

Capítulo 8

DIMENSIONAMIENTO DE VIGAS ARMADAS DE ACERO INOXIDABLE. AGOTAMIENTO POR CORTANTE

8.1.- INTRODUCCIÓN.

En el capítulo anterior se ha llevado a cabo un análisis comparativo entre los resultados experimentales de los ensayos de vigas armadas de acero inoxidable y los resultados derivados de la aplicación del modelo numérico. En este capítulo se comparan los resultados experimentales con los obtenidos mediante la aplicación del método postcrítico simple propuesto por Eurocódigo 3 Parte 1-4 (1996) para evaluar la capacidad a cortante de vigas armadas de acero inoxidable.

También se realiza en este capítulo una adaptación, para el acero inoxidable, del método del campo diagonal de tracciones expuesto en Eurocódigo 3, Parte 1-1 (1993). Esta adaptación sigue la formulación para acero al carbono, pero considerando el límite elástico y la tensión crítica inicial de abolladura del acero inoxidable. Los resultados experimentales se comparan con los resultados obtenidos de la adaptación al método del campo diagonal de tracciones.

Antes de efectuar un análisis comparativo de resultados, es necesario definir el valor de la tensión crítica inicial de abolladura, y estudiar a continuación la evolución del estado tenso-deformacional y la formación de nuevos mecanismos resistentes hasta rotura. Para ello, se analiza el comportamiento de chapas sometidas a cortante y se evalúa la tensión crítica de abolladura incluyendo los efectos de la no linealidad del material. Los valores obtenidos se comparan con los valores de tensión crítica propuestos en la normativa.

Finalmente se presenta una propuesta de formulación para la determinación de la tensión crítica inicial de abolladura en chapas de acero inoxidable, y se presenta una propuesta de adaptación del método del campo diagonal de tracciones ("tension field") para vigas armadas de acero inoxidable

8.2.- TENSION CRÍTICA INICIAL DE ABOLLADURA.

Al estudiar la tensión crítica de abolladura en placas de acero inoxidable, nos enfrentamos al problema que introduce la no linealidad del material. El concepto de tensión crítica ideal de abolladura deja de tener sentido especialmente para niveles elevados de tensiones en los que se supera el límite de proporcionalidad del acero inoxidable.

A continuación se procede al estudio de la tensión crítica inicial de abolladura por cortante en placas de acero inoxidable simplemente apoyadas en los cuatro lados. El estudio se realiza en base a los resultados derivados de la aplicación de un modelo numérico mediante el código Abaqus y de la comparación de dichos resultados con las expresiones propuestas en Eurocódigo 3, Parte 1-4 (1996).

8.2.1.- Abolladura por cortante en placas simplemente apoyadas.

Modelo numérico

Para la realización del estudio numérico se ha utilizado un acero inoxidable S240 (316L), cuyo comportamiento se ha comparado con el de un material lineal y un material bilineal de parecidas características. En la Figura 8-1 se presentan las curvas tensión-deformación para los tres materiales utilizados.

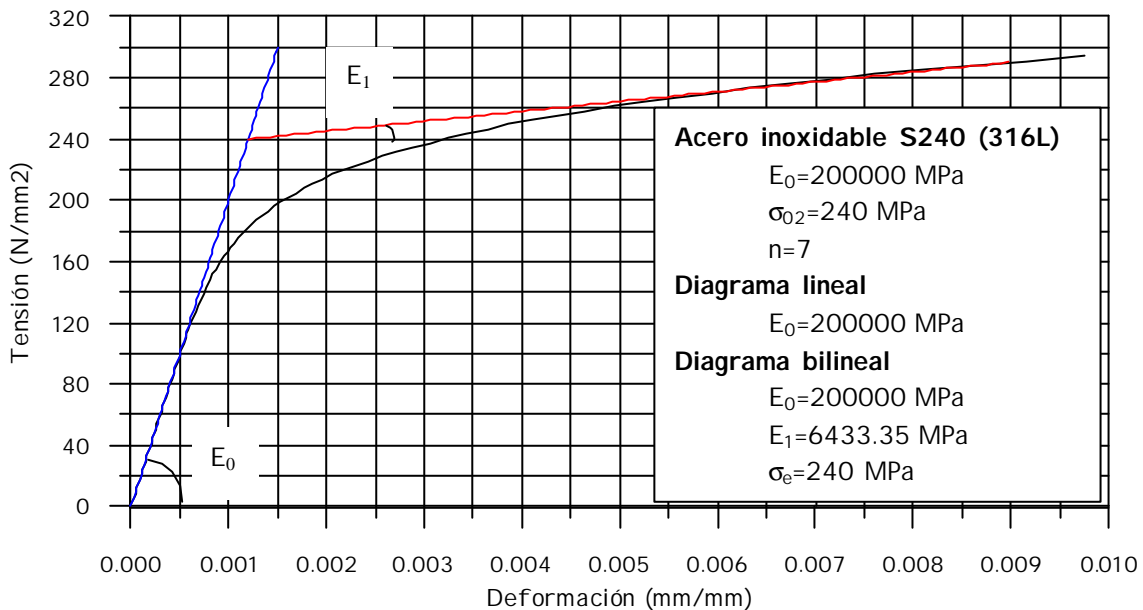


Figura 8-1. Curvas tensión-deformación aceros inoxidable, lineal y bilineal.

Se estudian en primer lugar placas cuadradas de 1000 mm de lado con relaciones $a/d=1$ y distintos espesores entre 2 y 20 mm, de manera que se abarque un amplio rango de esbelteces.

El tamaño de la malla utilizada se determina mediante un análisis de autovalores y de no linealidad geométrica en el caso de material lineal, comparando los valores obtenidos con los derivados de la teoría clásica de abolladura por cortante. A medida que se aumenta la densidad de la malla se reducen los errores hasta que se llega a una solución convergente. En este caso, se ha elegido una malla de 10x10 elementos. La forma de la imperfección

geométrica inicial utilizada para el desarrollo del fenómeno de la abolladura por cortante en el análisis de no linealidad geométrica de las placas estudiadas se obtiene a través de un análisis de autovalores del problema. En cada caso se utiliza un valor mínimo de la deformada inicial que permita desencadenar el fenómeno de la no linealidad geométrica y de inestabilidad.

Análisis de placas

Se analizan las placas con los espesores y esbelteces indicados en la Tabla 8-1.

Tabla 8-1. Esbeltez relativa $\bar{\lambda}_w$ de las placas.

Placa	Espesor (mm)	Esbeltez relativa
placa2	2	4.530
placa4	4	2.265
placa6	6	1.510
placa7	7	1.294
placa8	8	1.132
placa10	10	0.906
placa12	12	0.755
placa14	14	0.647
placa16	16	0.566
placa20	20	0.453

Para cada una de las placas se realiza un estudio detallado del comportamiento tensional, de la evolución de las curvas carga-desplazamiento transversal del nodo central y de las tensiones principales en dicho nodo.

Al igual que en las vigas ensayadas y estudiadas anteriormente, en este caso se distinguen tres comportamientos claramente diferenciados. Para las placas 2 y 4 se produce la abolladura por no linealidad geométrica en el rango elástico, antes de que entre en juego la no linealidad del material. Las placas de espesores entre 6 y 16 mm sufren un cambio de comportamiento en la relación carga-desplazamiento en cuanto entra en juego la no linealidad del material, aunque el punto central del alma se encuentra todavía en estado de corte puro y posteriormente aparece la no linealidad geométrica. Finalmente, la placa 20 plastifica prácticamente en estado de corte puro.

A continuación se presentan las curvas correspondientes a la placa de 4 mm de espesor para el acero inoxidable (diagrama σ - ϵ no lineal), y para un acero adoptando comportamiento lineal y bilineal (Figura 8-2, Figura 8-3). El eje de ordenadas representa la carga uniformemente repartida por unidad de superficie aplicada sobre el lado de la placa entendida como un cortante dividido entre el área de la sección transversal.

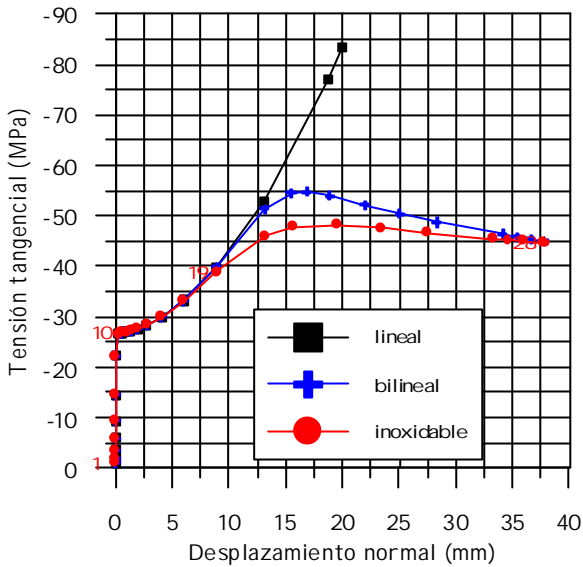


Figura 8-2. Curva carga-desplazamiento del nodo central de la placa4.

