

CAPITULO 5:

ANÁLISIS DE RESULTADOS

5.1 – INTRODUCCIÓN

En este capítulo se va a proceder al análisis de los resultados experimentales presentados en el capítulo 4.

Dado que en esta Tesis se consideran dos detalles estructurales diferentes, elementos con borde de corte recto y componentes con orificios cortados térmicamente, se ha creído conveniente proceder al estudio de los mismos de manera separada. Por ello, este capítulo se ha estructurado en dos puntos bien diferenciados, cada uno de ellos relativo a uno de los dos detalles estructurales considerados.

Por cada detalle estructural se ha llevado a cabo un análisis de los siguientes factores teniendo en cuenta su influencia sobre el comportamiento a fatiga:

- **Proceso de corte térmico.** Como se observó en el capítulo 4, cada proceso de corte térmico (oxicorte, corte por plasma y corte por láser) genera unas condiciones superficiales y microestructurales características, las cuales pueden afectar de manera significativa a la resistencia a fatiga del detalle estructural.
- **Tipo de acero.** Habiendo considerado cuatro aceros estructurales (S355M, S460M, S690Q y S890Q) con diferentes propiedades a tracción, se ha evaluado su influencia en la resistencia a fatiga de cada proceso de corte térmico.
- **Espesor de la probeta.** Además de la influencia que generalmente ejerce el espesor del componente sobre la vida a fatiga, en el caso de los elementos cortados térmicamente este efecto se puede ver modificado por el hecho de que las características superficiales obtenidas para cada corte térmico son a su vez diferentes en función del espesor de corte. La influencia de este parámetro se ha analizado en el acero S460M, para el cual se han considerado dos espesores representativos de 15 mm y 25 mm.
- **Relación de tensiones (R).** La variación de la relación de tensiones lleva asociada una alteración de la tensión media, la cual puede afectar a la resistencia a fatiga de los componentes cortados térmicamente. Habiendo realizado la mayor parte de los ensayos del programa experimental con un valor de $R=0.1$, se han llevado a cabo una serie de ensayos representativos con $R=0.5$ para poder evaluar si la modificación de este parámetro tiene consecuencias significativas sobre la resistencia a fatiga.

Finalmente, tras haber analizado la influencia sobre el comportamiento a fatiga de los cuatro factores antes mencionados, se procederá a la evaluación de la adecuación de las normativas de fatiga actuales para el diseño de componentes con bordes de corte rectos y agujeros cortados térmicamente sometidos a cargas cíclicas.

5.2 – PROBETAS DE BORDE RECTO

5.2.1 – Influencia del proceso de corte térmico

Como viene recogido en el apartado 4.3.4 de la presente Tesis, por cada tipo de acero considerado (S355M, S460M, S690Q y S890Q) se han obtenido la curva S-N media y el límite de fatiga correspondientes a cada uno de los tres procesos de corte térmico aquí contemplados.

Para poder evaluar la influencia de los procesos de corte térmico y comparar la resistencia a fatiga obtenida con cada uno de ellos, se va a proceder al estudio por separado en cada uno de los aceros. En primer lugar se analizarán los cuatro aceros de espesor 15 mm y finalmente se evaluarán los resultados obtenidos en el acero S460M de 25 mm de espesor.

5.2.1.1 – Acero S355M y 15 mm de espesor

En la Figura 5.1 se muestran los resultados experimentales y la curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S355M.

En primer lugar se observa cómo el corte por plasma y el corte por láser mejoran la resistencia a fatiga del proceso de corte térmico tradicional (oxicorte) tanto en el rango de vida a fatiga finita como en el límite de fatiga. De esta manera, el corte por láser obtiene los valores de resistencia a fatiga más elevados en ambos rangos de comportamiento a fatiga, mientras que el corte por plasma proporciona valores intermedios entre el anterior y el oxicorte. Tomando como referencia el límite de fatiga obtenido con el oxicorte (167.75 MPa), el corte por plasma y el corte por láser permiten mejorar dicho valor en un 15% y un 30%, respectivamente.

Una característica destacable del corte por láser es su pendiente (m) en el tramo inclinado de la curva S-N. A diferencia del oxicorte y corte por plasma, que presentan un valor de m similar y próximo a 4, el corte por láser muestra un valor de 7. Este hecho provoca que la mayor resistencia a fatiga obtenida con este proceso para números de ciclos próximos a 10^6 se vea disminuida conforme el número de ciclos se reduce. De hecho, para un número de ciclos próximo a $2 \cdot 10^5$, la resistencia a fatiga del corte por láser se equipara a la de los otros dos procesos de corte.

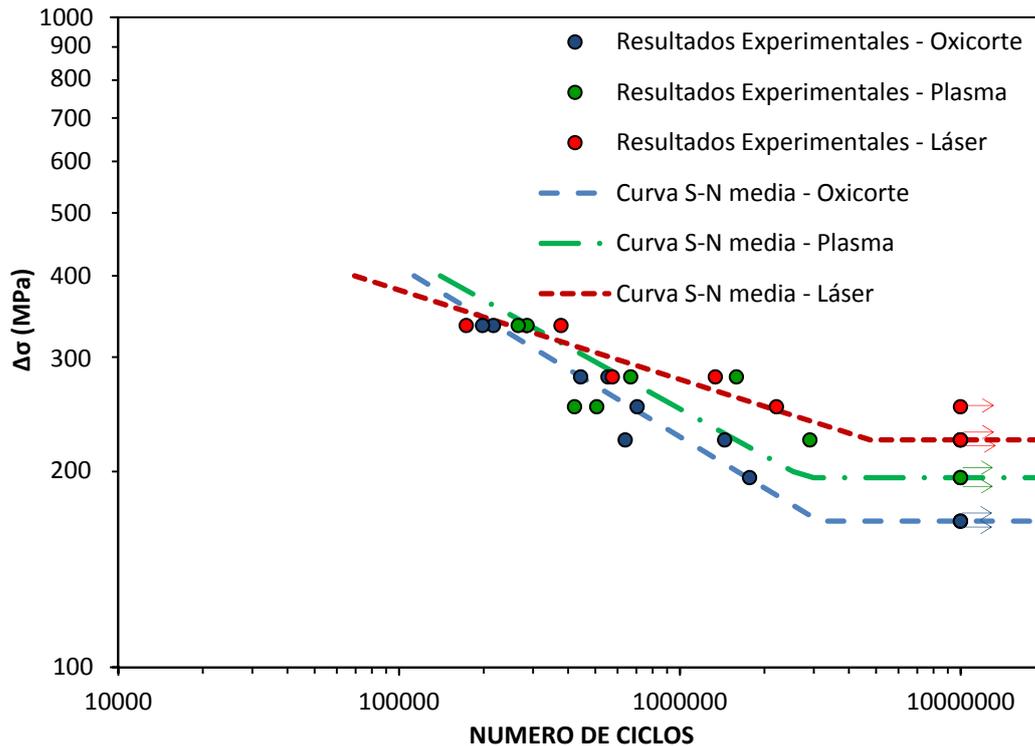


Figura 5.1 – Resultados experimentales y curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S355M.

Antes de analizar las causas del comportamiento a fatiga obtenido con los distintos procesos de corte conviene aclarar que, de aquí en adelante, se considerará como rugosidad de las superficies cortadas por láser a aquel valor medido en la línea denominada en el apartado 4.2.2.2 como línea superior, ya que se había observado que dicho valor era en todos los casos mayor al medido en la línea definida por la normativa EN 9013 [116]. Por el contrario, en las superficies oxycortadas y cortadas por plasma, se ha adoptado la rugosidad medida en la línea definida por la normativa EN 9013 [116] (a una distancia del borde superior equivalente a $2/3$ del espesor), ya que se había comprobado que es aquella donde se obtienen los valores de rugosidad más desfavorables.

La rugosidad superficial es un parámetro que se suele considerar decisivo en el comportamiento a fatiga. De hecho, la normativa BS7608 [37] lleva asociada la adopción de una determinada categoría de detalle al cumplimiento de unos requisitos relativos al valor de la rugosidad. En este caso, el corte por láser presenta una rugosidad ($49\ \mu\text{m}$) superior a la del oxycorte ($33\ \mu\text{m}$) y a la del corte por plasma ($9\ \mu\text{m}$). Sin embargo, a pesar de la mayor rugosidad presente en las superficies cortadas por láser, estas últimas solo parecen presentar un peor comportamiento a fatiga que las oxycortadas y cortadas por plasma cuando el número de ciclos es inferior a $2 \cdot 10^5$. Por ello, es posible la presencia de otros factores que también puedan influir de manera más determinante en el comportamiento a fatiga de los bordes cortados térmicamente.

