$

$$\frac{F^*}{1,5 \cdot a \cdot L} \left( \sqrt{28 \left(\frac{e}{L}\right)^2 + 1} \right) \leq \sigma_u$$

Cuando la importancia del cortante se hace despreciable comparada con la del momento flector, situación que se produce si la excentricidad  $e$  supera ampliamente la longitud de los cordones  $L$  ( $e \gg L$ ) se tiene que la tensión tangencial  $t_a$  resulta despreciable frente a la tensión normal  $n$  pudiendo entonces escribirse la tensión de comparación como:

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{\left(\frac{n}{\sqrt{2}}\right)^2 + 1,8 \left[ 0 + \left(\frac{n}{\sqrt{2}}\right)^2 \right]} = n \cdot \sqrt{1,4} \rightarrow \sigma_{co} = 3,55 \cdot \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L^2} \leq \sigma_u$$

**\*Expresiones prácticas con EC3 1-8**

Mediante el método direccional se introducen en el criterio de agotamiento del EC3 las tensiones deducidas en el plano de garganta para llegar a la condición de agotamiento una vez simplificada la expresión.

$$\sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \sqrt{\left(\frac{3 \cdot F^* \cdot e}{\sqrt{2} \cdot a \cdot L^2}\right)^2 + 3 \left[ \left(\frac{3 \cdot F^* \cdot e}{\sqrt{2} \cdot a \cdot L^2}\right)^2 + \left(\frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}\right)^2 \right]} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\frac{F^*}{1,155 \cdot a \cdot L} \left( \sqrt{24 \left(\frac{e}{L}\right)^2 + 1} \right) \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

Además se debe verificar la 2ª condición:

$$\sigma \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \Rightarrow \frac{3 \cdot F^* \cdot e}{\sqrt{2} \cdot a \cdot L^2} \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \rightarrow 2,12 \cdot \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L^2} \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}}$$

En caso de utilizar el método simplificado del EC3 primeramente se obtiene la tensión resultante de  $n$  y  $t_a$

$$\sqrt{n^2 + t_a^2} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \sqrt{\left(\frac{3 \cdot F^* \cdot e}{a \cdot L^2}\right)^2 + \left(\frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}\right)^2} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L} \left( \sqrt{36 \left(\frac{e}{L}\right)^2 + 1} \right) \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

**Caso 9: Unión sometida a flexión ejecutada sólo con soldaduras frontales transversales**

Situación en la que el esfuerzo  $F^*$  con excentricidad  $e$  respecto del plano de la unión se transmite mediante un par de cordones perpendiculares a la dirección del esfuerzo de dimensiones eficaces  $a$ ,  $L$  (Figura 20).

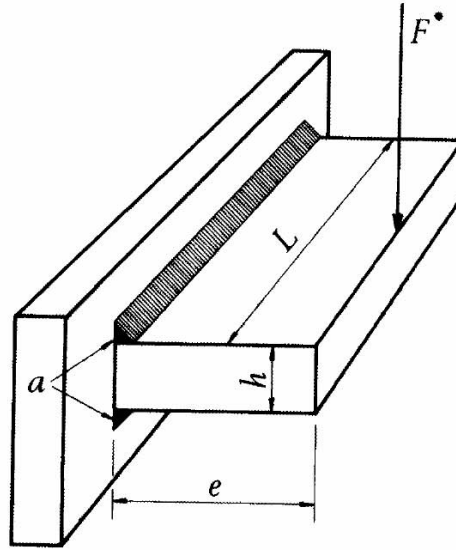
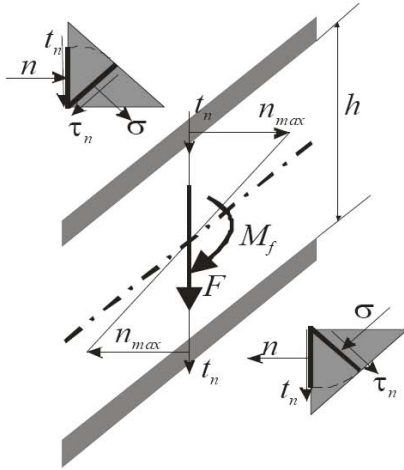


FIGURA 20. SOLDADURAS FRONTALES TRANSVERSALES SOMETIDAS A FLEXIÓN

Una vez abatidos los planos de garganta de ambos cordones, se obtienen las tensiones normales  $n$  debidas al flector, de valor máximo  $n_{max}$ , y las tangenciales  $t_n$  provocadas por el esfuerzo cortante (Figura 21).



El módulo resistente para la situación habitual ( $h \gg a$ ) vale:

$$I = 2 \cdot \left[ \frac{a \cdot L^3}{12} + L \cdot a \cdot \left( \frac{h}{2} + \frac{a}{2} \right)^2 \right]; \quad W = \frac{I}{\frac{h}{2} + \frac{a}{2}}$$

$$\text{Si } h \gg a \rightarrow I \cong 2 \cdot L \cdot a \cdot \left( \frac{h}{2} \right)^2; \quad W = L \cdot a \cdot h$$

Así las tensiones  $n$  y  $t_n$  en el plano abatido son

$$n_{max} = \frac{M_f}{W} = \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot h}; \quad t_n = \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}; \quad t_a = 0$$

FIGURA 21. CONFIGURACIÓN DE TENSIONES

y las correspondientes tensiones en el plano de garganta

$$\sigma = \frac{n + t_n}{\sqrt{2}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left( \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot h} + \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L} \right); \quad \tau_n = \frac{t_n - n}{\sqrt{2}} = \frac{1}{\sqrt{2}} \left( \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L} - \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot h} \right)$$

**\*Expresiones prácticas con EA-95**

Una vez más deberá verificarse el criterio de agotamiento para las tensiones en el plano de garganta.

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{\left(\frac{1}{\sqrt{2}}\left(\frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot h} + \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}\right)\right)^2 + 1,8\left(\frac{1}{\sqrt{2}}\left(\frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L} - \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot h}\right)\right)^2} \leq \sigma_u$$

$$\frac{F^*}{a \cdot L} \left( \sqrt{1,4\left(\frac{e}{h}\right)^2 - 0,4\frac{e}{h} + 0,35} \right) \leq \sigma_u$$

Si se diera una situación de sollicitación exclusiva a momento flector, o bien que las tensiones que origina el cortante fueran despreciables frente a las del flector ( $e \gg h$ ; con  $t_n = 0$ ), resultaría una expresión práctica:

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{\left(\frac{n}{\sqrt{2}}\right)^2 + 1,8\left[\left(\frac{n}{\sqrt{2}}\right)^2 + 0\right]} = n_{\max} \cdot \sqrt{1,4} \rightarrow \sigma_{co} \cong 1,18 \cdot \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot h} \leq \sigma_u$$

**\*Expresiones prácticas con EC3 1-8**

A partir del método direccional se llega a la expresión final que se indica tras la oportuna simplificación.

$$\sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{\left(\frac{1}{\sqrt{2}}\left(\frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot h} + \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}\right)\right)^2 + 3\left(\frac{1}{\sqrt{2}}\left(\frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L} - \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot h}\right)\right)^2} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\frac{F^*}{a \cdot L} \left( \sqrt{2\left(\frac{e}{h}\right)^2 - \frac{e}{h} + 0,5} \right) \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

La 2ª condición a verificar conduce a:

$$\sigma \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \Rightarrow \frac{1}{\sqrt{2}}\left(\frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot h} + \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}\right) \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \rightarrow \frac{F^*}{a \cdot L \cdot \sqrt{2}}\left(\frac{e}{h} + \frac{1}{2}\right) \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}}$$

Si se desea emplear el método simplificado se obtendrá previamente la tensión resultante de  $n$  y  $t_n$

$$\sqrt{n^2 + t_n^2} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \sqrt{\left(\frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot h}\right)^2 + \left(\frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}\right)^2} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\frac{F^*}{a \cdot L} \left( \sqrt{\left(\frac{e}{h}\right)^2 + \frac{1}{4}} \right) \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

Conviene resaltar el hecho de que mientras en el caso anterior (8) la separación entre cordones no influye en la resistencia de la unión, adquiere sin embargo gran importancia en configuraciones como la actual (9).