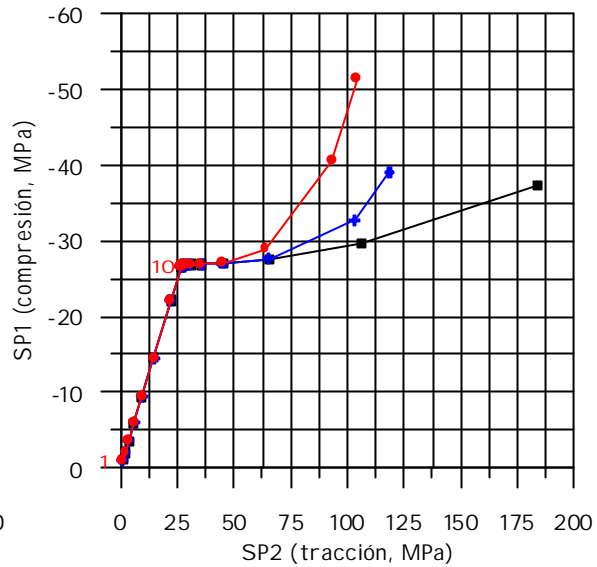


Figura 8-3. Curva de tensiones principales en el nodo central de la placa4.

En las curvas anteriores se observa que en el instante en el que la curva carga-desplazamiento deja de ser lineal (incremento 10), se produce un aumento de las tensiones principales de tracción, y ello ocurre así para los tres tipos de material. Esto indica que ha entrado en juego la no linealidad geométrica antes que los efectos de la no linealidad del material. La no linealidad del material aparece para estados más avanzados de carga (incremento 19). La abolladura, por tanto, se produce en el rango elástico y la carga crítica de abolladura coincide con la carga crítica ideal que proporciona la teoría clásica.

En las Figuras 8-4 y 8-5 se presentan los resultados de la placa de 8 mm de espesor, cuyo comportamiento corresponde al de aquellos casos en los que aparece la no linealidad del material en estado de corte puro.

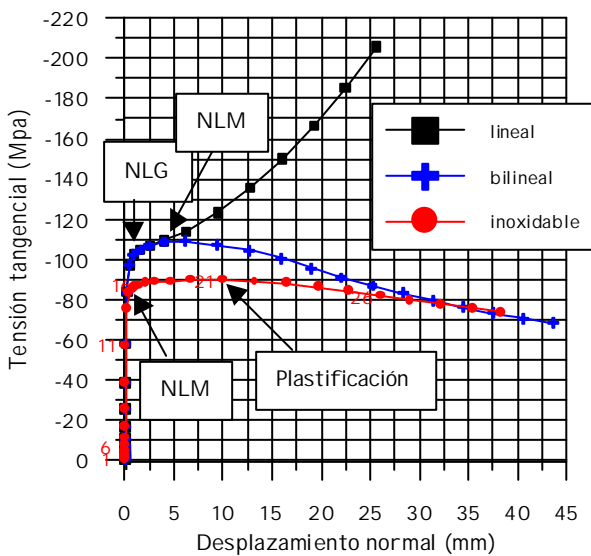


Figura 8-4. Curva carga-desplazamiento del nodo central de la placa8.

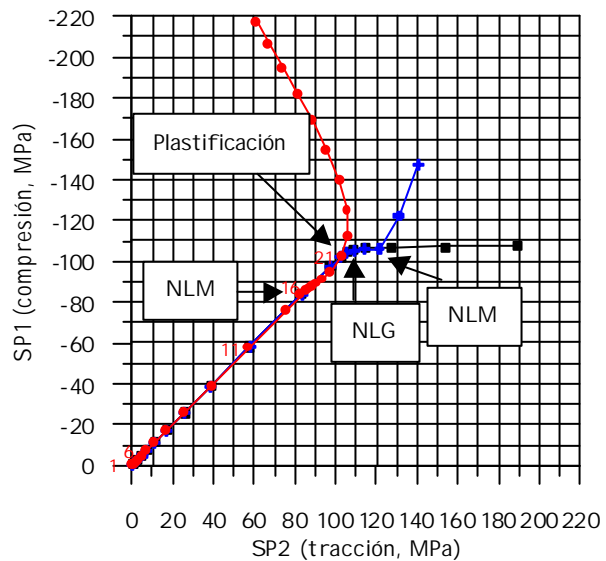


Figura 8-5. Curva de tensiones principales en el nodo central de la placa8.

En este caso, en el que la placa es menos esbelta, se aprecia un cambio significativo en la curvatura de la gráfica carga-desplazamiento el comportamiento del acero inoxidable deja de ser lineal antes que el comportamiento de los aceros lineal y bilineal. Esto es debido a que ha entrado en juego la no linealidad del acero inoxidable. En ese mismo instante, la relación entre las tensiones principales en el punto central de la placa (ver Figura 8-5) sigue siendo la misma que en un estado de corte puro, aunque un análisis profundo del modelo permite apreciar la formación de un campo diagonal de tensiones en la placa. En las curvas de las gráficas carga-desplazamiento y de tensiones principales correspondientes a los diagramas lineal y bilineal del material, se observa claramente como entra en juego primero la no linealidad geométrica y luego la no linealidad del material.

En la Figura 8-5 se observa además que, en el acero inoxidable, para un determinado nivel de tensiones (incremento 22 del análisis), aumentan las compresiones frente a las tracciones. Este comportamiento, contrario a lo esperado, se debe a la plastificación de varios puntos de la placa. Se verá más adelante que para que se desarrolle un mecanismo resistente basado en el campo de tracciones es necesario que existan alas y rigidizadores que permitan el anclaje de las tracciones.

De modo que, en este caso, el estado de corte puro en la placa desaparece en cuanto la relación carga-desplazamiento del nodo central deja de ser lineal. Dicho instante coincide con la entrada en juego de la no linealidad del material.

Un análisis similar para todas las placas estudiadas ha permitido determinar los valores de las tensiones críticas iniciales de abolladura, los cuales se presentan en la Tabla 8-2.

Tabla 8-2. Tensión crítica inicial de abolladura de las placas estudiadas.

Placa	Espesor (mm)	Esbeltez relativa	Tensión crítica (MPa)
placa2	2	4.530	6.56
placa4	4	2.265	26.6
placa6	6	1.510	57.9
placa7	7	1.294	73.5
placa8	8	1.132	86.1
placa10	10	0.906	102.0
placa12	12	0.755	111.5
placa14	14	0.647	123.0
placa16	16	0.566	132.5
placa20	20	0.453	149.3

8.2.2.- Tensión crítica inicial de abolladura.

En este apartado se presenta una propuesta para determinar analíticamente la tensión crítica inicial de abolladura de placas de acero inoxidable. Para ello, en primer lugar se comparan los resultados obtenidos del análisis de las placas con las formulaciones existentes en distintas referencias (normas y estudios de investigación).

Según Eurocódigo 3, Parte 1-4 (1996), la tensión crítica inicial de abolladura τ_{bb} se determina según las expresiones de la Tabla 8-3, que son función de la esbeltez relativa de la placa.

Tabla 8-3. Tensión crítica inicial de abolladura t_{bb} (Eurocódigo 3, Parte 1-4 (1996)).

Esbeltez relativa	t_{bb}
$\bar{\lambda}_w \leq 0.2$	$(f_y / \sqrt{3})$
$0.2 < \bar{\lambda}_w \leq 0.75$	$[1 - 0.63(\bar{\lambda}_w - 0.2)](f_y / \sqrt{3})$
$0.75 < \bar{\lambda}_w \leq 2.2$	$\left[\frac{3.6 - \bar{\lambda}_w}{3.2 + 1.6\bar{\lambda}_w} \right] (f_y / \sqrt{3})$
$\bar{\lambda}_w > 2.2$	$(1/\bar{\lambda}_w^2)(f_y / \sqrt{3})$

La norma americana ANSI/ASCE-8-90 (1991) utiliza un factor de reducción plástica η que multiplica a la tensión crítica ideal, de manera que se tienen en cuenta los efectos de pérdida de capacidad resistente por no linealidad del material. Para la determinación de la carga crítica de abolladura por cortante, el factor de reducción plástica que utiliza dicha norma es $\eta = G_s/G_0$ (factor de reducción plástica de Gerard), que es la relación entre el módulo de deformación transversal secante y el módulo de deformación transversal inicial.

Estudios relativos al comportamiento a cortante en vigas conformadas en frío de acero inoxidable (Carvalho, et al. 1992) proponen el mismo factor de reducción plástica η , frente a otros factores de reducción plástica basados en el módulo tangente ($\eta = (E_t/E_0)^{1/2}$, factor de Stowell).

La utilización de factores de reducción plástica basados en los módulos secante o tangente del material requiere el uso de un método de cálculo iterativo, ya que el valor de dichos módulos varía con el nivel de tensiones. Es por ello que en algunas de las recomendaciones que aparecen en normas y guías de diseño, se han presentado curvas de dimensionamiento efectivas basadas en la aproximación con el factor de reducción plástica, mediante expresiones simplificadas que permiten determinar la tensión crítica inicial de abolladura sin necesidad de iterar.