La metodología seguida para determinar las causas de fallo por fatiga se basa en la observación de las superficies de rotura y localización del punto de iniciación. Por ello, en la Tabla 5.1 se recoge la distribución de los puntos de iniciación en función del proceso de corte. Como se explicó en el apartado 4.2.2.1, el borde superior se define como aquel punto sobre el cual incide directamente la fuente de calor al realizar el corte, mientras que el borde inferior es aquel por el cual se expulsa el metal fundido. La superficie de corte es la generada por el proceso de corte y está delimitada superior e inferiormente por ambos bordes. El material base hace referencia a las superficies de laminación anexas a los dos bordes y perpendiculares a la superficie de corte.

Tabla 5.1 – Localización de los puntos de iniciación por fatiga en función del proceso de corte para el acero S355M.

PROCESO DE CORTE	MATERIAL BASE	BORDE		SUPERFICIE DE CORTE
		SUPERIOR	INFERIOR	
OXICORTE	-	-	62%	38%
PLASMA	-	30%	70%	-
LÁSER	-	-	-	100%

En la Figura 5.2 se muestra un ejemplo representativo de la superficie de rotura de cada uno de los tres procesos de corte. Mediante una flecha discontinua se ha señalado la localización del punto de iniciación.

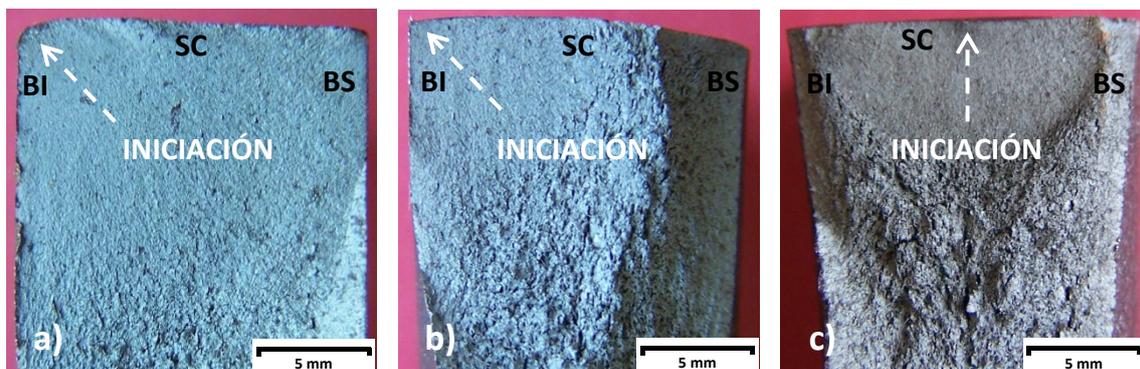


Figura 5.2 – Superficies de rotura por fatiga en el acero S355M; a) Oxicorte; b) Plasma; c) Láser. BI: Borde inferior; BS: Borde superior; SC: Superficie de corte.

Un aspecto característico del oxicorte es la presencia de un elevado porcentaje de roturas por fatiga que se han iniciado en el borde inferior, el cual se caracteriza por ser la zona de la superficie de corte donde se produce una acumulación de material fundido que no ha sido expulsado correctamente. La Figura 5.3 se corresponde con una imagen de detalle del borde inferior tomada con el microscopio electrónico de

barrido (SEM) donde se muestra la localización exacta del punto de iniciación, el cual se ha señalado mediante una flecha discontinua.

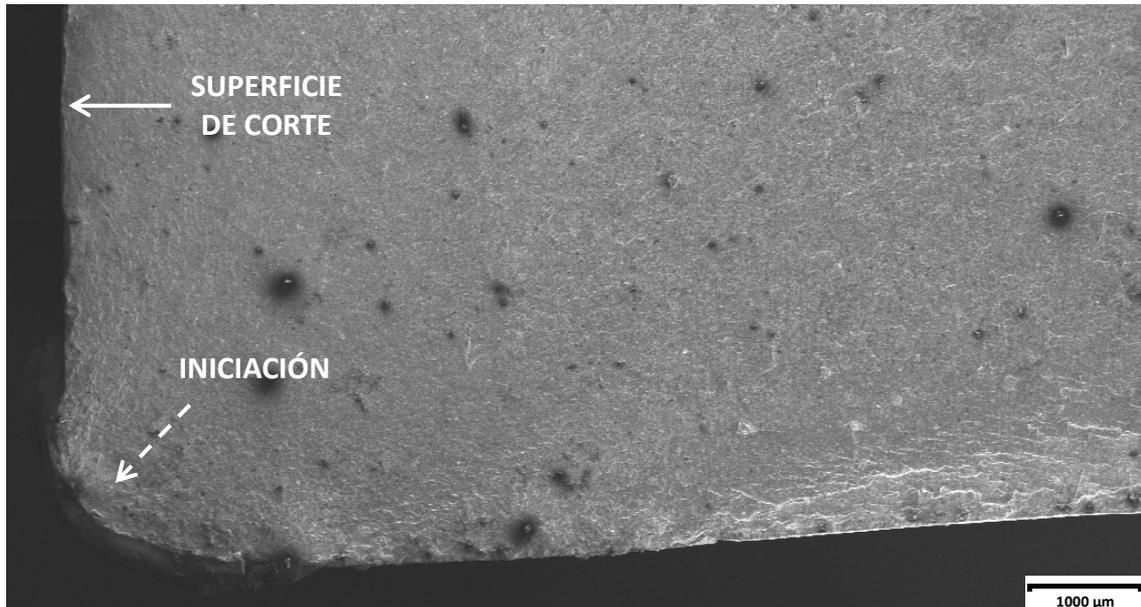


Figura 5.3 – Rotura por fatiga iniciada en el borde inferior de una superficie oxycortada. La flecha continua indica la superficie de corte.

En el caso del corte por plasma, las iniciaciones se distribuyen entre ambos bordes (superior e inferior), no habiéndose localizado ninguna de ellas en la superficie. Por el contrario, el corte por láser presenta la totalidad de las iniciaciones en la superficie de corte, donde tal y como se observa en la parte superior de la Figura 5.4, las estrías actúan como concentradores de tensiones facilitando el inicio de las fisuras por fatiga.

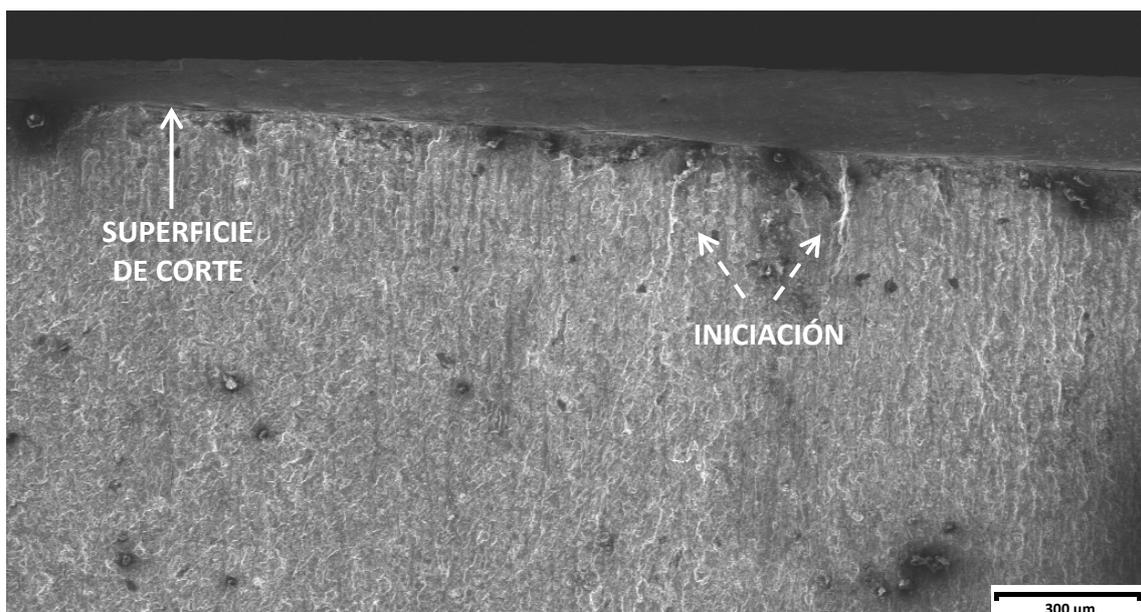


Figura 5.4 – Rotura por fatiga iniciada en las estrías de una superficie cortada por láser. La flecha continua indica la superficie de corte.