**Caso 10: Unión a flexión ejecutada con soldaduras frontales, longitudinales y transversales**

Se trata sin duda de una de las uniones más comunes en la conexión viga-pilar, cuando se pretende que la unión transmita no sólo la reacción vertical en el extremo de la viga (esfuerzo cortante  $F^*$ ) sino también un momento flector (unión rígida o semirrígida). Es obvio que pueden presentarse diferentes configuraciones atendiendo fundamentalmente a la forma de la sección transversal de la viga y a número de cordones.

Concretamente se analizará la situación de una unión perimetral de una viga con sección en I o H a un plano frontal que podría corresponder con el ala de un pilar. La configuración de la unión implica tres tipos de cordones cuyas gargantas y longitudes eficaces son respectivamente ( $a_1, L_1; a_2, L_2; a_3, L_3$ ) (Figura 22).

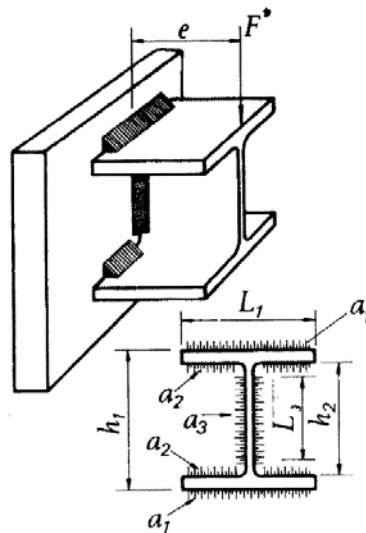


FIGURA 22. SOLDADURAS FRONTALES, LONGITUDINALES Y TRANSVERSALES SOMETIDAS A FLEXIÓN

En este tipo de configuraciones es habitual suponer que el momento flector se reparte entre todos los cordones, contribuyendo éstos al módulo resistente de la unión, mientras que el esfuerzo cortante es confiado en exclusiva a los cordones del alma. Caben otros modos de reparto como por ejemplo distribuir el cortante sobre todos los cordones en partes proporcionales a sus valores de agotamiento. No obstante las diferencias no serían significativas y complicaría innecesariamente el proceso de cálculo.

De nuevo tras abatir todos los planos de garganta sobre el plano de la unión (Figura 23) se determinan las características mecánicas de la sección resistente (momento de inercia  $I_G$ , módulo resistente a flexión y área resistente a cortante) para proceder a calcular las tensiones  $n$  originadas por el momento flector y las tensiones tangenciales  $t_n$  y  $t_a$  dependiendo de la orientación del cordón debidas al esfuerzo cortante.

$$I_G = 2 \cdot \left[ \frac{L_1 \cdot a_1^3}{12} + L_1 \cdot a_1 \cdot \left( \frac{h_1}{2} + \frac{a_1}{2} \right)^2 \right] + 4 \cdot \left[ \frac{L_2 \cdot a_2^3}{12} + L_2 \cdot a_2 \cdot \left( \frac{h_2}{2} - \frac{a_2}{2} \right)^2 \right] + 2 \cdot \frac{a_3 \cdot L_3^3}{12}$$

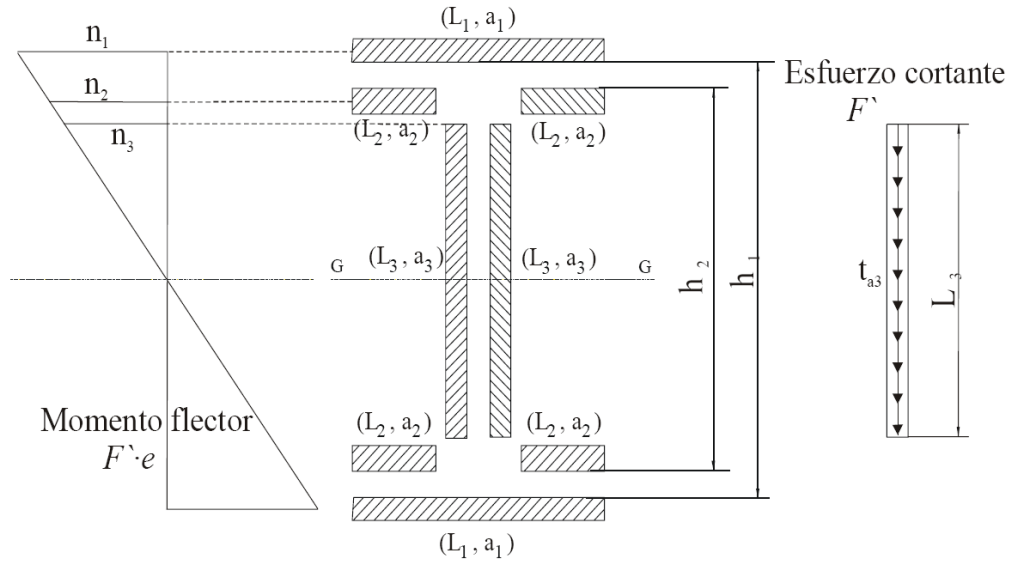


FIGURA 23. CONFIGURACIÓN DE PLANOS DE GARGANTA ABATIDOS Y DISTRIBUCIÓN DE TENSIONES

$$W = \frac{I_G}{\left(\frac{h_1}{2} + \frac{a_1}{2}\right)}; \quad A_{cor\ tan\ te} = 2 \cdot L_3 \cdot a_3$$

Las tensiones en cada uno de los tres tipos de cordón valdrán:

Cordones tipo 1

$$n_1 = \frac{F^* \cdot e}{W}; \quad t_{n1} = 0; \quad t_{a1} = 0 \Rightarrow \begin{cases} \sigma_1 = \tau_{n1} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^* \cdot e}{W} \\ \tau_{a1} = 0 \end{cases}$$

Cordones tipo 2

$$n_2 = \frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{h_2 - a_2}{h_1 + a_1}; \quad t_{n2} = 0; \quad t_{a2} = 0 \Rightarrow \begin{cases} \sigma_2 = \tau_{n2} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{h_2 - a_2}{h_1 + a_1} \\ \tau_{a2} = 0 \end{cases}$$

Cordones tipo 3

$$n_3 = \frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{L_3}{h_1 + a_1}; \quad t_{n3} = 0; \quad t_{a3} = \frac{F^*}{2 \cdot L_3 \cdot a_3} \Rightarrow \begin{cases} \sigma_3 = \tau_{n3} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{L_3}{h_1 + a_1} \\ \tau_{a3} = \frac{F^*}{2 \cdot L_3 \cdot a_3} \end{cases}$$

**\*Expresiones prácticas con EA-95**

Cordones tipo 1. La condición de agotamiento conduce a una expresión práctica muy sencilla.

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{\left(\frac{n_1}{\sqrt{2}}\right)^2 + 1,8\left[\left(\frac{n_1}{\sqrt{2}}\right)^2 + 0\right]} = \sqrt{1,4} \cdot \frac{F^* \cdot e}{W} \rightarrow \sigma_{co} \cong 1,18 \cdot \frac{F^* \cdot e}{W} \leq \sigma_u$$

Cordones tipo 2. Para éstos la condición de agotamiento es similar.

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{\left(\frac{n_2}{\sqrt{2}}\right)^2 + 1,8\left[\left(\frac{n_2}{\sqrt{2}}\right)^2 + 0\right]} = \sqrt{1,4} \cdot n_2 \rightarrow \sigma_{co} \cong 1,18 \cdot \frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{h_2 - a_2}{h_1 + a_1} \leq \sigma_u$$

Cordones tipo 3. En éstos se combinan las tensiones derivadas del flector y del cortante.