La Figura 8-6 muestra los resultados obtenidos en el análisis de placas del apartado anterior y la evolución de la tensión crítica inicial de abolladura de acuerdo con Eurocódigo 3, Parte 1-4 (1996), y de acuerdo con la teoría clásica. También se presentan las curvas tensión crítica de abolladura-esbeltez relativa obtenidas considerando diferentes factores de reducción plástica en función del módulo de deformación transversal secante y tangente. En el eje de ordenadas se presentan los valores de la tensión crítica inicial de abolladura en función de la tensión tangencial correspondiente al límite elástico del material, de manera que el resultado sea adimensional.

De dicha figura se deduce que el factor de reducción plástica que mejor aproxima los resultados de cargas críticas de abolladura en placas de acero inoxidable apoyadas en los cuatro lados es $\eta = (G_t/G_0)^{1/2}$. La utilización de un factor de reducción plástica basado en el módulo de deformación transversal secante parece algo insegura.

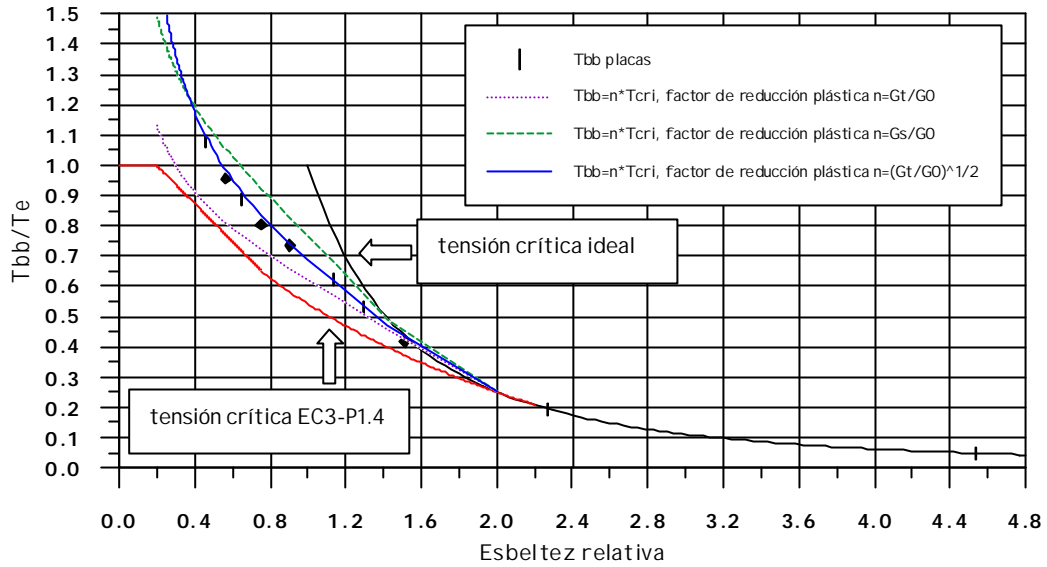


Figura 8-6. Tensión crítica inicial de abolladura. Factor de reducción plástica.

Por otro lado, parece que la expresión propuesta en la normativa europea (tensión crítica EC3-P1.4) se obtiene a partir de la aproximación de la curva obtenida mediante la utilización de un factor $\eta=G_t/G_0$.

Antes de aceptar como buena la aproximación proporcionada por el factor de reducción plástica $\eta=(G_t/G_0)^{1/2}$, se ha evaluado la influencia de los distintos tipos de acero inoxidable comúnmente utilizados y la influencia de la relación a/d de la placa.

En la Figura 8-7 se presentan las curvas obtenidas para los aceros S220, S240 y S480, y los resultados de cargas críticas de abolladura de las placas estudiadas anteriormente con relaciones $a/d=1$ y $a/d=2$

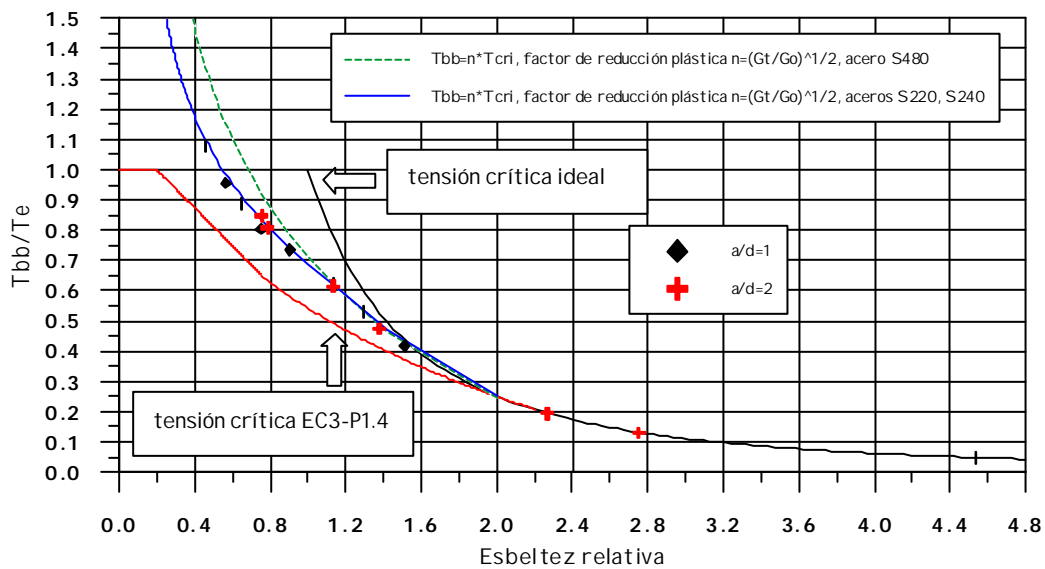


Figura 8-7. Tensión crítica inicial de abolladura. Tipos de acero y relaciones a/d .

En la gráfica anterior se observa que la aproximación con el factor de reducción plástica no depende de la relación a/d pero sí que depende del tipo de acero. En realidad, no existen diferencias apreciables entre los aceros S220 y S240; no obstante, la curva correspondiente al acero S480 queda por encima de las demás. Esta diferencia es debida al grado de no linealidad del diagrama tensión-deformación de cada acero inoxidable. El acero inoxidable S480 tiene un grado de no linealidad menor que los otros dos aceros (ver figura 5-15), de manera que las reducciones en la tensión crítica inicial de abolladura producidas por efecto de la no linealidad del material (factor de reducción plástica) serán, en este acero, de menor importancia.

A la vista de los resultados anteriores, se propone definir una única expresión de la tensión crítica inicial de abolladura en placas de acero inoxidable apoyadas en los cuatro lados, que aproxime la curva derivada de la utilización del factor de reducción plástica $\eta=(G_t/G_0)^{1/2}$ correspondiente a los aceros S220 con mayor grado de no linealidad. La tensión crítica inicial de abolladura τ_{bb} se determinará según las expresiones de la Tabla 8-4.

Tabla 8-4. Formulación propuesta para la determinación de la tensión crítica inicial de abolladura τ_{bb} .

Esbeltez relativa	τ_{bb}
$\bar{\lambda}_w \leq 0.4$	$(f_y/\sqrt{3})$
$0.4 < \bar{\lambda}_w \leq 0.9$	$[1 - 0.7(\bar{\lambda}_w - 0.4)](f_y/\sqrt{3})$
$0.9 < \bar{\lambda}_w \leq 2.2$	$\left[\frac{3.9 - \bar{\lambda}_w}{2.1 + 2.8\bar{\lambda}_w} \right] (f_y/\sqrt{3})$
$\bar{\lambda}_w > 2.2$	$(1/\bar{\lambda}_w^2)(f_y/\sqrt{3})$

La representación gráfica de las expresiones de la tabla anterior se presenta en la Figura 8-8.