5.2.1.2 – Acero S460M y 15 mm de espesor

En la Figura 5.5 se muestran los resultados experimentales y la curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S460M. Antes de comenzar con el estudio de los mismos, conviene señalar el valor inusualmente bajo de la pendiente obtenida en el oxicorte (1.7) que se observó en la Figura 4.52. Este hecho tiene su explicación en que los resultados experimentales disponibles para el ajuste presentan una desigual distribución en cuanto al número de ciclos hasta rotura, concentrándose la mayoría de ellos (5 de 7 ensayos utilizados en la estimación de m) en el rango de 1-2 millones de ciclos. Para poder comparar la curva S-N del oxicorte con las correspondientes al corte por plasma y corte por láser, se ha considerado la curva S-N del oxicorte que resulta de haber fijado la pendiente a un valor previamente definido, en este caso igual a 4 (similar a la obtenida para los bordes oxicotados en el acero S355M), y el intercepto estimado por mínimos cuadrados. Se trata de una técnica recomendada en aquellos casos en los que los puntos no estén lo suficientemente distribuidos en el rango de aplicación de la curva S-N [54].

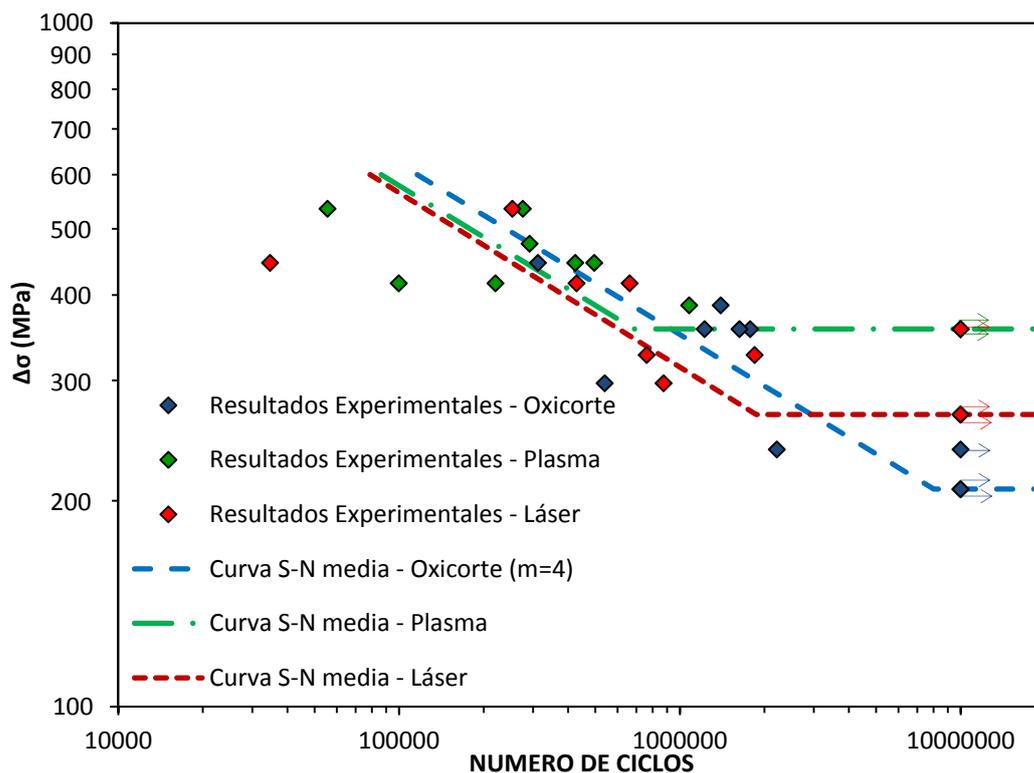


Figura 5.5 – Resultados experimentales y curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S460M.

Como se observa en la Figura 5.5, tanto el corte por plasma como el corte por láser presentan un comportamiento a fatiga bastante similar en el rango de vida a fatiga finita. Sin embargo, en lo que respecta al límite de fatiga, el valor obtenido con el corte por plasma es 90 MPa superior al resultante tras el corte por láser. La

explicación a esta reducción del valor del límite de fatiga respecto del obtenido en el corte por plasma reside en la presencia de unos defectos lenticulares distribuidos a lo largo de la superficie cortada por láser, los cuales actúan como concentradores de tensiones. Dichos defectos comenzaban a ser visibles en el acero S355M, sin embargo su tamaño y profundidad son significativamente mayores en las superficies cortadas por láser del acero S460M. En la Figura 5.6 se muestra un ejemplo de la rotura por fatiga de una probeta cortada por láser a partir de uno de estos defectos lenticulares.

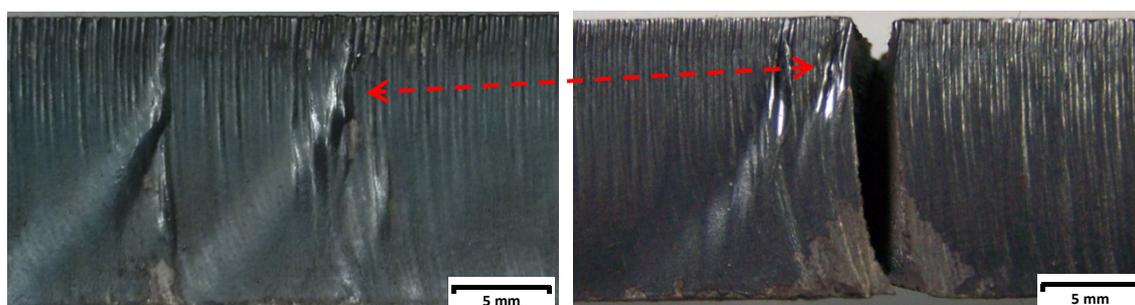


Figura 5.6 – Rotura por fatiga en una superficie cortada por láser a partir de un defecto lenticular.

En lo que respecta al oxicorte, la resistencia a fatiga en el rango de vida a fatiga finita es similar a la obtenida con los otros dos sistemas de corte o incluso ligeramente superior. Sin embargo, el límite de fatiga correspondiente al oxicorte es significativamente inferior, suponiendo una disminución de 150 MPa y 60 MPa con respecto a los valores del límite de fatiga obtenidos con el corte por plasma y con el corte por láser, respectivamente.

Analizando la Tabla 5.2, donde se recogen los puntos de iniciación de las roturas por fatiga, se observa como la totalidad de los fallos por fatiga en los bordes oxicotados se inician en el borde inferior. Esta característica puede venir motivada por el hecho de que, en el acero S460M, el borde inferior se caracteriza por la presencia de una mayor cantidad de material fundido que no ha podido ser expulsado durante el proceso de corte, el cual puede provocar tanto una concentración de tensiones (por la forma abrupta que presenta) como una entalla metalúrgica en el material, ya que las condiciones de enfriamiento en la zona de material anexa al depósito de material fundido adherido varían respecto a la del resto de la superficie de corte. La presencia del material fundido en el borde inferior parece afectar especialmente al valor del límite de fatiga, ya que tanto en el acero S355M como en el S460M se observa como dicho valor es inferior al obtenido con los otros dos procesos de corte.

Tabla 5.2 – Localización de los puntos de iniciación por fatiga en función del proceso de corte para el acero S460M.

PROCESO DE CORTE	MATERIAL BASE	BORDE		SUPERFICIE DE CORTE
		SUPERIOR	INFERIOR	
OXICORTE	-	-	100%	-
PLASMA	20%	60%	20%	-
LÁSER	-	-	-	100%

La distribución de los puntos de iniciación recogidos en la Tabla 5.2 también viene a confirmar lo ya expuesto sobre el comportamiento a fatiga de las superficies cortadas por plasma y láser en el acero S460M. En el caso del corte por plasma, la rugosidad superficial es tan reducida que la rotura por fatiga se inicia en los bordes superior e inferior o incluso en el material base, suponiendo esto último que las condiciones de la superficie laminada son incluso más negativas desde el punto de vista del comportamiento en fatiga que la propia superficie cortada por plasma. En la Figura 5.7a se muestran las fisuras iniciadas por fatiga en los bordes de una superficie obtenida por corte por plasma y en el material base, y en la Figura 5.7b se aprecia una superficie de rotura por fatiga en la que el punto de iniciación se ubica en el material base.