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{1,4 \cdot \left(\frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{L_3}{h_1 + a_1}\right)^2 + 1,8 \cdot \left(\frac{F^*}{2 \cdot L_3 \cdot a_3}\right)^2} \leq \sigma_u$$

**\*Expresiones prácticas con EC3 1-8**

Mediante la aplicación del método direccional se obtienen las siguientes expresiones finales:

$$\text{Cordones 1: } \sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{\left(\frac{1}{\sqrt{2}} \left(\frac{F^* \cdot e}{W}\right)\right)^2 + 3 \left(\frac{1}{\sqrt{2}} \left(\frac{F^* \cdot e}{W}\right)\right)^2} = \sqrt{2} \cdot \frac{F^* \cdot e}{W} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\text{Cordones 2: } \sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{2} \cdot \frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{h_2 - a_2}{h_1 + a_1} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\text{Cordones 3: } \sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{2 \cdot \left(\frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{L_3}{h_1 + a_1}\right)^2 + 3 \cdot \left(\frac{F^*}{2 \cdot L_3 \cdot a_3}\right)^2} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

La 2ª condición dentro del método direccional exige que se cumplan las desigualdades:

$$\sigma \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \Rightarrow \begin{cases} \text{Cordón 1} \rightarrow \frac{1}{\sqrt{2}} \left(\frac{F^* \cdot e}{W}\right) \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \\ \text{Cordón 2} \rightarrow \frac{1}{\sqrt{2}} \left(\frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{h_2 - a_2}{h_1 + a_1}\right) \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \\ \text{Cordón 3} \rightarrow \frac{1}{\sqrt{2}} \left(\frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{L_3}{h_1 + a_1}\right) \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \end{cases}$$

Si se pretende utilizar el método simplificado es preciso obtener previamente la tensión resultante de  $n$  y  $t_n$

$$\text{Cordones 1: } \sqrt{n_1^2} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow n_1 = \frac{F^* \cdot e}{W} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\text{Cordones 2: } \sqrt{n_2^2} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow n_2 = \frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{h_2 - a_2}{h_1 + a_1} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\text{Cordones 3: } \sqrt{n_3^2 + t_{a3}^2} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \sqrt{\left( \frac{F^* \cdot e}{W} \cdot \frac{L_3}{h_1 + a_1} \right)^2 + \left( \frac{F^*}{2 \cdot a_3 \cdot L_3} \right)^2} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

#### 4.3.3.- Uniones sometidas a torsión y cortante

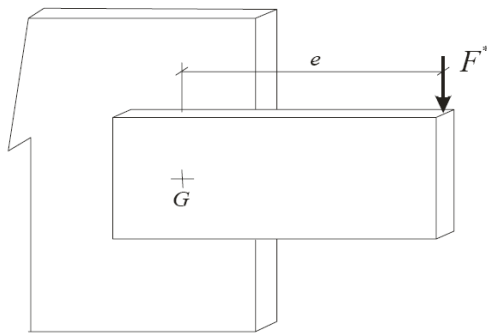


FIGURA 24. UNIONES SOMETIDAS A TORSIÓN Y CORTANTE

Son situaciones en las que se desea transmitir un esfuerzo cortante  $F^*$  con excentricidad  $e$  paralela al plano de la unión (Figura 24), lo que provoca un torsor adicional sobre la unión. Dependiendo que se materialice la unión con una única pareja de cordones o bien con combinación de éstos se estará en los diferentes casos 11 a 14.

Las hipótesis que utiliza la norma para el análisis son suponer que el momento torsor se distribuye a cada pareja de cordones mediante el método de las dos fuerzas, mientras que el cortante se estudia de modo similar a los casos precedentes.

#### Caso 11: Unión con soldaduras laterales sometidas a torsión y esfuerzo cortante

En este primer caso de la serie, el esfuerzo  $F^*$  con excentricidad de torsión  $e$  respecto del c.d.g. de la unión se transmite a través de un par de cordones laterales con dimensiones eficaces  $a$ ,  $L$  (Figura 25).

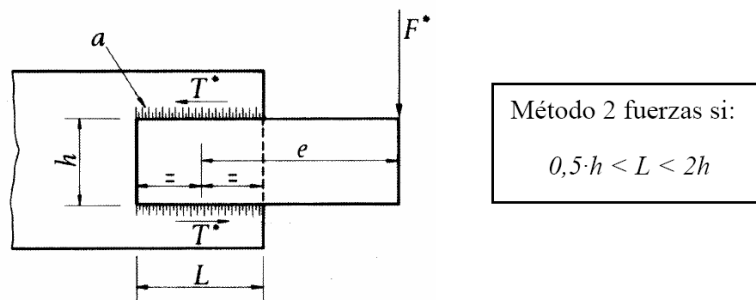


FIGURA 25. SOLDADURAS LATERALES SOMETIDAS A TORSIÓN Y CORTANTE

La Norma admite utilizar el método de las dos fuerzas para el reparto del momento torsor entre la pareja de cordones siempre y cuando la relación entre la longitud de los cordones  $L$  y su separación  $h$  se encuentre en los límites especificados. El mencionado método de las dos fuerzas consiste en equilibrar el momento torsor ( $F^* \cdot e$ ) que solicita la unión con un par de fuerzas  $T$  alineadas con los cordones (Figura 26) tal que

$$F^* \cdot e = T \cdot \left( h + \frac{a}{2} + \frac{a}{2} \right) \rightarrow T = \frac{F^* \cdot e}{(h + a)}$$

Por su parte el cortante  $F^*$  da lugar a un esfuerzo transversal  $F^*/2$  en cada cordón de la pareja (Figura 26). A continuación se calculan las ternas de tensiones en los planos abatido y de garganta para cada esfuerzo.

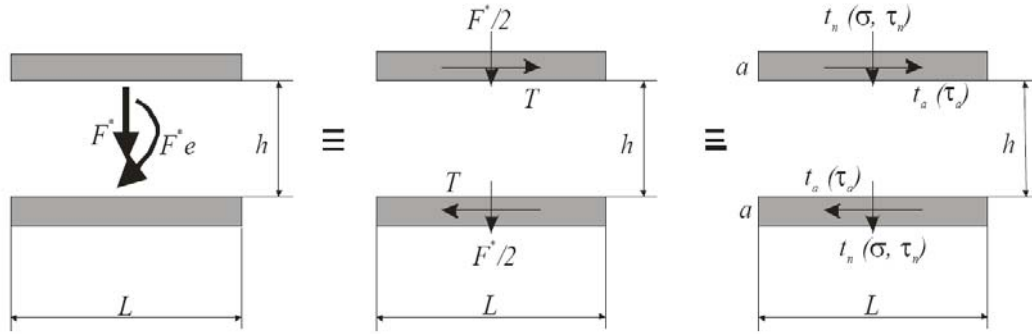


FIGURA 26. DISTRIBUCIÓN DE ESFUERZOS Y TENSIONES EN PLANOS DE GARGANTA ABATIDOS

$$\text{Torsor: } n = 0; \quad t_n = 0; \quad t_a = \frac{T}{a \cdot L} = \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot (h + a)} \Rightarrow \begin{cases} \sigma = \tau_n = 0 \\ \tau_a = \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot (h + a)} \end{cases}$$

$$\text{Cortante: } n = 0; \quad t_n = \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}; \quad t_a = 0 \Rightarrow \begin{cases} \sigma = \tau_n = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L} \\ \tau_a = 0 \end{cases}$$

#### \*Expresiones prácticas con EA-95

Si se aplica el criterio de agotamiento para las tensiones calculadas en el plano de garganta se tiene:

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{\left(\frac{F^*}{\sqrt{2} \cdot 2 \cdot a \cdot L}\right)^2 + 1,8 \left[ \left(\frac{F^*}{\sqrt{2} \cdot 2 \cdot a \cdot L}\right)^2 + \left(\frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot (h + a)}\right)^2 \right]} \leq \sigma_u$$

$$\frac{F^*}{a \cdot L} \left( \sqrt{0,35 + 1,8 \left( \frac{e}{(h + a)} \right)^2} \right) \leq \sigma_u$$

**\*Expresiones prácticas con EC3 1-8**

La aplicación del método direccional del EC3 conduce a la siguiente expresión de aplicación inmediata:

$$\sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{\left(\frac{F^*}{\sqrt{2} \cdot 2 \cdot a \cdot L}\right)^2 + 3\left[\left(\frac{F^*}{\sqrt{2} \cdot 2 \cdot a \cdot L}\right)^2 + \left(\frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot (h+a)}\right)^2\right]} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\frac{F^*}{a \cdot L} \left( \sqrt{0,5 + 3 \cdot \left(\frac{e}{(h+a)}\right)^2} \right) \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

La 2ª condición del método direccional lleva a:

$$\sigma \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \Rightarrow \frac{F^*}{\sqrt{2} \cdot 2 \cdot a \cdot L} \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}} \rightarrow 0,35 \cdot \frac{F^*}{a \cdot L} \leq \frac{f_u}{\gamma_{Mw}}$$

Si por el contrario se utiliza el método simplificado, una vez se ha obtenido la resultante de  $\tau_n$  y  $\tau_a$ , se tiene

$$\sqrt{\tau_n^2 + \tau_a^2} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \Rightarrow \sqrt{\left(\frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L}\right)^2 + \left(\frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot (h+a)}\right)^2} \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$\frac{F^*}{a \cdot L} \left( \sqrt{0,25 + \left(\frac{e}{(h+a)}\right)^2} \right) \leq \frac{f_u / \sqrt{3}}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

**Caso 12: Unión con soldaduras frontales sometidas a torsión y esfuerzo cortante**

En esta ocasión la unión se materializa con una pareja de cordones de dimensiones eficaces  $a$ ,  $L$ , paralelos a la dirección del esfuerzo cortante  $F^*$  (Figura 27). De nuevo el momento torsor se reparte entre los dos cordones mediante el método de las dos fuerzas (par de fuerzas  $T$  alineadas con los cordones Figura 28), admitiendo que se verifica la relación dimensional especificada entre la longitud de los cordones  $L$  y su separación  $h$ . El cortante da lugar a un esfuerzo longitudinal  $F^*/2$  sobre cada cordón (Figura 28).