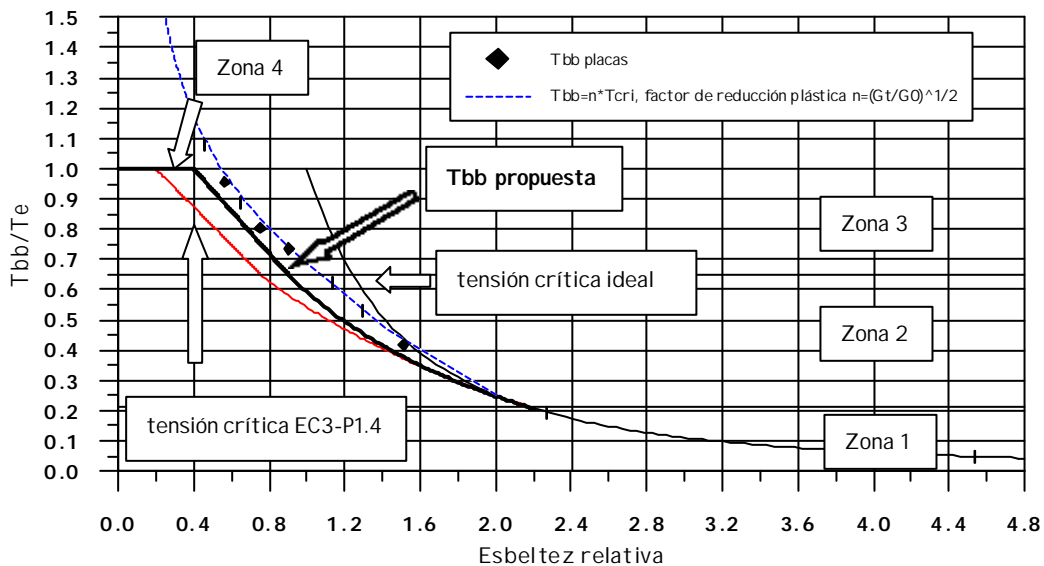


Figura 8-8. Formulación propuesta para la determinación de la tensión crítica inicial de abolladura τ_{bb} .

En la Figura 8-8 se observa que la gráfica puede dividirse en cuatro zonas claramente diferenciadas en función de la relación entre la tensión crítica inicial de abolladura y la tensión tangencial correspondiente al límite elástico del material. En la Figura 8-9, que se presenta a continuación, se diferencian las mismas cuatro zonas en el diagrama σ - ϵ de un acero inoxidable S220.

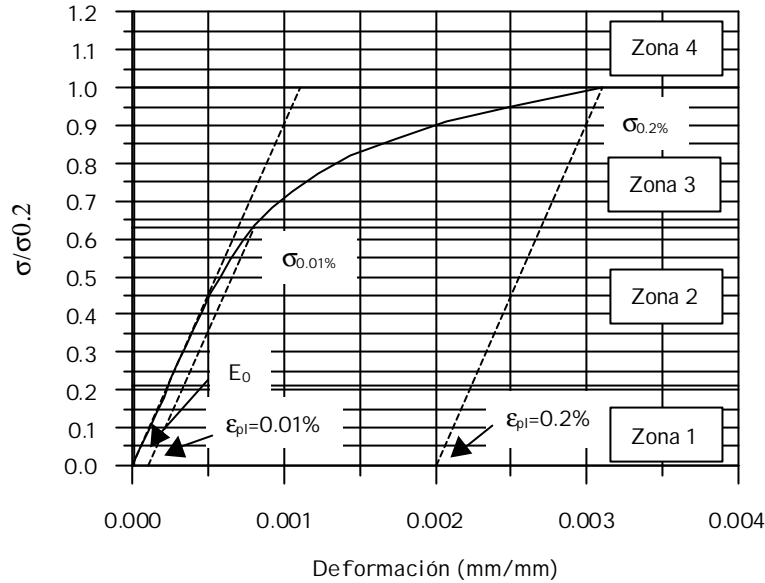


Figura 8-9. Diagrama σ - ϵ del acero inoxidable S220.

Estas divisiones, que coinciden también con los rangos de la esbeltez relativa utilizados para la definición de la tensión crítica inicial en la Tabla 8-4, responden a los siguientes criterios:

Zona 1: ($T_{bb} < 0.21T_e$, ó $\bar{I}_w > 2.2$)

Zona en la que la tensión crítica inicial de abolladura se encuentra muy por debajo de la tensión tangencial correspondiente al límite elástico del material, de modo que se sitúa en una zona de comportamiento tenso-deformacional claramente lineal y por tanto no influye la no linealidad del material. En esta zona, la tensión crítica inicial de abolladura coincide con la tensión crítica ideal de abolladura de teoría clásica.

Zona 2: ($0.21T_e < T_{bb} < 0.65T_e$, ó $0.9 < \bar{I}_w < 2.2$)

Zona en la que la tensión crítica inicial de abolladura se ve ligeramente afectada por la no linealidad del material, pero se encuentra por debajo del límite de proporcionalidad.

El límite de proporcionalidad se define convencionalmente como la tensión cuya deformación plástica remanente es del 0.01%. Dicho valor de la tensión $\sigma_{0.01\%}$ es el que se utiliza para el cálculo del coeficiente n de no linealidad en la expresión de Ramberg-Osgood (eq. [8-1]), de manera que:

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E_0} + 0.002 \left(\frac{\sigma}{\sigma_{0.2}} \right)^n \quad [8-1]$$

en donde ε es la deformación, σ la tensión, E_0 el módulo de elasticidad inicial, $\sigma_{0.2}$ el límite elástico y n una constante que tiene en cuenta el grado de no linealidad del acero.

El valor de n depende de la relación entre el límite de proporcionalidad y el límite elástico, siendo:

$$n = \frac{\log\left(\frac{0.0001}{0.002}\right)}{\log\left(\frac{\sigma_{0.01}}{\sigma_{0.2}}\right)} \quad [8-2]$$

Para los valores de n definidos en Eurocódigo 3, Parte 1-4, para cada tipo de acero inoxidable, se cumple que la relación entre el límite elástico y el límite de proporcionalidad es:

$$\frac{\sigma_{0.01}}{\sigma_{0.2}} = (0.05)^{1/n} \approx 0.65 \quad [8-3]$$

El límite superior $T_{bb}=0.65T_e$ lo define, por tanto, el límite de proporcionalidad. El límite inferior $T_{bb}=0.21T_e$ queda fijado al imponer que la tensión crítica inicial de abolladura definida en esta zona 2 sea tangente a la tensión crítica inicial de abolladura definida en la zona 1.

Zona 3: ($0.65T_e < T_{bb}$, ó $0.4 < \bar{I}_w < 0.9$)

Zona en la que la tensión crítica inicial de abolladura se encuentra por encima del límite de proporcionalidad del material y por debajo del límite elástico. En este caso, la tensión crítica inicial de abolladura está claramente afectada por la no linealidad del material.

La expresión de la tensión crítica inicial de abolladura en esta zona responde a una recta con una pendiente similar a la de la curva derivada de la utilización del factor de reducción plástica $\eta=(G_T/G_0)^{1/2}$. Esta recta corta a la recta $T_{bb}/T_e=1$ para un valor de la esbeltez relativa $\bar{I}_w=0.4$.

Las zonas 2 y 3 corresponden a aquellas placas en las que entra en juego la no linealidad del material antes que la no linealidad geométrica.

Zona 4: ($\bar{I}_w < 0.4$)

Zona correspondiente a chapas con una esbeltez relativa muy pequeña y para las cuales no tiene interés determinar el valor de la tensión crítica de abolladura.

8.2.3.- Influencia de las alas.

En el estudio de la placa aislada apoyada en los cuatro bordes, se ha constatado que la no linealidad del material entra en juego en el comportamiento de la placa bajo solicitaciones de

corte puro, pero no se ha podido desarrollar otro mecanismo resistente por falta de elementos de anclaje de las tensiones una vez producida la abolladura.

Para estudiar dicho comportamiento y asimilar los resultados a los obtenidos de los ensayos de las vigas, se ha procedido al estudio del efecto de las alas y los rigidizadores en el comportamiento de la placa.

Se han analizado las placas estudiadas anteriormente con alas y rigidizadores de distintos espesores a modo de elementos de anclaje. La unión entre la placa y los elementos de anclaje es de apoyo simple para poder comparar los resultados con los de la placa simplemente apoyada en los cuatro lados con las mismas condiciones de contorno.

En la Figura 8-10 se presentan las curvas carga-desplazamiento del nodo central y en la Figura 8-11 se presentan las relaciones de tensiones principales en ese mismo punto de la placa de 4 mm de espesor, para distintos espesores de alas. Los resultados obtenidos se comparan con los resultados de la placa asilada.

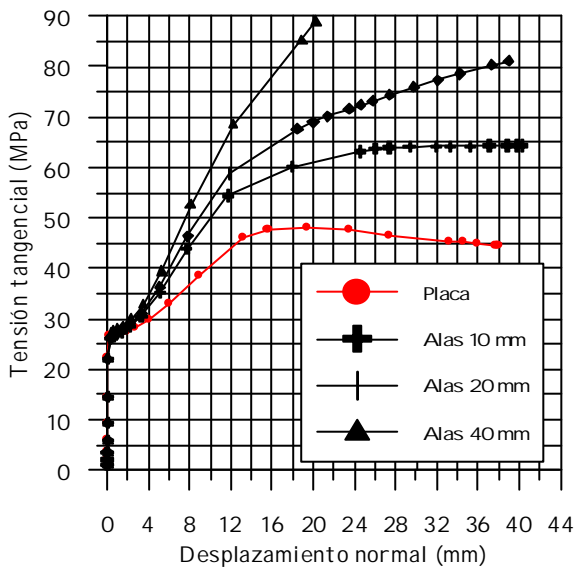


Figura 8-10. Curva carga-desplazamiento del nodo central de la placa4.