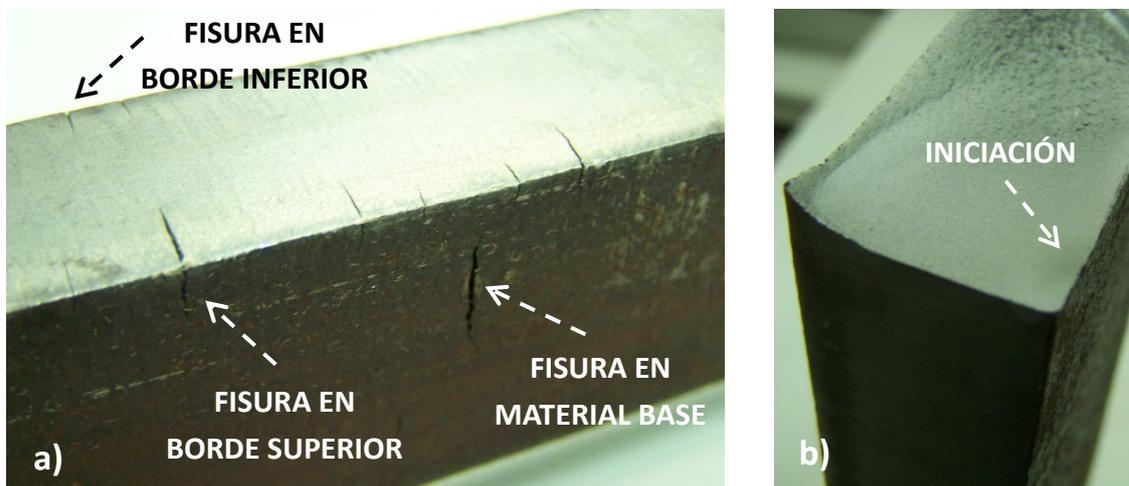


Figura 5.7 – Rotura por fatiga en una superficie cortada por plasma; a) Ejemplos de fisuras iniciadas en borde superior, inferior y material base; b) Superficie de rotura por fatiga con la iniciación situada en el material base.

En cuanto al corte por láser, la totalidad de las probetas presentan la iniciación de la rotura por fatiga en el borde de corte, coincidiendo la mayor parte de ellas con un defecto lenticular como el mostrado en la Figura 5.6.

5.2.1.3 – Acero S690Q y 15 mm de espesor

En la Figura 5.8 se recogen los resultados experimentales y la curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S690Q.

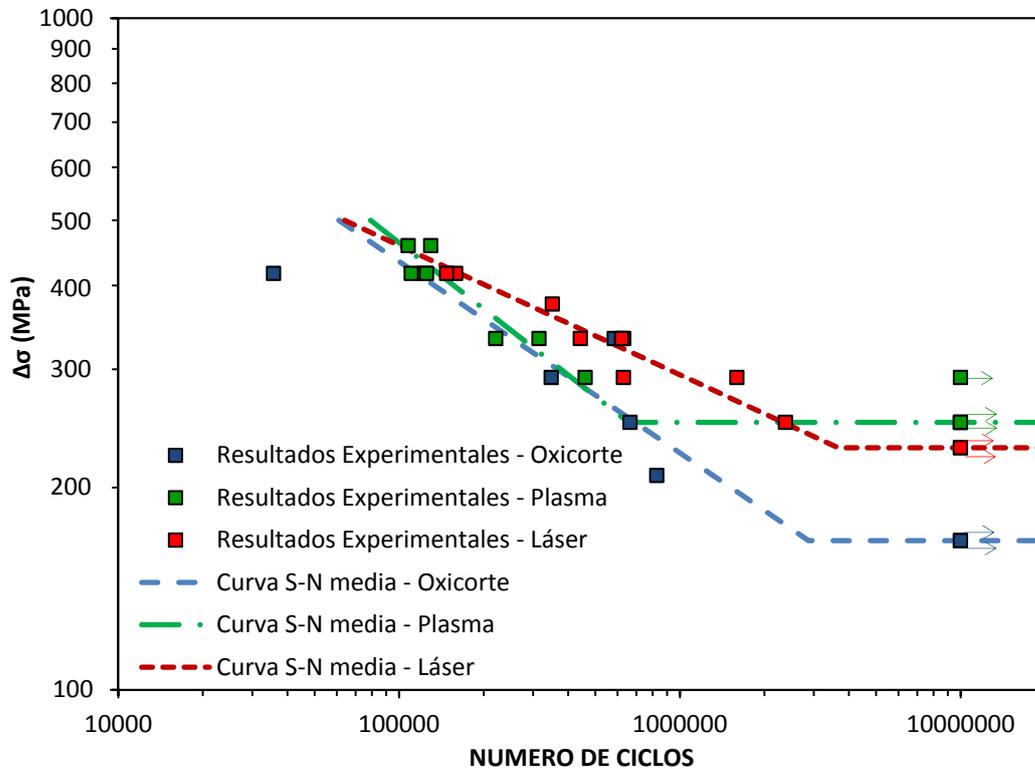


Figura 5.8 – Resultados experimentales y curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S690Q.

Analizando los resultados mostrados por la Figura 5.8, en el acero S690Q se observan comportamientos intermedios entre los obtenidos en los aceros S355M y S460M.

En primer lugar, de la misma manera que se había observado en los dos aceros previamente analizados, el oxicorte presenta, por un lado, un comportamiento en fatiga similar al mostrado por el corte por plasma en el rango de vida a fatiga finita, y por otro lado, un descenso muy importante en el valor del límite de fatiga. Teniendo en cuenta que la mayor parte de las roturas por fatiga en el oxicorte tienen lugar en el borde inferior, se confirma lo ya adelantado en el acero S460M: la presencia de material fundido adherido en el borde inferior afecta de manera significativa en el límite de fatiga de los bordes oxicortados. Además, en el caso del acero S690Q, la cantidad de material que no ha podido ser expulsado presenta una forma alargada característica (Figura 4.4c) y perjudicial desde el punto de vista del comportamiento a fatiga.

En segundo lugar, la pendiente de la curva S-N correspondiente al corte por láser vuelve a presentar un valor considerablemente elevado (5.2), superior al mostrado por el oxicorte (3.5) y el corte por plasma (3.0), hecho similar al observado en el acero S355M. Sin embargo, el límite de fatiga del borde cortado por láser (230 MPa) es ligeramente inferior al mostrado por el corte por plasma (250 MPa), lo cual coincide con lo obtenido en el acero S460M. Ambos aceros, S460M y S690Q, comparten el hecho de que la superficie obtenida mediante corte por láser presenta defectos lenticulares muy pronunciados. En la Figura 5.9 se muestra la superficie de rotura por fatiga típica a partir de un defecto lenticular en una superficie cortada por láser.

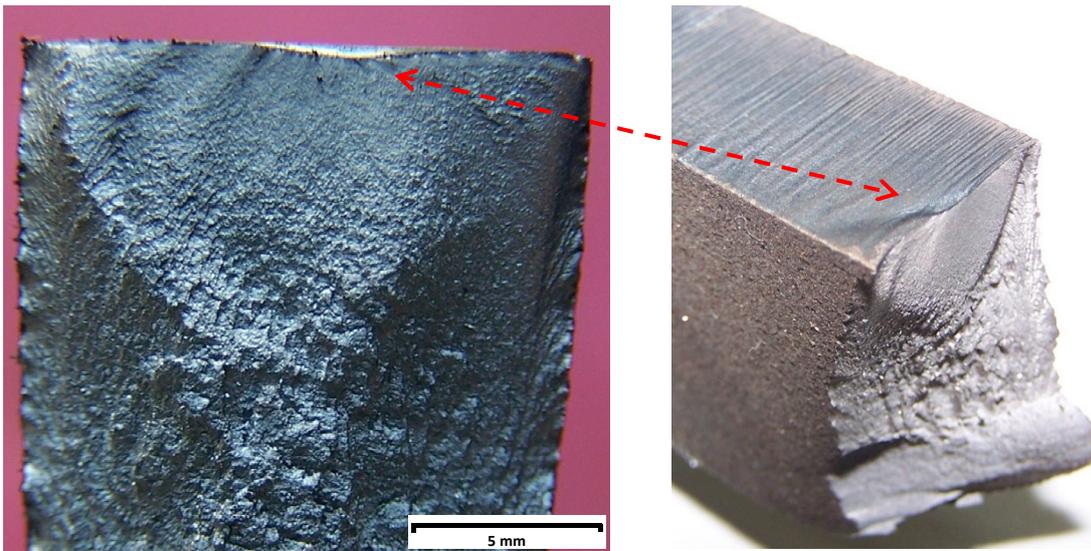


Figura 5.9 – Rotura por fatiga en una superficie cortada por láser a partir de un defecto lenticular.