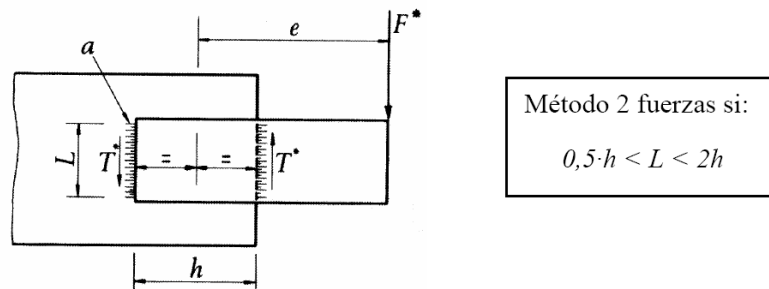


FIGURA 27. SOLDADURAS FRONTALES SOMETIDAS A TORSIÓN Y CORTANTE

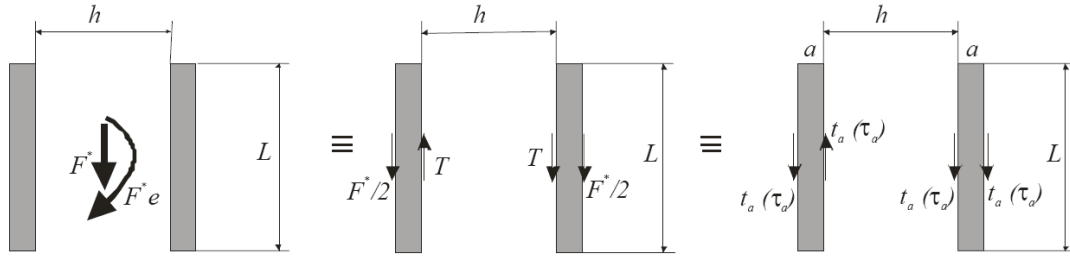


FIGURA 28. DISTRIBUCIÓN DE ESFUERZOS Y TENSIONES EN PLANOS DE GARGANTA ABATIDOS

A diferencia del caso anterior, en éste el cordón más próximo al esfuerzo se encuentra más solicitado. Las tensiones en el plano abatido y el plano de garganta debidas a ambos esfuerzos resultan en este caso:

$$\text{Torsor: } n = 0; \quad t_n = 0; \quad t_a = \frac{T}{a \cdot L} = \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot (h + a)} \Rightarrow \begin{cases} \sigma = \tau_n = 0 \\ \tau_a = \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot (h + a)} \end{cases}$$

$$\text{Cortante: } n = 0; \quad t_n = 0; \quad t_a = \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L} \Rightarrow \begin{cases} \sigma = \tau_n = 0 \\ \tau_a = \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L} \end{cases}$$

#### \*Expresiones prácticas con EA-95

El criterio de agotamiento de la Norma Española EA-95 llevaría en este caso a:

$$\sigma_{co} = \sqrt{\sigma^2 + 1,8(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{1,8 \cdot \left( \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot (h + a)} + \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L} \right)^2} \leq \sigma_u$$

$$1,34 \cdot \frac{F^*}{a \cdot L} \left( 0,5 + \frac{e}{(h + a)} \right) \leq \sigma_u$$

#### \*Expresiones prácticas con EC3 1-8

Al aplicar el método direccional debe tenerse en cuenta que la 2ª condición carece de sentido al ser  $\sigma=0$ .

$$\sqrt{\sigma^2 + 3(\tau_n^2 + \tau_a^2)} = \sqrt{3 \cdot \left( \frac{F^* \cdot e}{a \cdot L \cdot (h + a)} + \frac{F^*}{2 \cdot a \cdot L} \right)^2} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

$$1,73 \cdot \frac{F^*}{a \cdot L} \left( 0,5 + \frac{e}{(h + a)} \right) \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}}$$

Por su parte el método simplificado nos llevaría a la misma expresión deducida para el método direccional.

**Caso 13: Unión con soldaduras frontales y laterales sometidas a torsión y cortante**

Se trata de una unión en la que se combinan las dos parejas de cordones frontales y laterales analizadas en los casos precedentes para transmitir el esfuerzo exterior  $F^*$  (Figura 29). La norma admite repartir los torsores sobre cada pareja utilizando el método de las dos fuerzas siempre y cuando se cumpla la relación dimensional dada entre las longitudes  $L_2$  y  $h$ .

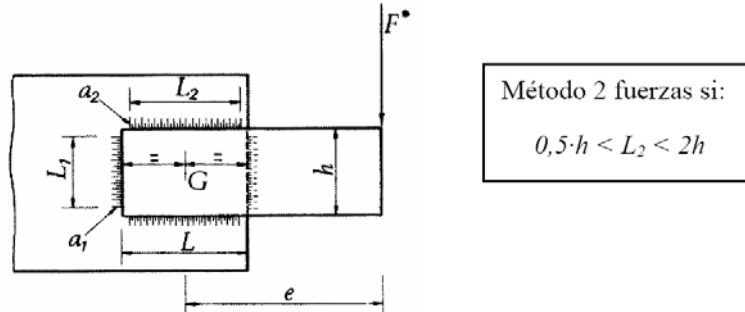


FIGURA 29. SOLDADURAS FRONTALES Y LATERALES SOMETIDAS A TORSIÓN Y CORTANTE

La simple aplicación de las ecuaciones de equilibrio no permite determinar las cuatro variables (2 gargantas + 2 longitudes eficaces) del problema. Es por ello que se propone llevar a cabo lo que la norma denomina un reparto en agotamiento para distribuir tanto el esfuerzo cortante como el momento torsor entre las dos parejas de cordones y posteriormente hacer un estudio por separado de los resultantes casos 11 y 12 tal y como se ha indicado en los análisis precedentes y se esquematiza en la Figura 30.

Un reparto en agotamiento de un determinado esfuerzo (cortante o torsor) supone que cada cordón o pareja de cordones recibe una parte del esfuerzo aplicado proporcional a su capacidad resistente frente a dicho esfuerzo. Por tanto es necesario determinar la capacidad resistente de cada pareja para cada esfuerzo. Así se tienen unos esfuerzos de agotamiento  $F_{1agot}$ ,  $F_{2agot}$ ,  $M_{1agot}$  y  $M_{2agot}$  y esfuerzos aplicados por cada pareja:

$$F^* = F_1^* + F_2^* \begin{cases} F_1^* = \frac{F_{1agot}}{F_{1agot} + F_{2agot}} \cdot F^* \\ F_2^* = \frac{F_{2agot}}{F_{1agot} + F_{2agot}} \cdot F^* \end{cases} ; \quad M^* = F^* \cdot e = M_1^* + M_2^* \begin{cases} M_1^* = \frac{M_{1agot}}{M_{1agot} + M_{2agot}} \cdot M^* \\ M_2^* = \frac{M_{2agot}}{M_{1agot} + M_{2agot}} \cdot M^* \end{cases}$$

$$F_{1agot} = \begin{cases} 1,5 \cdot a_1 \cdot L_1 \cdot \sigma_u & (EA95) \\ \frac{1,15 \cdot a_1 \cdot L_1 \cdot f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} & (EC3) \end{cases} ; \quad F_{2agot} = \begin{cases} 1,7 \cdot a_2 \cdot L_2 \cdot \sigma_u & (EA95) \\ \frac{1,41 \cdot a_2 \cdot L_2 \cdot f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} & (EC3) \end{cases}$$

$$M_{1agot} = \begin{cases} 0,75 \cdot a_1 \cdot L_1 \cdot (L + a_1) \cdot \sigma_u & (EA95) \\ \frac{a_1 \cdot L_1 \cdot (L + a_1) \cdot f_u}{\sqrt{3} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{Mw}} & (EC3) \end{cases} ; \quad M_{2agot} = \begin{cases} 0,75 \cdot a_2 \cdot L_2 \cdot (h + a_2) \cdot \sigma_u & (EA95) \\ \frac{a_2 \cdot L_2 \cdot (h + a_2) \cdot f_u}{\sqrt{3} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{Mw}} & (EC3) \end{cases}$$