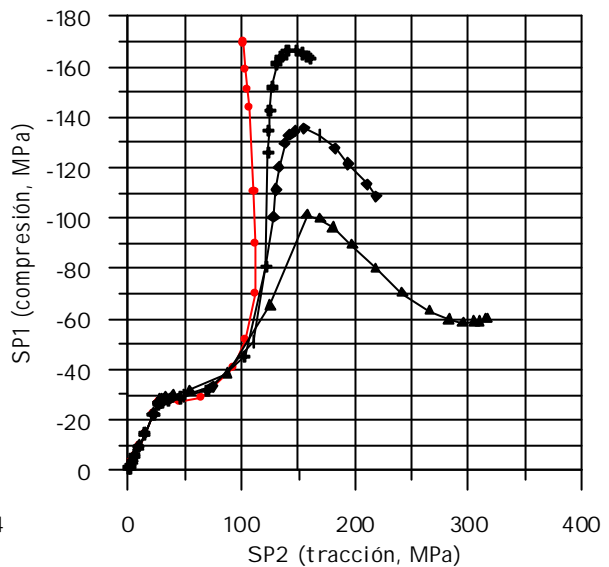


Figura 8-11. Curva de tensiones principales en el nodo central de la placa4.

En las Figura 8-12 y 8-13 se presentan las mismas curvas, pero ahora correspondientes a la placa de 12 mm de espesor.

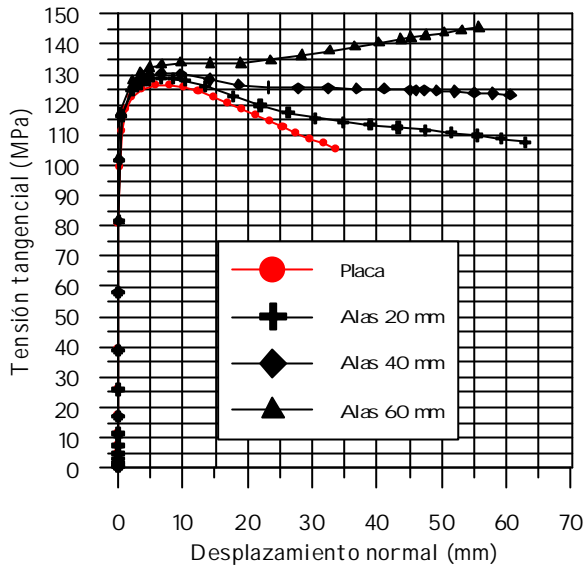


Figura 8-12. Curva carga-desplazamiento del nodo central de la placa12.

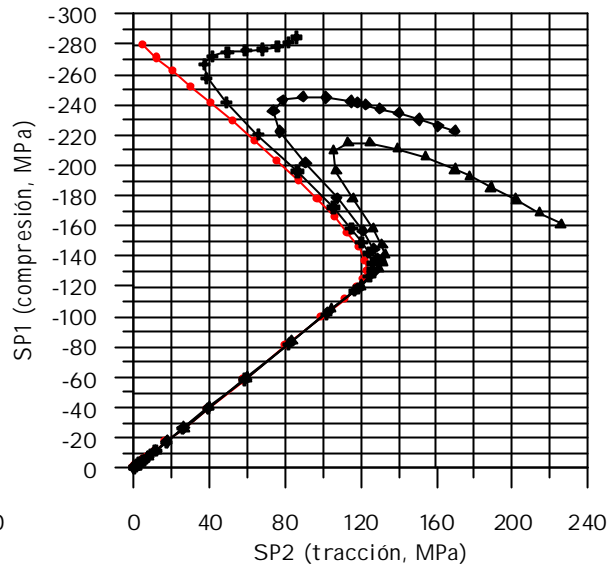


Figura 8-13. Curva de tensiones principales en el nodo central de la placa12.

Tanto en la placa de 4 mm como en la de 12 mm se observa el efecto que producen las alas y los rigidizadores en el comportamiento de la misma. La abolladura se produce para el mismo nivel de carga independientemente de la existencia de los elementos de anclaje, pero a partir de dicho instante se desarrolla un nuevo mecanismo resistente basado en la formación de un campo diagonal de tracciones que se ancla en el contorno de la placa. La formación de este nuevo mecanismo resistente permite aumentar la capacidad de carga de la placa, tal y como se refleja en las curvas carga-desplazamiento del nodo central. Las curvas que relacionan las tensiones principales en el centro de la placa nos muestran un comportamiento muy similar al de las vigas ensayadas en las que aparece la no linealidad del material y un posterior aumento de las tensiones de tracción debido a la formación del mecanismo resistente.

La evolución de las tensiones, una vez desencadenada la abolladura del alma de una viga armada, depende por tanto de muchos factores que deben estudiarse detenidamente. Uno de los factores más importantes será el grado de empotramiento del alma en alas y rigidizadores, que dependerá de las dimensiones relativas entre todos los elementos.

Las expresiones de tensión crítica inicial de abolladura para chapas de acero inoxidable τ_{bb} de Eurocódigo 3, Parte 1-4 (1996) (Tabla 8-3) y las propuestas en este trabajo (Tabla 8-4) corresponden a chapas simplemente apoyadas en los cuatro lados. Por consiguiente, para poder comparar los valores de las cargas críticas de abolladura de los ensayos con los derivados de la teoría clásica o con los obtenidos a partir de las Tablas 8-3 y 8-4, se debe tener en cuenta que la placa de alma de una viga armada no está simplemente apoyada sino que las alas y los rigidizadores ofrecen cierto grado de empotramiento y por tanto aumentará su capacidad resistente frente a fenómenos de inestabilidad.

En la Figura 8-14 se presentan los valores de tensión crítica inicial de abolladura para las vigas armadas de acero inoxidable estudiadas en los capítulos 6 y 7. En dicha figura se observa el efecto del empotramiento del alma de las vigas, que es más importante cuanto más esbelta es la placa.

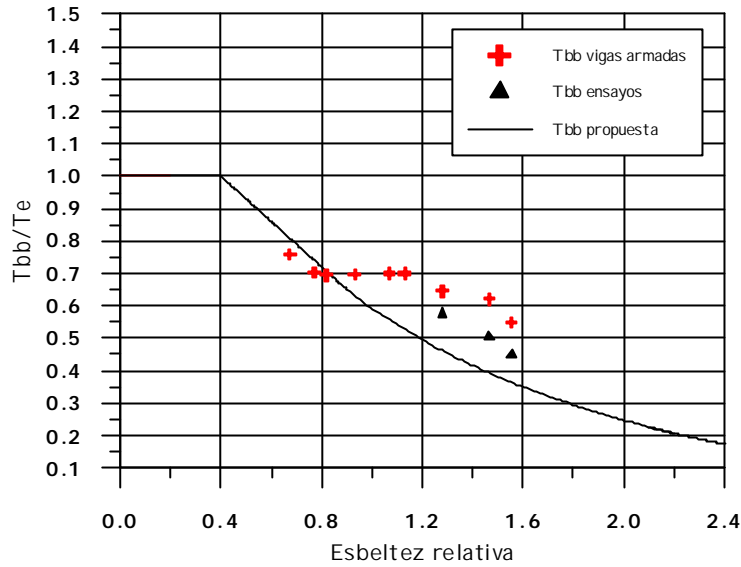


Figura 8-14. Tensión crítica inicial de abolladura t_{bb} en las vigas armadas estudiadas.

8.3.- CORTANTE ÚLTIMO.

8.3.1.- Introducción.

Una vez analizado el comportamiento de las vigas ensayadas y estudiadas las cargas críticas iniciales de abolladura, se comparan los resultados de cortante último obtenidos en la campaña experimental y con el modelo numérico con los determinados según distintos métodos de cálculo propuestos en las normativas o recomendados por distintos autores.

Además se presenta una adaptación del método del campo diagonal de tracciones de acero al carbono para vigas armadas de acero inoxidable sometidas a cortante, resultando ser el método que mejor aproxima los resultados experimentales y numéricos.

8.3.2.- Métodos de determinación del cortante último.

En este apartado se presentan, a modo de resumen, las formulaciones correspondientes a cada uno de los métodos analíticos utilizados para comparar los resultados experimentales y numéricos.

Eurocódigo 3, Parte 1-4. Método postcrítico simple

En primer lugar se determinan las cargas últimas según las expresiones de diseño de Eurocódigo 3, Parte 1-4 (1996) para la determinación de la capacidad última a cortante de vigas armadas de acero inoxidable, con o sin rigidizadores transversales. Estas expresiones de diseño se plantean en la misma línea que las del método postcrítico simple de Eurocódigo 3, Parte 1-1 (1993).

El cortante último se calcula como

$$V_u = d_w t_w \tau_{bv} \quad [8-4]$$

en donde d_w es la altura del alma de la viga armada, t_w el espesor del alma y τ_{bv} la tensión tangencial última que se determina a partir de las expresiones de la Tabla 8-5.