En la Tabla 5.3 se recoge la distribución de los puntos de inicio de las roturas por fatiga en función del proceso de corte térmico en el acero S690Q.

Tabla 5.3 – Localización de los puntos de iniciación por fatiga en función del proceso de corte para el acero S690Q.

PROCESO DE CORTE	MATERIAL BASE	BORDE		SUPERFICIE DE CORTE
		SUPERIOR	INFERIOR	
OXICORTE	25%	-	75%	-
PLASMA	33%	22%	45%	-
LÁSER	-	-	-	100%

Analizando la Tabla 5.3, se observa una distribución similar de los puntos de iniciación a la obtenida en los dos aceros previamente analizados. En los bordes oxicortados, la mayor parte de los puntos de iniciación se localizan en el borde inferior, donde se obtiene una elevada concentración de material fundido adherido. Así mismo, conviene señalar la aparición de algunos puntos de iniciación en el material base. Sin embargo, en este caso, los defectos propios de la laminación no son el motivo de la iniciación de las fisuras por fatiga, sino que las iniciaciones se corresponden con puntos en los que se han producido pequeños depósitos de material fundido desprendido durante el proceso de corte. En la Figura 5.10 se muestra un ejemplo de la rotura por fatiga en un borde oxicortado, la cual se ha iniciado en un punto del material base donde se observan trazas de material fundido.

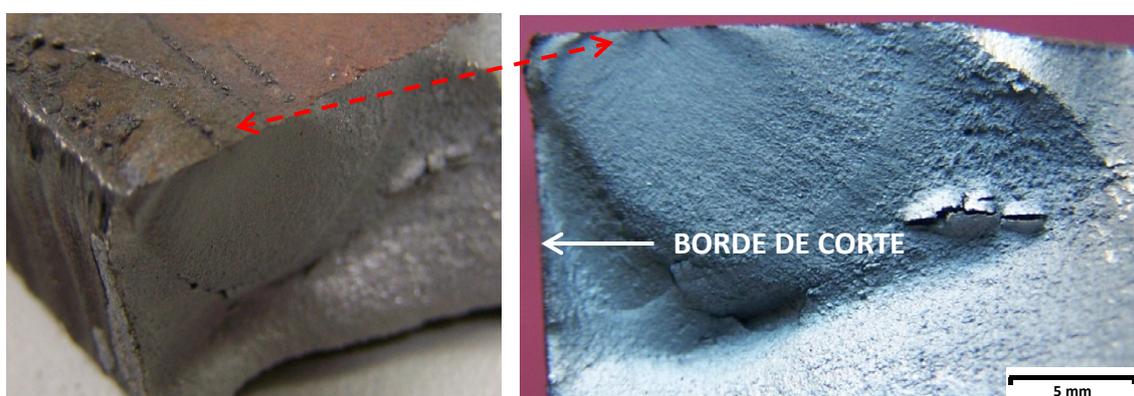


Figura 5.10 – Rotura por fatiga en una superficie obtenida por oxicorte a partir de un material fundido depositado sobre el material base.

En el caso del corte por plasma, los puntos de iniciación se distribuyen entre ambos bordes (superior e inferior) y en el material base. La Figura 5.11 muestra un ejemplo de una superficie de rotura donde la iniciación, señalada mediante una flecha discontinua, se localiza en el borde inferior.

Finalmente, en las superficies cortadas por láser, la totalidad de las roturas por fatiga se han iniciado en la superficie de corte, particularmente, como se observa en la Figura 5.12, en alguno de los defectos lenticulares que aparecen distribuidos a lo largo de la longitud de corte.

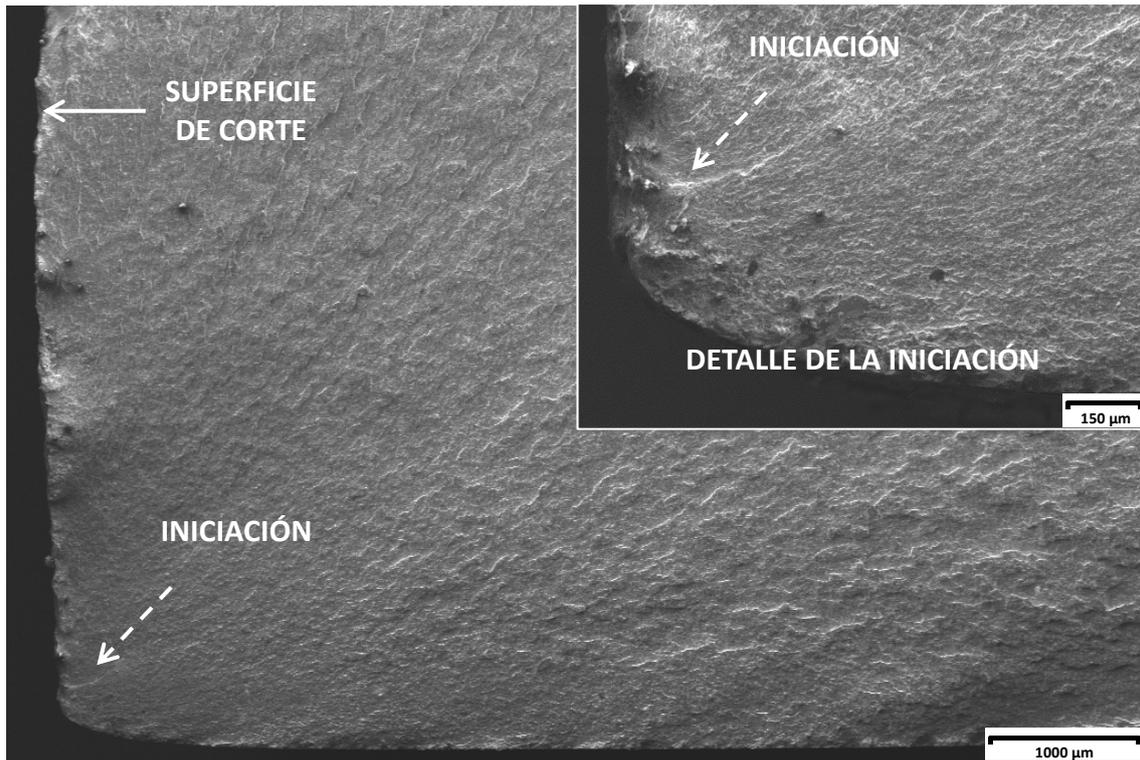


Figura 5.11 – Rotura por fatiga iniciada en el borde inferior de una superficie cortada por plasma. La flecha continua indica la superficie de corte.