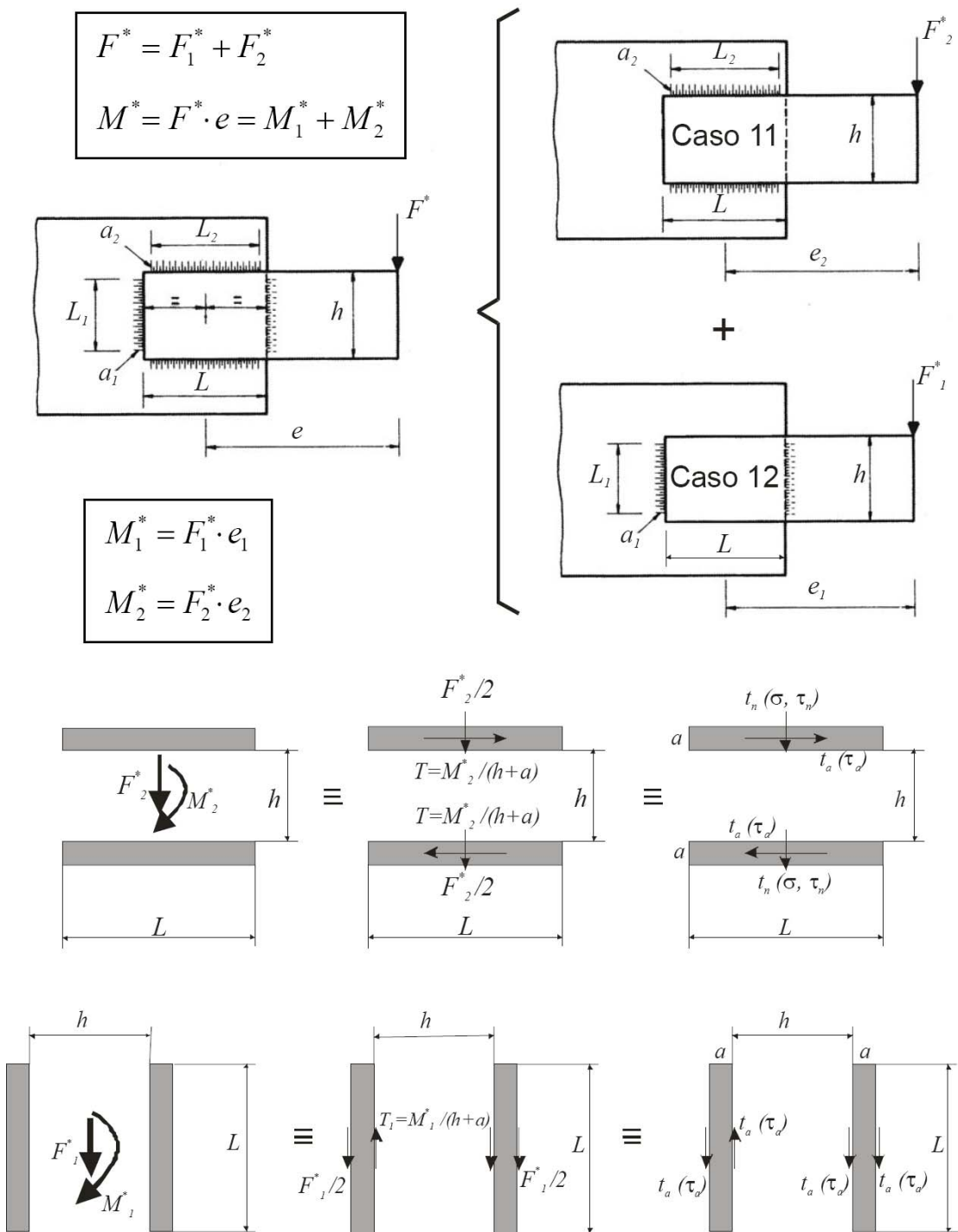


FIGURA 30. ANÁLISIS DEL CASO 13 COMO SUPERPOSICIÓN DE LOS CASOS 11 Y 12

**Caso 14: Unión con dos soldaduras laterales y una frontal sometida a torsión y cortante**

Es esta una unión sometida al esfuerzo  $F^*$  excéntrico que provoca torsión y esfuerzo cortante, en la que se suprime el cordón dorsal debido normalmente a dificultades de acceso para su ejecución. Se trata de una solución muy habitual en la que se combinan la pareja de cordones laterales con un único cordón frontal (Figura 31). Una vez más la norma admite que el torsió sobre la pareja de cordones laterales se reparta mediante el método de las dos fuerzas si se verifica la relación dimensional entre las longitudes  $L_2$  y  $h$ .

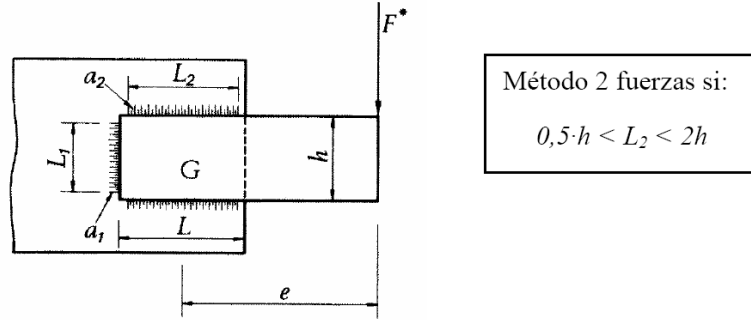


FIGURA 31. DOS SOLDADURAS FRONTALES Y UNA LATERAL SOMETIDAS A TORSIÓN Y CORTANTE

La aplicación de las ecuaciones de equilibrio no es suficiente para obtener las variables ( $a_1$ ,  $a_2$ ,  $L_1$ ,  $L_2$ ). Por ello la norma propone que por un lado todo el cortante sea absorbido por la pareja de cordones ( $F^*=F_2^*$ ) mientras que para el torsió se lleve a cabo un reparto en agotamiento. Téngase presente que al disponer de un único cordón vertical ( $a_1$ ,  $L_1$ ), la parte del torsió que deba transmitir dicho cordón se transforma en un flector  $M_{f1}$ . Una vez que se hallan repartido los esfuerzos se realiza un estudio independiente del caso 11 y el caso 8 sin cortante (flexión pura) tal y como se esquematiza en la Figura 32.

Los momentos de agotamiento  $M_{f1agot}$  y  $M_{T2agot}$  según EA95 y EC3 así como los momentos del reparto son:

$$M_{f1agot} = \begin{cases} 0,14 \cdot a_1 \cdot L_1^2 \cdot \sigma_u & (EA95) \\ \frac{a_1 \cdot L_1^2 \cdot f_u}{\sqrt{72} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{Mw}} & (EC3) \end{cases}; \quad M_{T2agot} = \begin{cases} 0,75 \cdot a_2 \cdot L_2 \cdot (h + a_2) \cdot \sigma_u & (EA95) \\ \frac{a_2 \cdot L_2 \cdot (h + a_2) \cdot f_u}{\sqrt{3} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{Mw}} & (EC3) \end{cases}$$

$$F^* = F_2^*; \quad M^* = F^* \cdot e = M_{f1}^* + M_{T2}^* \quad \left\{ \begin{array}{l} M_{f1}^* = \frac{M_{f1agot}}{M_{f1agot} + M_{T2agot}} \cdot M^* \\ M_{T2}^* = \frac{M_{T2agot}}{M_{f1agot} + M_{T2agot}} \cdot M^* \end{array} \right.$$

En el cordón 1 (situación similar al caso 8 sin cortante) las tensiones en el plano abatido y de garganta son:

$$n = 0; \quad t_{n1} = \frac{6 \cdot M_{f1}^*}{a_1 \cdot L_1^2}; \quad t_a = 0 \quad \rightarrow \quad \left\{ \begin{array}{l} \sigma = \tau_n = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{6 \cdot M_{f1}^*}{a_1 \cdot L_1^2} \\ \tau_a = 0 \end{array} \right.$$