La ecuación [8-5] permite obtener la esbeltez relativa de la placa.

$$\bar{\lambda}_w = \frac{0.8d_w}{t_w} \sqrt{\frac{f_y}{k_T E}} \quad [8-5]$$

Tabla 8-5. Tensión tangencial última τ_{bv} .

Esbeltez relativa	τ_{bv}
$\bar{\lambda}_w \leq 0.2$	$(f_y / \sqrt{3})$
$0.2 < \bar{\lambda}_w \leq 0.6$	$[1 - 0.63(\bar{\lambda}_w - 0.2)](f_y / \sqrt{3})$
$\bar{\lambda}_w > 0.6$	$\left[\frac{27 - \bar{\lambda}_w}{24 + 19\bar{\lambda}_w} \right] (f_y / \sqrt{3})$

Campo diagonal de tracciones

En segundo lugar, se determinan las cargas últimas derivadas de la aplicación del método del campo diagonal de tracciones propuesto en Eurocódigo 3, Parte 1-1 (1993) para acero al carbono, adaptado al acero inoxidable. El método del campo diagonal de tracciones se basa en el método de Cardiff y proporciona resultados más reales que el método postcrítico simple; sin embargo, solamente es aplicable a vigas con rigidizadores transversales intermedios y cuya relación de aspecto se encuentre comprendida entre 1 y 3.

La adaptación al acero inoxidable se basa principalmente en utilizar las mismas expresiones de diseño que las propuestas para acero al carbono (Eurocódigo 3, Parte 1-1) pero considerando las características mecánicas y las cargas críticas iniciales de abolladura del acero inoxidable. Los resultados derivados de la utilización de las cargas críticas de abolladura propuestas por la normativa actual (Tabla 8-3) y los derivados de la formulación propuesta anteriormente (Tabla 8-4) difieren entre sí.

De acuerdo con este método, el cortante último se calcula como,

$$V_u = [(d_w t_w \tau_{bb}) + 0.9(gt_w \sigma_{bb} \text{ sen } \phi)] \quad [8-6]$$

$$\sigma_{bb} = [f_{yw}^2 - 3\tau_{bb}^2 + \psi^2]^{1/2} - \psi \quad [8-7]$$

$$\psi = 1.5\tau_{bb} \text{ sen } 2\phi \quad [8-8]$$

en donde ϕ es la inclinación del campo diagonal de tracciones, g es la anchura del campo diagonal de tracciones y τ_{bb} es la tensión crítica inicial de abolladura (Tabla 8-3 ó Tabla 8-4).

Método rotacional

Finalmente, se comparan los resultados con los obtenidos de la aplicación de una adaptación al método rotacional de tensiones, presentado en Eurocódigo 3, Parte 1-5 (1997), para vigas armadas de acero inoxidable.

Dicha adaptación se presenta en el Proyecto Europeo de Investigación "Development of the Use of Stainless Steel in Construction", Contract 7210-SA/842 (ECSC, 2000) dentro del trabajo realizado en la Universidad de Lulea enfocado hacia la obtención de la capacidad última de vigas armadas considerando los efectos de la abolladura por cortante.

En este método, el cortante último se calcula teniendo en cuenta la contribución de las alas y del alma de la viga por separado.

$$V_u = (\chi_w + \chi_f) f_{yw} h_w t_w / \sqrt{3} \tag{8-9}$$

La contribución del alma puede evaluarse a través del coeficiente χ_w , que se representa en la Tabla 8-6.

Tabla 8-6. Contribución del alma a la resistencia por cortante C_w .

Esbeltez relativa	C_w
$\bar{\lambda}_w \leq 0.47$	η
$0.47 < \bar{\lambda}_w$	$0.09 + \frac{0.67}{\bar{\lambda}_w} - \frac{0.07}{\bar{\lambda}_w^2}$
$\eta = 1.2 \gamma_{M1} / \gamma_{M0}$	

La contribución de las alas se determina mediante las siguientes expresiones

$$\chi_f = \frac{b_f t_f f_{yf} \sqrt{3}}{c t_w h_w f_{yw}} \left[1 - \left[\frac{M_{Sd}}{M_{fRd}} \right] \right] \tag{8-10}$$

$$c = \left[0.25 + \frac{1.6 b_f t_f^2 f_{yf}}{t_w h_w^2 f_{yw}} \right] a \tag{8-11}$$

en donde b_f es el ancho de ala, t_f el espesor de ala, h_w la altura del alma, t_w el espesor del alma y a es la separación entre rigidizadores.

8.3.3.- Comparación de resultados.

A continuación se presenta una tabla con los resultados de cargas últimas obtenidos mediante la aplicación de los métodos de cálculo presentados en el apartado anterior y mediante la aplicación del modelo numérico. Asimismo también se presentan los resultados de las cargas últimas en aquellos casos en los que, por las propias prestaciones del equipo de ensayo, se llegó a la capacidad última de la viga.

Los resultados del método postcrítico simple de Eurocódigo 3, Parte 1-4 están en la columna "EC3.1-4 Postcrítico", las columnas CDT1 y CDT2 hacen referencia a los resultados obtenidos al aplicar el método del campo diagonal de tracciones adaptado al acero inoxidable. En el caso CDT1 se utiliza la carga crítica inicial de Eurocódigo 3, Parte 1-4 y en el caso CDT2 se utilizan las expresiones de carga crítica inicial propuestas en este trabajo. Los resultados del método rotacional se encuentran en la columna "MR".

En la tabla se presentan también los valores del cortante plástico ($d_w t_w T_e$) para cada una de las vigas, ya que se utilizan más adelante para representar los resultados de forma adimensional en las gráficas.

Tabla 8-7. Cortante último (kN) en las vigas estudiadas.

Viga	Esbeltez relativa	$d_w t_w T_e$	EC3.1-4 Postcrítico	CDT1	CDT2	MR	Modelo numérico	Ensayos
ad2w4	1.553	348.1	165.6	239.4	240.4	212.4	255.3	242.9
ad15w4	1.465	348.1	171.4	271.2	273.1	236.7	293.0	284.4
ad1w4	1.279	348.1	185.3	320.4	324.3	288.7	363.6	352.5
ad2w6	1.131	560.1	318.6	411.6	426.4	394.4	466.6	0
ad15w6	1.068	560.1	328	450.6	467.2	429.1	483.5	0
ad1w6	0.932	560.1	350.1	512.4	533.4	507.3	530.9	0
ad2w8	0.817	746.6	494.6	599.7	652.5	638.5	713.5	0
ad15w8	0.771	746.6	506.7	639.8	693.3	684.1	755.7	0
ad1w8	0.673	746.6	534.3	712.0	755.8	789.0	803.6	0
ad05w4	1.553	696.1	331.1	487.0	489.2	474.0	527.3	476.3
ad05w6	1.131	1120.3	636.9	835.0	863.8	837.7	885.0	0
ad05w8	0.817	1493.2	989.2	1352.9	1439.5	1476.9	1072.5	0

Para poder comparar los resultados de manera sencilla, éstos se presentan en forma gráfica. La Figura 8-15 muestra los resultados de carga última a cortante correspondientes a las vigas con relaciones de aspecto $a/d=1$, $a/d=1.5$ y $a/d=2$. Los resultados que se presentan son los obtenidos experimentalmente y los que han sido obtenidos con el modelo numérico, con la aplicación de la adaptación del campo diagonal de tracciones y mediante la aplicación del método postcrítico simple de Eurocódigo 3, Parte 1-4 (1996) en vigas de acero inoxidable.

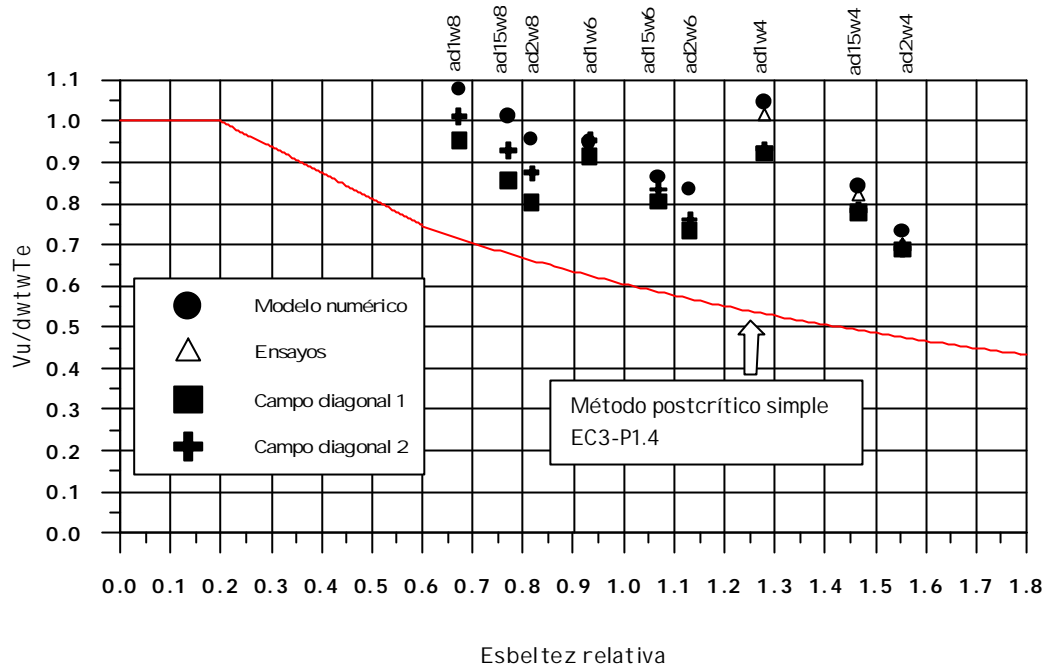


Figura 8-15. Representación gráfica del cortante último, Modelo numérico, Ensayos, CDT1, CDT2, EC3-P1.4.