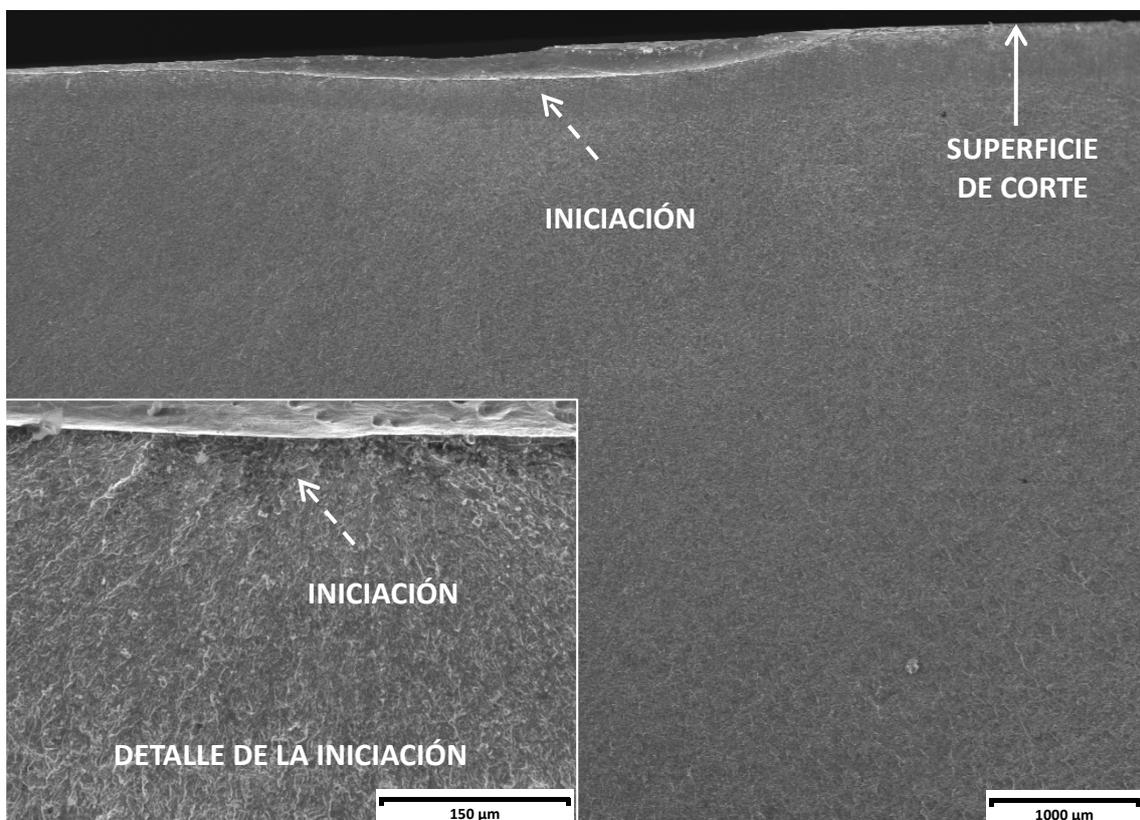


Figura 5.12 – Punto de iniciación situado en el defecto lenticular de una superficie cortada por láser. La flecha continua indica la superficie de corte.

5.2.1.4 – Acero S890Q y 15 mm de espesor

En la Figura 5.13 se recogen los resultados experimentales y la curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S890Q.

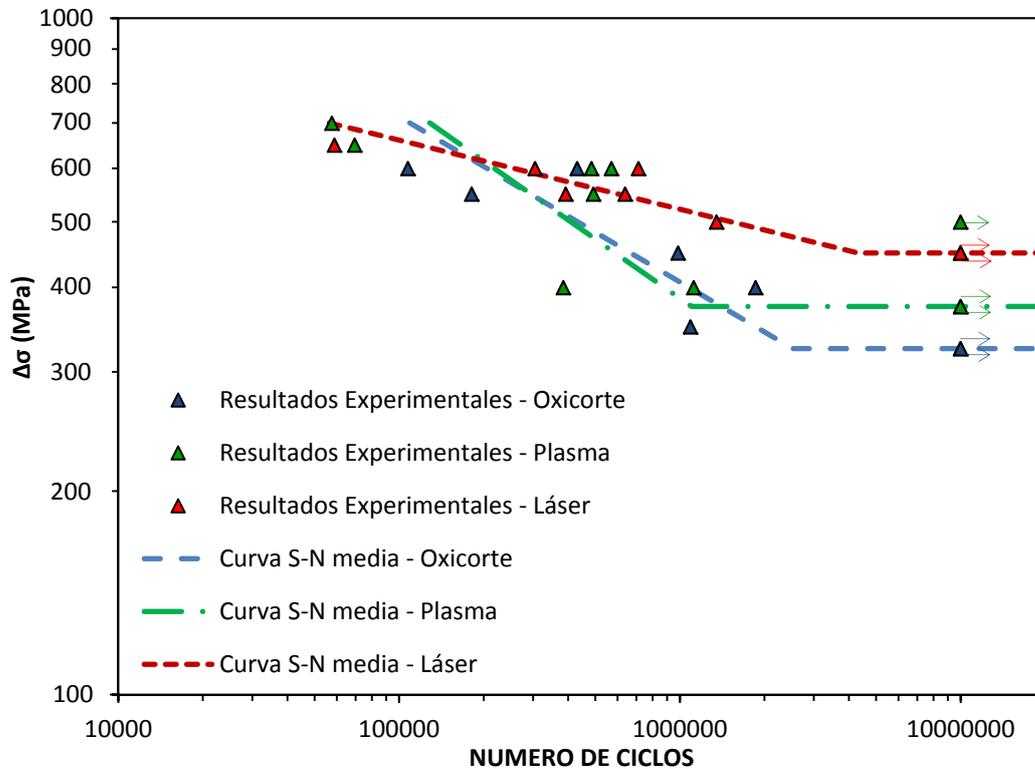


Figura 5.13 – Resultados experimentales y curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S890Q.

En el rango de vida a fatiga finita, el oxycorte y corte por plasma presentan un comportamiento a fatiga muy similar. El corte por láser se caracteriza por un valor de la pendiente m (9.8) muy superior al que corresponde a los otros dos procedimientos de corte (4.1 y 3.4, respectivamente). Esta característica provoca que, para un número de ciclos próximo a $5 \cdot 10^5 - 10^6$, la resistencia a fatiga obtenida con el corte por láser sea superior a la de los otros dos métodos de corte. Sin embargo, a medida que el número de ciclos decrece, también lo hace la mejora en el comportamiento a fatiga que presenta el corte por láser con respecto al oxycorte y al corte por plasma.

En lo que respecta al límite a fatiga, se observa que el corte por láser vuelve a presentar el valor más alto (450 MPa) de los tres procedimientos de corte térmico, comportamiento similar al obtenido en el acero S355M. Por otro lado, el oxycorte presenta el valor del límite de fatiga más reducido (325 MPa), lo cual representa una característica común en los cuatro aceros analizados.

En la Tabla 5.4 se resume la localización de los puntos de inicio de las roturas por fatiga en función del proceso de corte térmico en el acero S890Q.

Tabla 5.4 – Localización de los puntos de iniciación por fatiga en función del proceso de corte para el acero S890Q.

PROCESO DE CORTE	MATERIAL BASE	BORDE		SUPERFICIE DE CORTE
		SUPERIOR	INFERIOR	
OXICORTE	25%	25%	50%	-
PLASMA	15%	42%	43%	-
LÁSER	-	100%	-	-

Analizando los valores recogidos en la Tabla 5.4, conviene destacar la distribución de los puntos de iniciación en las superficies cortadas por láser. A diferencia de los otros tres aceros considerados, en los que se había observado que la iniciación se localizaba en la superficie de corte, la totalidad de las roturas por fatiga en los bordes cortados por láser del acero S890Q se han iniciado en el borde superior. La explicación a este hecho reside en las características superficiales de la superficie de corte obtenida en este acero. Particularmente, en los aceros S460M y S690Q se había observado la presencia de defectos lenticulares distribuidos a lo largo de la longitud de corte, los cuales facilitaban la iniciación de las fisuras por fatiga. En el caso del acero S890Q, como se observa en la Figura 5.14a, la superficie de corte está exenta de este tipo de defectos, por lo que la iniciación de las fisuras se ubica en las proximidades del borde superior, donde, como se recoge en el apartado 4.2.2.2, la rugosidad superficial es mayor (39 μm) que la medida a un tercio del espesor del borde superior (16 μm) y que la existente en las proximidades del borde inferior (12 μm). En la Figura 5.14b se muestra la superficie rotura por fatiga característica del acero S890Q cortado por láser.