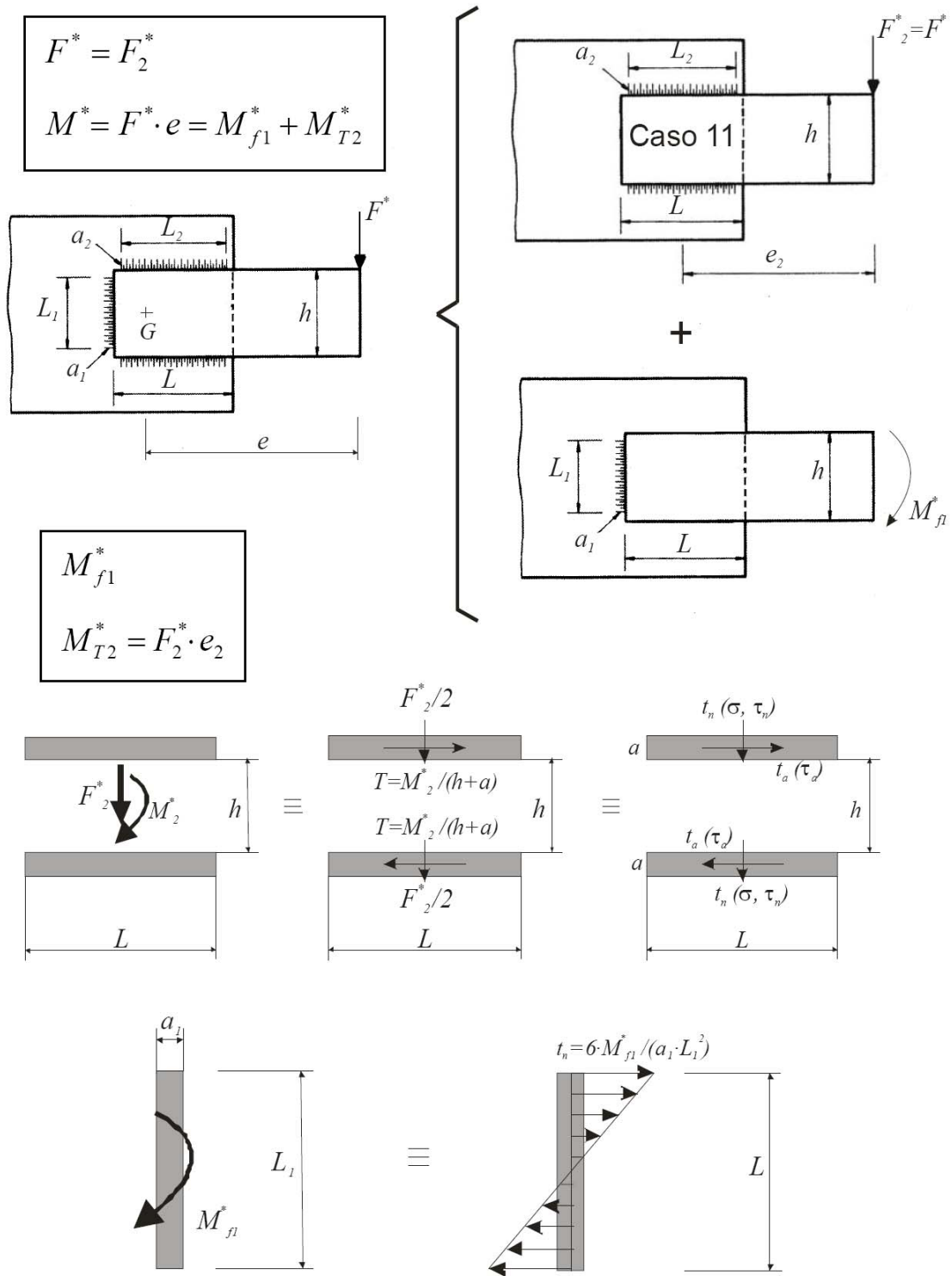


FIGURA 32. ANÁLISIS DEL CASO 14 COMO SUPERPOSICIÓN DE LOS CASOS 11 Y 8

En los cuatro casos analizados de uniones sometidas a torsión y cortante (Casos 11 a 14) se ha admitido que los momentos torsores sobre cada pareja de cordones se distribuye utilizando el método de las dos fuerzas. Sin embargo se ha indicado que la aplicabilidad de dicho método implica el cumplimiento de una relación dimensional determinada entre longitud de los cordones y su separación (brazo del par de fuerzas).

Una alternativa válida de reparto cuando no se verifique la relación dimensional dada es emplear el método del momento polar que consiste en suponer que el momento torsor ( $F^* \cdot e$ ) genera en cada punto del cordón una tensión tangencial perpendicular al radio vector que une ese punto con el c.d.g. de la unión (Figura 33). Dicha tensión tangencial, que normalmente es oblicua al cordón, se descompone en sus componentes de dirección longitudinal  $t_a$  y transversal  $t_n$  que constituyen las correspondientes tensiones en el plano abatido. Para el esfuerzo cortante, siempre cabe la opción de repartirlo en agotamiento como se ha venido haciendo o bien utilizar una opción más conservadora suponiendo que es absorbido por los cordones verticales.

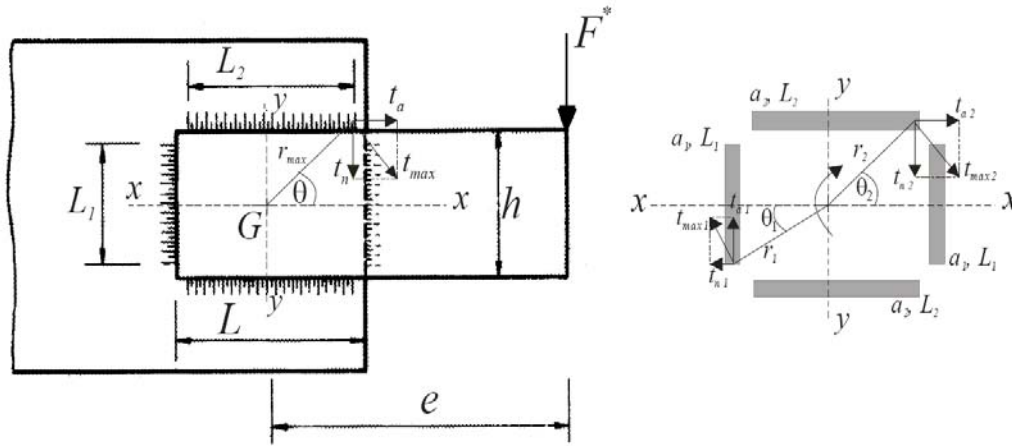


FIGURA 33. ANÁLISIS POR EL MÉTODO DEL MOMENTO POLAR

A continuación se dan los valores de las tensiones máximas que se generan en cada tipo de cordón 1 y 2, las componentes de las tensiones asociadas al plano abatido y sus correspondientes en el de garganta. La influencia de las gargantas, longitud de los cordones y separaciones viene establecida a través de  $I_x$  e  $I_y$ .

$$t_{\max 1} = \frac{F^* \cdot e \cdot r_1}{I_x + I_y} \rightarrow \begin{cases} t_{n1} = t_{\max 1} \cdot \sin \theta_1 = \frac{F^* \cdot e \cdot L_1}{2 \cdot (I_x + I_y)} \\ t_{a1} = t_{\max 1} \cdot \cos \theta_1 = \frac{F^* \cdot e \cdot L}{2 \cdot (I_x + I_y)} \end{cases} \Rightarrow \text{Plano garganta} \begin{cases} \sigma_1 = \tau_{n1} = \frac{t_{n1}}{\sqrt{2}} = \frac{F^* \cdot e \cdot L_1}{2 \cdot (I_x + I_y)} \\ \tau_{a1} = t_{a1} = \frac{F^* \cdot e \cdot L}{2 \cdot (I_x + I_y)} \end{cases}$$

$$t_{\max 2} = \frac{F^* \cdot e \cdot r_2}{I_x + I_y} \rightarrow \begin{cases} t_{n2} = t_{\max 2} \cdot \cos \theta_2 = \frac{F^* \cdot e \cdot L_2}{2 \cdot (I_x + I_y)} \\ t_{a2} = t_{\max 2} \cdot \sin \theta_2 = \frac{F^* \cdot e \cdot h}{2 \cdot (I_x + I_y)} \end{cases} \Rightarrow \text{Plano garganta} \begin{cases} \sigma_2 = \tau_{n2} = \frac{t_{n2}}{\sqrt{2}} = \frac{F^* \cdot e \cdot L_2}{2 \cdot (I_x + I_y)} \\ \tau_{a2} = t_{a2} = \frac{F^* \cdot e \cdot h}{2 \cdot (I_x + I_y)} \end{cases}$$

En los cuatro casos analizados de unión a torsión y cortante se ha supuesto que el espesor de las piezas que reciben la carga excéntrica  $F^*$  no es muy elevado, de modo que la pequeña excentricidad de flexión y el correspondiente momento flector presentes en la unión puedan resultar despreciables.