En la figura se observa que el modelo numérico aproxima muy bien los resultados experimentales en los ensayos en los que se alcanzó la carga última, de modo que se utilizarán los resultados del modelo numérico como base para compararlos con los resultados derivados de la aplicación de los diferentes métodos de dimensionamiento estudiados en este capítulo.

Los resultados obtenidos al aplicar el método del campo diagonal de tracciones adaptado al acero inoxidable con la expresión de la carga crítica inicial de abolladura que propone Eurocódigo 3, Parte 1-4 (Campo diagonal 1) y con las expresiones de carga crítica inicial propuestas en este trabajo (Campo diagonal 2), son tanto más parecidos cuanto mayor es la esbeltez del alma de la viga. Ello es así porque la diferencia entre la carga crítica inicial de abolladura de Eurocódigo 3, Parte 1-4 y la propuesta en este trabajo disminuye al aumentar la esbeltez. El método que mejor aproxima los resultados numéricos y experimentales es el que se basa en las expresiones de tensión crítica inicial de abolladura propuestos anteriormente (Campo diagonal 2).

En la Figura 8-16 se presentan los resultados correspondientes al modelo numérico, al campo diagonal de tracciones CDT2 y a los resultados derivados de la aplicación del método rotacional, para $a/d=1$, $a/d=1.5$ y $a/d=2$.

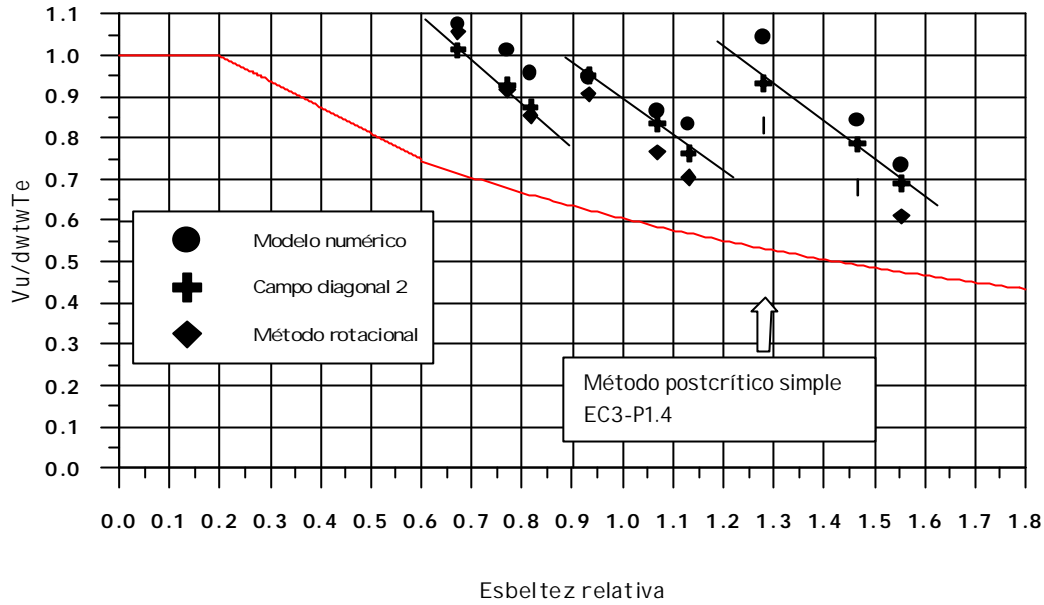


Figura 8-16. Representación gráfica del cortante último, $a/d=1, 1.5$ y 2 , Modelo numérico, CDT2, EC3-P1.4, Método rotacional.

En las dos figuras previas en las que se representa gráficamente el cortante último (Figuras 8-15, 8-16) se observa que la curva propuesta por Eurocódigo 3, Parte 1-4 (1996) para el dimensionamiento de vigas de acero inoxidable sometidas a cortante, basada en el método postcrítico simple, es muy conservadora. Tal y como se ha comentado en el Capítulo 2, tanto en acero al carbono como en acero inoxidable, el método postcrítico simple resulta más conservador que el método del campo diagonal de tracciones y el método rotacional porque no tiene en cuenta la contribución de las alas en la resistencia última de las vigas armadas sometidas a cortante.

El método rotacional proporciona valores del cortante último inferiores a los derivados de la aplicación del campo diagonal de tracciones propuesto en este trabajo. Las diferencias entre ambos métodos disminuyen a medida que disminuye la esbeltez de las piezas. En cualquier caso, la evolución de las tensiones una vez formada la banda diagonal juega un papel importante en la determinación de la capacidad última de la viga.

Para todos los métodos presentados, se observa la existencia de una cierta relación lineal entre la resistencia última a cortante y la esbeltez relativa para almas de vigas con el mismo espesor y diferentes relaciones de aspecto a/d (ver Figura 8-16).

En la Figura 8-17 se presentan los mismos resultados presentados en la figura anterior, pero para las vigas con relación de aspecto $a/d=0.5$.

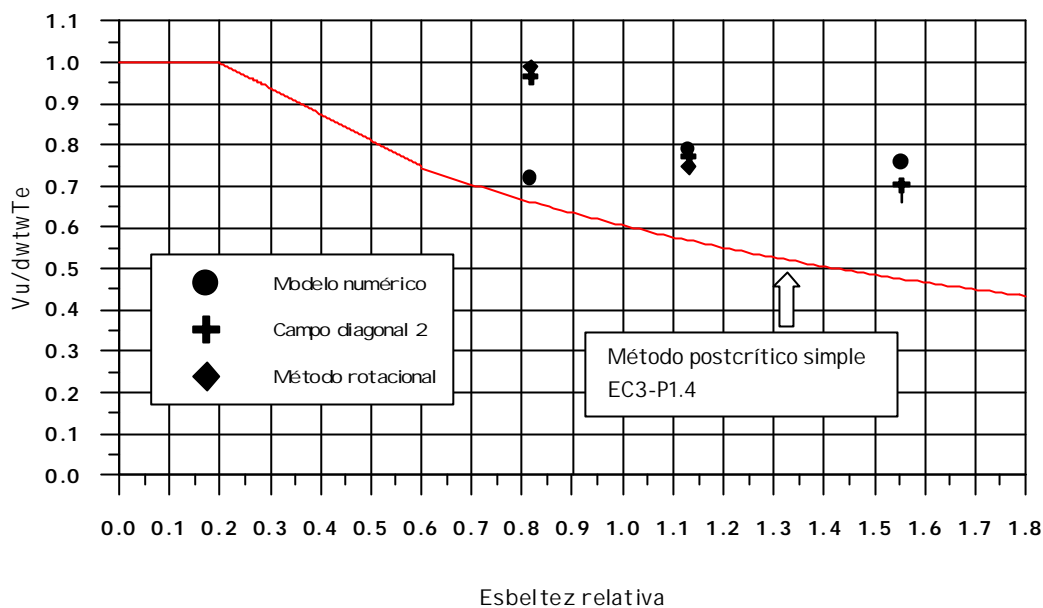


Figura 8-17. Representación gráfica del cortante último, $a/d=0.5$, Modelo numérico, CDT2, EC3-P1.4, Método rotacional.

Tal y como se ha comentado anteriormente, la aplicación del método del campo diagonal de tracciones está limitada a almas de vigas armadas con relaciones de aspecto a/d entre 1 y 3. Para relaciones a/d mayores que 3 resulta difícil asegurar la formación del campo diagonal y para relaciones menores que uno el comportamiento del alma no cumple las hipótesis del método. Así, por ejemplo, en las vigas con relaciones de aspecto $a/d=0.5$ la evolución de las tensiones en el alma durante el proceso de carga es cualitativamente distinta a la evolución de las tensiones en los demás casos. En estas vigas existe una componente vertical de tensión, desde ya bajos niveles de carga, que desvirtúa el problema y no permite descomponer el comportamiento mediante un estado de corte puro acompañado de la posterior formación de un campo diagonal de tensiones. El mismo efecto influye en las hipótesis del método rotacional.