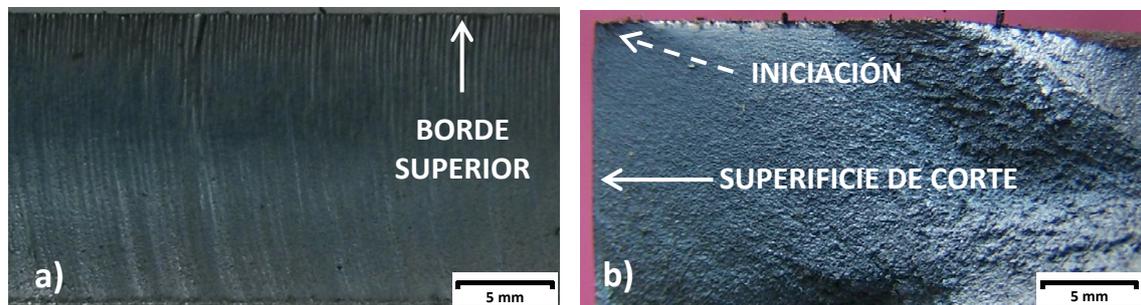


Figura 5.14 – a) Superficie cortada por láser en el acero S890Q; b) Superficie de rotura por fatiga con la iniciación situada junto al borde superior.

En el caso del oxicorte, los puntos de iniciación se reparten entre ambos bordes (superior e inferior) y el material base. Conviene señalar que todas las roturas tienen en común que la iniciación se localiza en puntos con presencia de material fundido adherido (Figura 5.15).

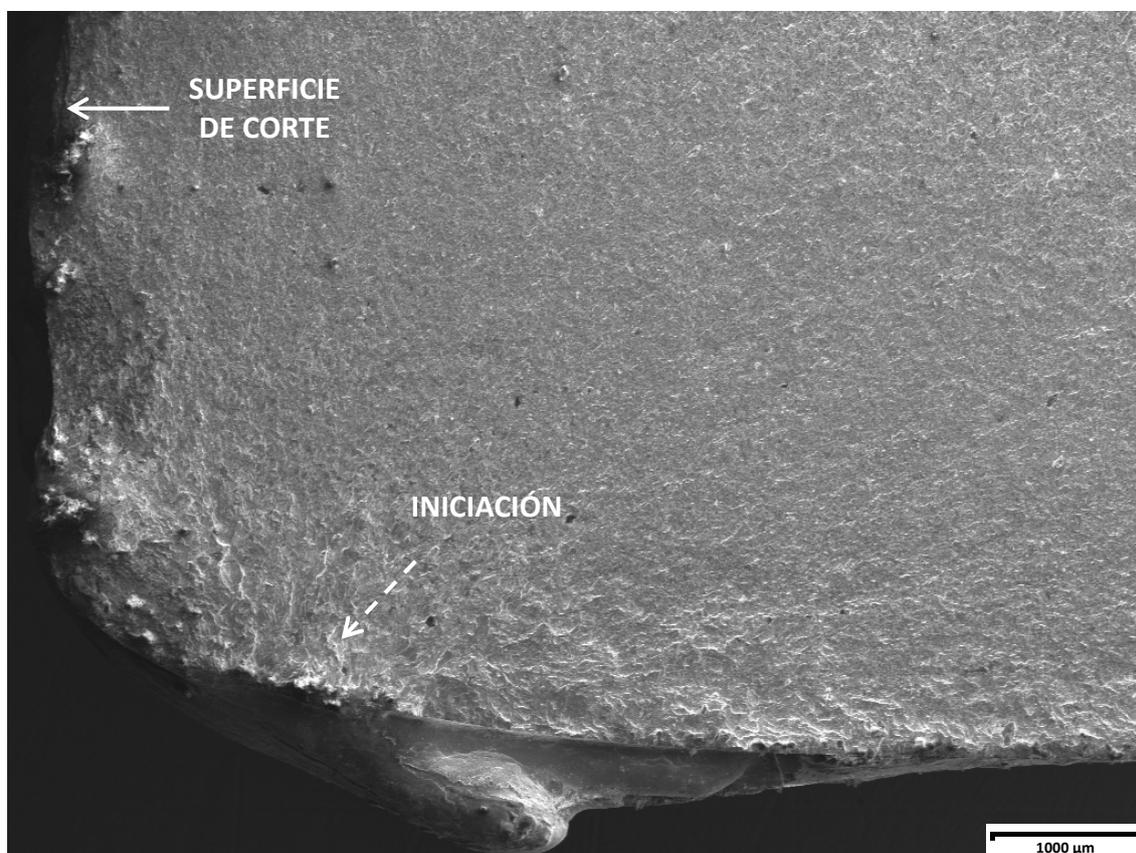


Figura 5.15 – Rotura por fatiga iniciada a partir del material fundido adherido al borde inferior de una superficie oxicortada. La flecha continua indica la superficie de corte.

En cuanto al corte por plasma se observa una distribución de las roturas por fatiga muy similar a la obtenida en el acero S690Q, las cuales se reparten entre los bordes superior e inferior y el material base.

5.2.1.5– Acero S460M y 25 mm de espesor

Finalmente, una vez analizado el efecto del método de corte sobre los cuatro aceros considerados con espesores de 15 mm, se va a proceder a estudiar los resultados obtenidos en el acero S460M con 25 mm de espesor.

En la Figura 5.16 se recogen los resultados experimentales y la curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S460M con 25 mm de espesor.

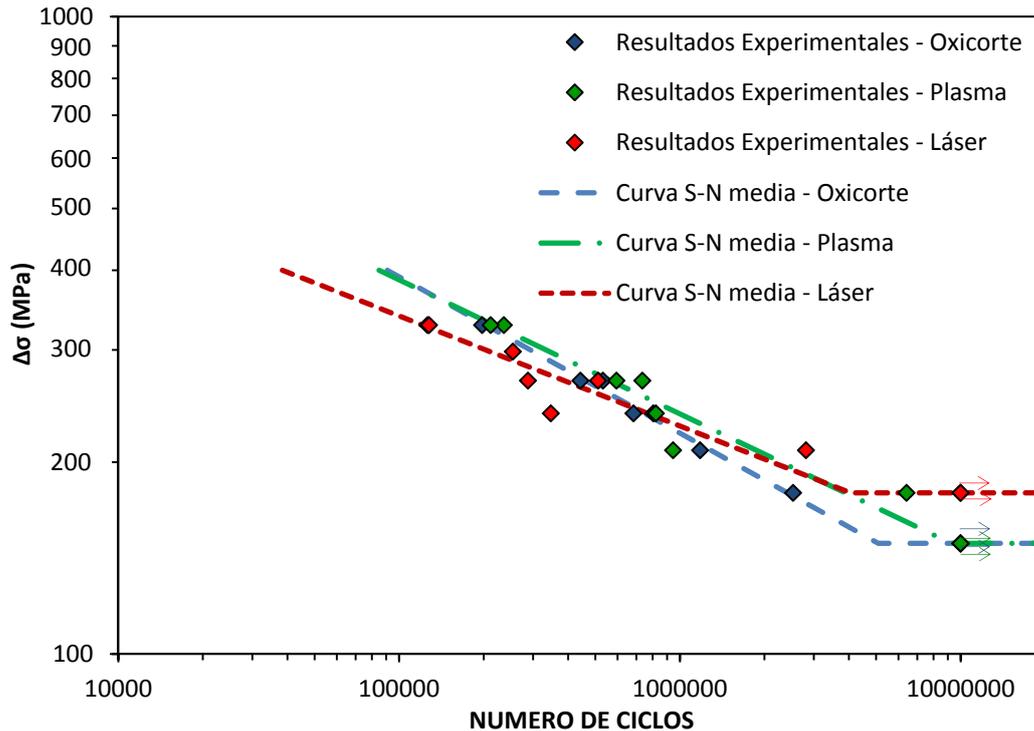


Figura 5.16 – Resultados experimentales y curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S460M con 25 mm de espesor.

Analizando la Figura 5.16, se observa que el oxicorte y el corte por plasma presentan un comportamiento a fatiga muy similar, tanto en el rango de vida a fatiga finita como en el de vida infinita. De hecho, ambos tienen un valor idéntico del límite de fatiga (149 MPa).

En lo que respecta al corte por láser, se comprueba que la resistencia a fatiga en el rango de vida a fatiga finita es inferior a la proporcionada por el oxicorte y corte por plasma. Sin embargo, en lo que respecta al límite de fatiga, se observa que el valor correspondiente al corte por láser (179 MPa) es superior al obtenido con los otros dos procesos de corte (149 MPa). Otro elemento característico del comportamiento a fatiga de las superficies cortadas por láser, y que también se observa en el espesor de 25 mm, es la pendiente m : el valor de este parámetro estimado en el corte por láser (5.8) es superior al obtenido tanto en el oxicorte (4.1) como en el corte por plasma (4.8).