#### 4.3.4.- Uniones sometidas a flexión, torsión y cortante

Representan estos casos una serie de uniones en las que se desea transmitir a través de ellas un esfuerzo  $F^*$  con una doble excentricidad. Una  $e_1$  de torsión y otra  $e_2$  de flexión. Las piezas conectadas pueden ser secciones cerradas (Casos 15a y 15b) o abiertas (Casos 16 y 17) pero en todo caso de pared delgada y constituida por rectángulos. Todos los casos combinan cordones frontales y laterales.

##### Caso 15a: Unión con cordones que no se cierran sometida a flexión, torsión y cortante

Se trata de la unión de una viga con sección en cajón a un plano frontal, al que transmite un cortante  $F^*$ , un torsor  $F^* \cdot e_1$  y un momento flector  $F^* \cdot e_2$  (Figura 34). La unión se materializa mediante dos parejas de cordones que no se cierran perimetralmente. Los efectos de la torsión no uniforme resultan despreciables en este caso por lo que el torsor se puede considerar tal y como se ha hecho en las situaciones anteriores.

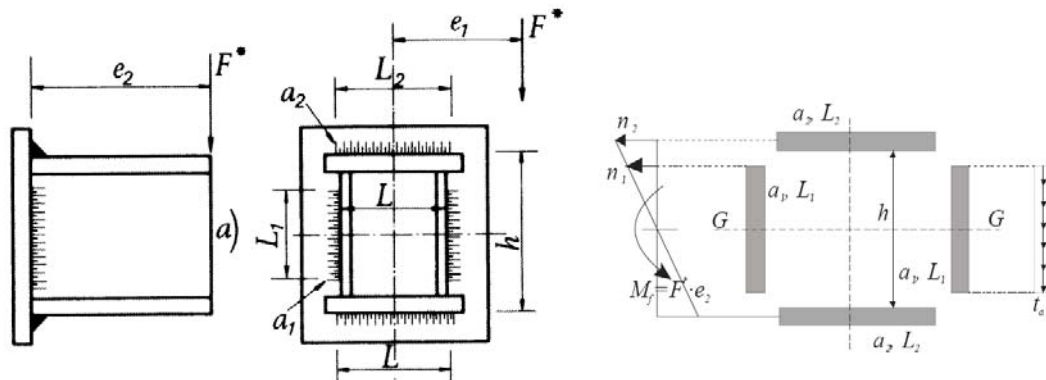


FIGURA 34. FLEXIÓN, TORSIÓN Y CORTANTE SOBRE UNA UNIÓN CON CORDONES FRONTALES Y LATERALES.  
ANÁLISIS DE LAS TENSIONES ORIGINADAS POR EL MOMENTO FLECTOR

La propuesta de la Norma consiste en analizar el cortante y torsor en conjunto como en el caso 13 (reparto en agotamiento) y determinar aparte las tensiones que genera el momento flector tal y como se hizo en el caso 10 pero sin considerar cortante (flexión pura). Otra alternativa sería distribuir el cortante sólo sobre los cordones verticales como se proponía en los casos de flexión. También es posible distribuir el momento torsor mediante el método del momento polar en caso de que no se verifique la condición ( $0,5h < L < 2h$ ).

Para determinar las tensiones debidas al momento flector (no se ha hecho con anterioridad para una sección de esta geometría), se comienza por abatir todos los planos de garganta sobre el plano de la unión (Figura 34) y obtener las características de la sección resistente (momento de inercia  $I_G$ , módulo resistente a flexión y área a cortante). A continuación se calculan las tensiones normales  $n$  originadas por el momento flector y las tensiones tangenciales  $t_a$  provocadas por el cortante en el caso de que se haya optado por distribuir el cortante sobre los cordones verticales en lugar de llevar a cabo un reparto en agotamiento.

$$I_G = 2 \cdot \left[ \frac{L_2 \cdot a_2^3}{12} + L_2 \cdot a_2 \cdot \left( \frac{h}{2} + \frac{a_2}{2} \right)^2 \right] + 2 \cdot \frac{a_1 \cdot L_1^3}{12}; \quad W = \frac{I_G}{\left( \frac{h}{2} + \frac{a_2}{2} \right)}; \quad A_{\text{cortante}} = 2 \cdot a_1 \cdot L_1$$

Las tensiones en el plano abatido y las correspondientes en el plano de garganta para cada tipo de cordón, que se deberán superponer a las generadas por los otros esfuerzos, resultan:

Cordones tipo 1

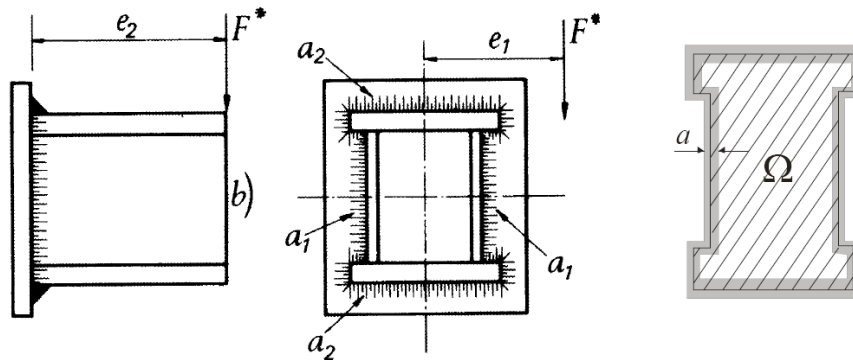
$$n_1 = \frac{F^* \cdot e_2}{W} \cdot \frac{L_1}{h + a_2}; \quad t_{n1} = 0; \quad t_{a1} = \frac{F^*}{2 \cdot L_1 \cdot a_1} \Rightarrow \begin{cases} \sigma_1 = \tau_{n1} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^* \cdot e_2}{W} \cdot \frac{L_1}{h + a_2} \\ \tau_{a1} = \frac{F^*}{2 \cdot L_1 \cdot a_1} \end{cases}$$

Cordones tipo 2

$$n_2 = \frac{F^* \cdot e_2}{W}; \quad t_{n2} = 0; \quad t_{a2} = 0 \Rightarrow \begin{cases} \sigma_2 = \tau_{n2} = \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{F^* \cdot e_2}{W} \\ \tau_{a1} = 0 \end{cases}$$

### **Caso 15b: Unión con cordones perimetrales sometida a flexión, torsión y cortante**

La única diferencia de este nuevo caso con respecto al anterior es que la unión se ejecuta con dos parejas de cordones que ahora se cierran constituyendo una soldadura perimetral (Figura 35). La propuesta de distribución para el cortante  $F^*$  y el flector  $F^* \cdot e_2$  no presenta novedades y únicamente en el caso de torsor  $F^* \cdot e_1$  se indica la posibilidad de considerar la sección resistente de los cordones como una sección cerrada de pared delgada sometida a torsión uniforme. En esta situación se admite repartir el torsor utilizando la conocida expresión de resistencia de materiales para secciones de una célula y débil espesor sometidas a torsión que conduce a una tensión tangencial uniforme y circular  $t_a$  en todo el perímetro.



**FIGURA 35. FLEXIÓN, TORSIÓN Y CORTANTE SOBRE UNA UNIÓN CON CORDONES QUE SE CIERRAN PERIMETRALMENTE. ANÁLISIS DE LAS TENSIONES ORIGINADAS POR EL TORSOR**

Las tensiones originadas por el torsor en base a la hipótesis comentada para superponer al resto serán:

$$n_T = 0; \quad t_{nT} = 0; \quad t_{aT} = \frac{F^* \cdot e_1}{2 \cdot \Omega \cdot a} \Rightarrow \begin{cases} \sigma_T = \tau_{nT} = 0 \\ \tau_{aT} = t_{aT} = \frac{F^* \cdot e_1}{2 \cdot \Omega \cdot a} \end{cases}$$

#### 4.3.5.- Uniones de perfiles abiertos sometidos a torsión y cortante

##### **Caso 16: Unión con soldadura perimetral de perfiles abiertos constituidos por rectángulos que concurren en un punto sometida a torsión y cortante**

Son uniones (Figura 36) en las que si se garantiza un espesor de garganta de al menos la mitad del espesor del perfil, no es preciso llevar a cabo ninguna comprobación de agotamiento. El motivo es que en este tipo de uniones perimetrales la torsión no uniforme no tiene influencia y la unión soldada resulta más resistente que el propio perfil para la sollicitación combinada.