En la figura anterior se observa que para la viga $ad05w8$ ($\bar{I}_w=0.817$), el modelo numérico predice cargas últimas mucho menores que las que predicen el método del campo diagonal de tracciones y el método rotacional; sin embargo, para las vigas con almas de 4 y 6 mm (esbelteces $\bar{I}_w=1.553$ y $\bar{I}_w=1.131$ respectivamente), los resultados predichos por los tres métodos son más parecidos. Esto es debido a que, a pesar de que aparece una componente vertical de tensiones en los tres casos, este efecto es más importante en la viga con menor esbeltez de alma.

Cabe destacar aquí que, un análisis detallado de los resultados obtenidos tras la aplicación del modelo numérico ha permitido observar que el campo diagonal de tracciones desarrollado al entrar en juego la no linealidad del material tiene una inclinación de 45° respecto a la horizontal, pero en cuanto aparece la no linealidad geométrica, el campo va girando hasta alcanzar, en las vigas estudiadas, la diagonal geométrica del panel.

En el método del campo diagonal de tracciones para acero al carbono se ha determinado que la inclinación del campo se puede aproximar a $2/3$ de la diagonal geométrica del panel, siempre y cuando el rigidizador vertical tenga capacidad de anclaje suficiente. Si el

rigidizador extremo no satisface la correspondiente condición de agotamiento, es necesario ir incrementando el valor del ángulo de inclinación del campo diagonal.

En las vigas estudiadas, se ha observado que la inclinación del campo diagonal coincide con la diagonal geométrica del panel debido a la falta de capacidad portante del rigidizador. Este efecto se ha observado tanto en las vigas ensayadas, en las que se determina la inclinación del campo diagonal a partir de los datos recogidos por las rosetas centrales del alma, como en el modelo numérico.

8.4.- CONCLUSIONES.

Un estudio detallado del comportamiento de chapas de acero inoxidable frente a solicitaciones de cortante y su posterior análisis como almas de vigas armadas de acero inoxidable ha permitido extraer las siguientes conclusiones.

Para el dimensionamiento a cortante de vigas de acero inoxidable es necesario tener en cuenta los aspectos diferenciales que introduce la no linealidad del diagrama tensión-deformación del acero inoxidable frente al acero al carbono. En acero inoxidable, la abolladura tiene lugar siempre dentro del régimen no lineal del material y el comportamiento postcrítico está igualmente afectado por dicha no linealidad, provocando una pérdida de capacidad resistente en la viga.

El factor de reducción plástica que mejor aproxima los resultados de cargas críticas iniciales de abolladura en placas de acero inoxidable apoyadas en los cuatro lados es $\eta=(G_t/G_0)^{1/2}$. La aproximación con dicho factor de reducción plástica no depende de la relación de aspecto de la placa y varía muy poco con el tipo de acero inoxidable utilizado.

La expresión propuesta en Eurocódigo 3, Parte 1-4 (1996) para la determinación de la carga crítica inicial de abolladura se obtiene a partir de la aproximación de la curva derivada de la utilización de un factor de reducción plástica $\eta=(G_t/G_0)$ y proporciona valores excesivamente conservadores.

Se define una expresión de la tensión crítica inicial de abolladura en placas de acero inoxidable apoyadas en los cuatro lados, que aproxima la curva derivada de la utilización del factor de reducción plástica $\eta=(G_t/G_0)^{1/2}$. La tensión crítica inicial de abolladura τ_{bb} se determinará según las expresiones de la Tabla 8-4.

Tabla 8-4. Formulación propuesta para la determinación de la tensión crítica inicial de abolladura t_{bb} .

Esbellez relativa	t_{bb}
$\bar{\lambda}_w \leq 0.4$	$(f_y/\sqrt{3})$
$0.4 < \bar{\lambda}_w \leq 0.9$	$[1 - 0.7(\bar{\lambda}_w - 0.4)](f_y/\sqrt{3})$
$0.9 < \bar{\lambda}_w \leq 2.2$	$\left[\frac{3.9 - \bar{\lambda}_w}{2.1 + 2.8\bar{\lambda}_w} \right] (f_y/\sqrt{3})$
$\bar{\lambda}_w > 2.2$	$(1/\bar{\lambda}_w^2)(f_y/\sqrt{3})$

El estudio de la influencia de las alas en el comportamiento de las placas de acero inoxidable bajo solicitaciones de cortante ha permitido observar que la evolución de las tensiones en la placa, una vez desencadenada la abolladura, depende entre otras cosas del grado de empotramiento entre la placa y las alas y los rigidizadores.

Se determinan las cargas últimas a cortante en vigas de acero inoxidable derivadas de la aplicación del método del campo diagonal de tracciones propuesto en Eurocódigo 3, Parte 1-1 (1993) para acero al carbono, adaptado al acero inoxidable. La adaptación al acero inoxidable se basa principalmente en utilizar las mismas expresiones de diseño que las propuestas para acero al carbono (Eurocódigo 3, Parte 1-1) pero considerando las características mecánicas y las cargas críticas iniciales de abolladura del acero inoxidable.

La comparación de los resultados derivados de la aplicación de estos métodos permite concluir que:

- El modelo numérico aproxima muy bien los resultados experimentales en los ensayos en los que se alcanzó la carga última.
- Los resultados obtenidos al aplicar el método del campo diagonal de tracciones adaptado al acero inoxidable con la expresión de la carga crítica inicial de abolladura que propone Eurocódigo 3, Parte 1-4 (Campo diagonal 1) y con las expresiones de carga crítica inicial propuestas en este trabajo (Campo diagonal 2) son tanto más parecidos cuanto mayor es la esbeltez del alma de la viga. Ello es así porque la diferencia entre la carga crítica inicial de abolladura de Eurocódigo 3, Parte 1-4 y la propuesta en este trabajo disminuye al aumentar la esbeltez.
- El método que mejor aproxima los resultados numéricos y experimentales es el que se basa en las expresiones de tensión crítica inicial de abolladura propuestos anteriormente (Campo diagonal 2).
- La curva propuesta por Eurocódigo 3, Parte 1-4 (1996) para el dimensionamiento de vigas de acero inoxidable sometidas a cortante, basada en el método postcrítico simple, es muy conservadora porque no tiene en cuenta la contribución de las alas en la resistencia última de las vigas armadas sometidas a cortante.
- El método rotacional proporciona valores del cortante último inferiores a los derivados de la aplicación del campo diagonal de tracciones propuesto en este trabajo. Las diferencias entre ambos métodos disminuyen a medida que disminuye la esbeltez de las piezas. En cualquier caso, la evolución de las tensiones una vez formada la banda diagonal juega un papel importante en la determinación de la capacidad última de la viga.
- Para todos los métodos presentados, se observa la existencia de una cierta relación lineal entre la resistencia última a cortante y la esbeltez relativa para almas de vigas con el mismo espesor y diferentes relaciones de aspecto a/d .
- En las vigas con relaciones de aspecto $a/d=0.5$ la evolución de las tensiones en el alma durante el proceso de carga es cualitativamente distinta a la evolución de las tensiones en los demás casos. En estas vigas existe una componente vertical de tensión, desde ya bajos niveles de carga, que desvirtúa el problema y no permite descomponer el comportamiento

mediante un estado de corte puro acompañado de la posterior formación de un campo diagonal de tensiones. El mismo efecto influye en las hipótesis del método rotacional.

- El campo diagonal de tracciones desarrollado al entrar en juego la no linealidad del material tiene una inclinación de 45° respecto a la horizontal, y en cuanto aparece la no linealidad geométrica, el campo va girando hasta alcanzar, en las vigas estudiadas, la diagonal geométrica del panel debido a la falta de capacidad portante del rigidizador. Este efecto se ha observado tanto en las vigas ensayadas, en las que se determina la inclinación del campo diagonal a partir de los datos recogidos por las rosetas centrales del alma, como en los resultados de las vigas del modelo numérico.

Una vez analizados los resultados de las vigas estudiadas y comparados los distintos métodos de determinación de cargas últimas a cortante en vigas armadas de acero inoxidable se puede concluir que el método de determinación de cortante último que proporciona mejores resultados es el método basado en el campo diagonal de tracciones adaptado al acero inoxidable.

El análisis presentado ha puesto de manifiesto que en los paneles de alma de vigas armadas de acero inoxidable se desarrolla un campo diagonal debido a la no linealidad del material antes de que aparezca la no linealidad geométrica cuando la abolladura se produce en régimen anelástico y que en la banda diagonal de tracciones formada después de la abolladura durante el desarrollo de un nuevo mecanismo resistente, las tensiones son variables alcanzándose el valor máximo en la línea diagonal central del panel de alma.

Debido a ello, se propone llevar a cabo un estudio más extenso de la adaptación al acero inoxidable del método del campo diagonal de tracciones, analizando dichos efectos y evaluando el estado tensional del alma de la viga y el ancho de banda de tracciones teniendo en cuenta la influencia de las alas y los rigidizadores en todo el proceso. Asimismo se plantea la necesidad de determinar las cargas críticas iniciales de abolladura en paneles de alma considerando el grado de empotramiento de la misma y determinar la carga última en vigas armadas de acero inoxidable bajo sollicitaciones de cortante.