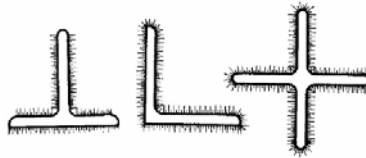


FIGURA 36. TORSIÓN Y CORTANTE COMBINADOS SOBRE PERFILES CON SOLDADURA PERIMETRAL

##### **Caso 17: Unión con soldadura perimetral de perfiles abiertos constituidos por rectángulos que no concurren en un punto sometida a torsión y cortante**

En este caso (Figura 37) a diferencia del anterior la torsión no uniforme sí que tiene influencia. La situación conduce al hecho de que las tensiones tangenciales que genera el torsor resulten despreciables frente a la tensión normal provocada por el bimomento (consecuencia de la torsión no uniforme). La norma propone unas expresiones para  $n_{max}$  deducidas del análisis de la sección resistente en la situación de torsión no uniforme en las que se incluye un factor de forma  $k$  dependiente del tipo de sección de la pieza conectada.

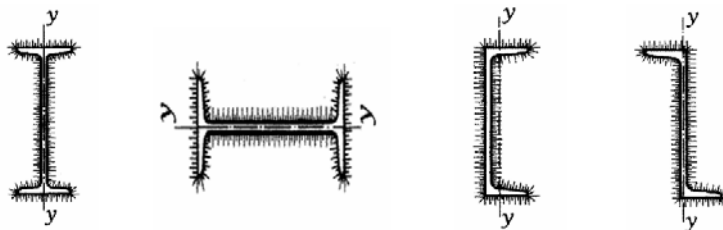


FIGURA 37. TORSIÓN Y CORTANTE COMBINADOS SOBRE PERFILES CON SOLDADURA PERIMETRAL

$$n_{max}^* = \frac{M_t^*}{W_y} \cdot k$$

| Perfil | I   | H      | U   | Z   |
|--------|-----|--------|-----|-----|
| k      | 4,5 | 6 a 10 | 5,5 | 7,5 |

Posteriormente se distingue entre dos posibles situaciones según que haya soldaduras a ambos lados de las alas (a) o bien sólo se dispongan en el lado exterior del ala (b). Si estamos en el primer caso, las tensiones asociadas al plano de garganta resultantes y la expresión de agotamiento según la EA-95 serían:

$$\text{Caso (a):} \quad \sigma = \tau_n = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{e}{a_1 + a_2} \cdot \frac{M_t^*}{W_y} \cdot k; \quad \sigma_{co} = 1,18 \cdot \frac{e}{a_1 + a_2} \cdot \frac{M_t^*}{W_y} \cdot k \leq \sigma_u$$

Si por contra sólo se sueldan las alas por su lado exterior tendremos:

$$\text{Caso (b):} \quad \sigma = \tau_n = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \frac{e}{a_1} \cdot \frac{M_t^*}{W_y} \cdot k; \quad \sigma_{co} = 1,18 \cdot \frac{e}{a_1} \cdot \frac{M_t^*}{W_y} \cdot k \leq \sigma_u$$

siendo:

- $W_y$ : módulo resistente de los planos de garganta abatidos con respecto al eje y-y  
 $e$ : espesor medio del ala  
 $a_1$ : garganta de las soldaduras exteriores del ala  
 $a_2$ : garganta de las soldaduras interiores del ala  
 $k$ : coeficiente de forma

Además de determinar las tensiones provocadas por el torsor será preciso deducir las que origine el cortante y en caso de que lo hubiera el momento flector para llevar a cabo la superposición de todas ellas antes de introducirlas en el criterio de agotamiento con el que se quiera calcular la unión.

#### 4.3.6.- Uniones alma-alas en vigas armadas

##### **Caso 18: Unión longitudinal de almas y alas en vigas armadas**

Es una unión muy utilizada cuando se precisa construir una sección armada a partir de chapas soldadas (Figura 38) como consecuencia de no disponer en el mercado de la correspondiente sección laminada o conformada debido a sus dimensiones o características especiales. La unión que se ejecuta mediante unos cordones longitudinales debe ser capaz de absorber el esfuerzo rasante a la altura del plano común.

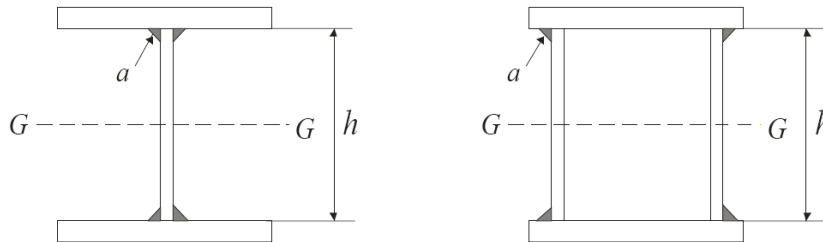


FIGURA 38. UNIÓN DE ALMAS Y ALAS EN VIGAS ARMADAS

Las tensiones que origina el esfuerzo  $F^*$  y las expresiones de agotamiento con EA95 y EC3 son:

$$n = 0; \quad t_n = 0; \quad t_a = \frac{F^* \cdot S}{2 \cdot a \cdot I_G} \Rightarrow \begin{cases} \sigma = \tau_n = 0 \\ \tau_a = t_a = \frac{F^* \cdot S}{2 \cdot a \cdot I_G} \end{cases} \rightarrow \begin{cases} \sigma_{co} = \frac{\sqrt{1,8} \cdot F^* \cdot S}{2 \cdot a \cdot I_G} \leq \sigma_u & (EA95) \\ \frac{\sqrt{3} \cdot F^* \cdot S}{2 \cdot a \cdot I_G} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} & (EC3) \end{cases}$$

siendo:

- $F^*$ : esfuerzo cortante presente en la sección  
 $I_G$ : momento de inercia de la sección completa respecto del eje de flexión pura G-G  
 $S$ : momento estático del ala respecto del eje de flexión pura G-G  
 $a$ : garganta de las soldaduras

Se debe recordar que este tipo de uniones presenta una limitación particular con respecto al espesor de la garganta mínima que se puede utilizar. Dicha garganta mínima ( $a_{\min}=0,4 \cdot e_{\text{alma}}$ ) es consecuencia de suponer que la unión sometida a rasante no se agote antes que el alma de la viga por el esfuerzo cortante.

Dado que el esfuerzo a transmitir por este tipo de uniones no suele ser muy elevado, es habitual que los cordones se encuentren sometidos a tensiones de pequeña magnitud. Por ello y siempre que se cumplan unas limitaciones determinadas se puede optar por utilizar cordones discontinuos, lo que permite un ahorro de material de aportación y una disminución del calor aportado. Las expresiones de agotamiento que se derivan disponiendo cordones discontinuos, según se aplique la EA95 o el EC3 serían:

$$\sigma_{co} = \frac{\sqrt{1,8} \cdot F^* \cdot S}{2 \cdot a \cdot I_G} \cdot \frac{l_w + l_1}{l_w} \leq \sigma_u \quad (EA95); \quad \frac{\sqrt{3} \cdot F^* \cdot S}{2 \cdot a \cdot I_G} \cdot \frac{l_w + l_1}{l_w} \leq \frac{f_u}{\beta_w \cdot \gamma_{Mw}} \quad (EC3)$$

siendo:

$l_w$ : longitud de cada trozo de cordón discontinuo con las limitaciones  $l \geq \begin{cases} 6 \cdot a \\ 30mm \end{cases}$

$l_1$ : separación entre dos cordones consecutivos debiendo cumplirse las limitaciones establecidas con anterioridad para las soldaduras en ángulo discontinuas

Como es obvio hay una serie de situaciones que desaconsejan por diversas razones el empleo de cordones discontinuos, entre las que cabe citar las siguientes:

- \*Las piezas sometidas a acciones variables ya que el número de posibles entallas aumenta notablemente.
- \*Las piezas que deban ser estancas ya que en las zonas sin cordón se rompería dicha estanqueidad.
- \*Piezas que vayan a estar en servicio a bajas temperaturas por la tendencia a un comportamiento frágil.
- \*Piezas que deben ubicarse a la intemperie o en ambientes agresivos ya que habría más puntos de ataque.