Comparando los valores de rugosidad obtenidos en los tres procedimientos de corte (19 μm en el oxicorte, 13 μm en el corte por plasma y 73 μm en el corte por láser), se observa como la elevada rugosidad de la superficie cortada por láser parece penalizar su comportamiento a fatiga respecto al obtenido con oxicorte y corte por plasma cuando el número de ciclos es inferior a 10^6 , mientras que los condicionantes que presentan los bordes inferior y superior tras el oxicorte y corte por plasma parecen ejercer una mayor influencia sobre el valor del límite de fatiga.

En la Tabla 5.5 se recoge la distribución de los puntos de iniciación de las roturas por fatiga para el acero S460M y 25 mm de espesor en función del método de corte.

Tabla 5.5 – Localización de los puntos de iniciación por fatiga en función del proceso de corte para el acero S460M y 25 mm de espesor.

PROCESO DE CORTE	MATERIAL BASE	BORDE		SUPERFICIE DE CORTE
		SUPERIOR	INFERIOR	
OXICORTE	-	-	100%	-
PLASMA	38%	-	62%	-
LÁSER	-	-	-	100%

Como se puede observar en la Tabla 5.5, la localización de los puntos de iniciación para los tres métodos de corte presenta una distribución muy similar a lo obtenida en el espesor de 15 mm.

Todas las superficies oxicortadas presentan la iniciación de las fisuras por fatiga en el borde inferior, la cual se caracteriza por la presencia de material fundido adherido tras el proceso de corte. Esta característica de las superficies oxicortadas parece penalizar el comportamiento a fatiga cuando el rango de tensiones aplicado se aproxima al valor del límite de fatiga. En la Figura 5.17a se muestra un ejemplo de la iniciación en un borde oxicortado a partir del borde inferior.

En lo que se refiere al corte por plasma, los puntos de iniciación se reparten entre el borde inferior y el material base. En la Figura 5.17b se representa la iniciación en una superficie cortada por plasma a partir de la superficie laminada anexa al borde de corte.

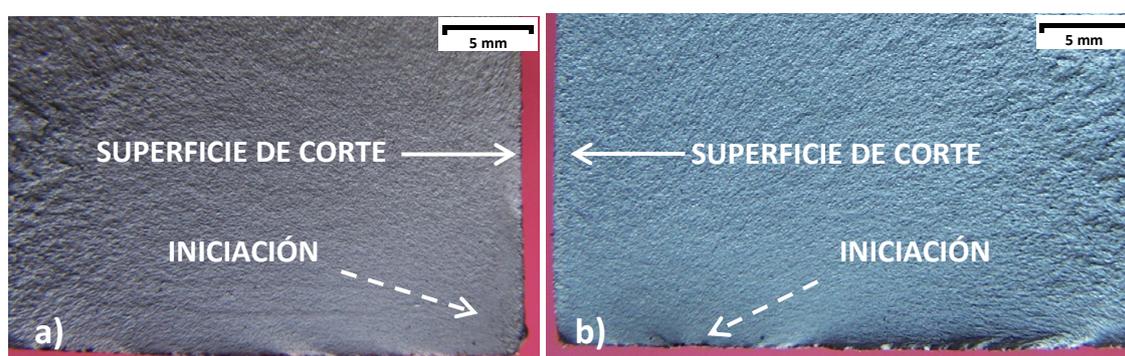


Figura 5.17 – a) Rotura por fatiga en una superficie obtenida por oxicorte a partir del borde inferior; b) Rotura por fatiga en una superficie cortada por láser a partir de la superficie laminada.

En el caso del corte por láser, la iniciación en todas las roturas por fatiga se sitúa en el borde de corte, lo cual viene motivado por la elevada rugosidad de la superficie de corte, especialmente en la mitad superior de la misma. En la Figura 5.18 se muestra la iniciación de la rotura por fatiga a partir de las rugosidades que presentan las superficies cortadas por láser.

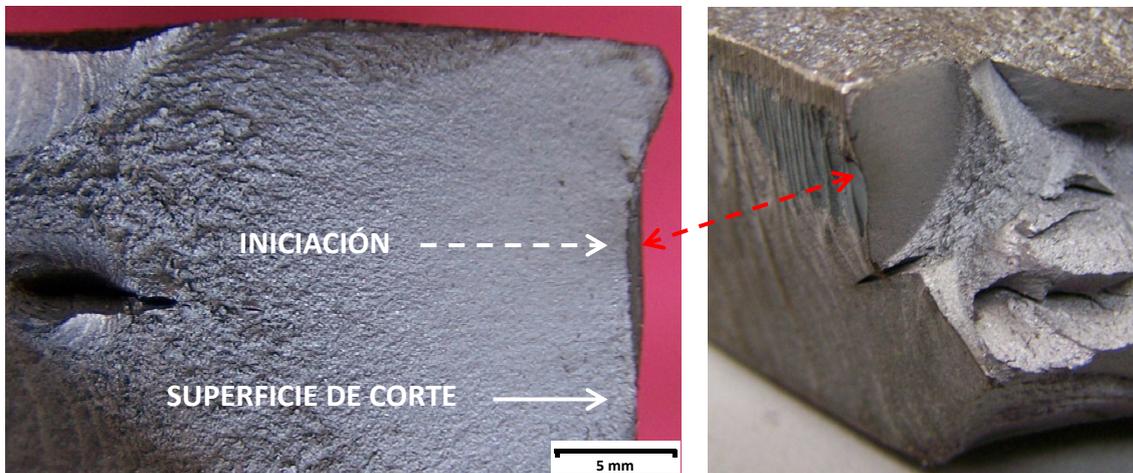


Figura 5.18 – Rotura por fatiga en una superficie cortada por láser a partir de las rugosidades presentes en la superficie de corte.

5.2.2 – Influencia del tipo de acero

En el caso de componentes que presentan soldaduras o concentradores de tensiones, se considera que las propiedades a tracción del material no influyen en el comportamiento a fatiga del elemento. Por el contrario, en superficies completamente lisas, las propiedades a tracción del material sí afectan a la resistencia a fatiga.

Los bordes rectos cortados térmicamente constituyen un caso intermedio entre los dos anteriormente mencionados. Teniendo en cuenta que en la presente Tesis se han ensayado cuatro aceros con diferentes propiedades a tracción (S355M, S460M, S690Q y S890Q), se va a evaluar en cada proceso de corte térmico (oxicorte, corte por plasma y corte por láser) la posible influencia de las propiedades a tracción.

Comparando los resultados obtenidos con diferentes aceros y un único proceso de corte, debe tenerse en cuenta que las condiciones superficiales en cada acero pueden ser diferentes a pesar de haber utilizado el mismo proceso de corte. Por este motivo, cuando se comparan los resultados de fatiga obtenidos en dos aceros cortados por un mismo proceso de corte térmico, se está considerando al mismo tiempo el efecto de las propiedades a tracción del material y las condiciones superficiales tras el corte.

La Figura 5.18 recoge la curva S-N media correspondiente a cada uno de los cuatro aceros y con los bordes cortados por plasma. Se ha optado por comparar en primer lugar los resultados obtenidos en el corte por plasma ya que, de los tres procesos de

corte térmico considerados, es el único en el que la rugosidad presenta un valor prácticamente constante para los cuatro aceros considerados ($9.6 \pm 1.2 \mu\text{m}$), en ninguno de ellos se observa escoria y en algunos casos la rotura se produce a partir de la superficie de laminación. Por ello, el corte por plasma es aquel proceso de corte térmico en el que las características intrínsecas del material tienen una mayor influencia al comparar el comportamiento a fatiga obtenido con distintos aceros.

Como se observa en la Figura 5.15, el acero S355M y el S690Q presentan un comportamiento a fatiga similar, especialmente en el rango de vida a fatiga finita. En lo que respecta al límite de fatiga, se observa en este caso que el acero S355M proporciona un valor inferior al del S690Q.

También se comprueba que el acero S890Q proporciona los valores más elevados de resistencia a fatiga tanto en el rango de vida a fatiga finita como en el rango de vida a fatiga infinita.

El acero S460M muestra unos valores de resistencia a fatiga intermedios entre los correspondientes a los dos primeros aceros (S355M y S690Q) y al acero S890Q. Conviene señalar que el límite de fatiga del acero S460M se encuentra únicamente 20 MPa por debajo del proporcionado por el acero S890Q.

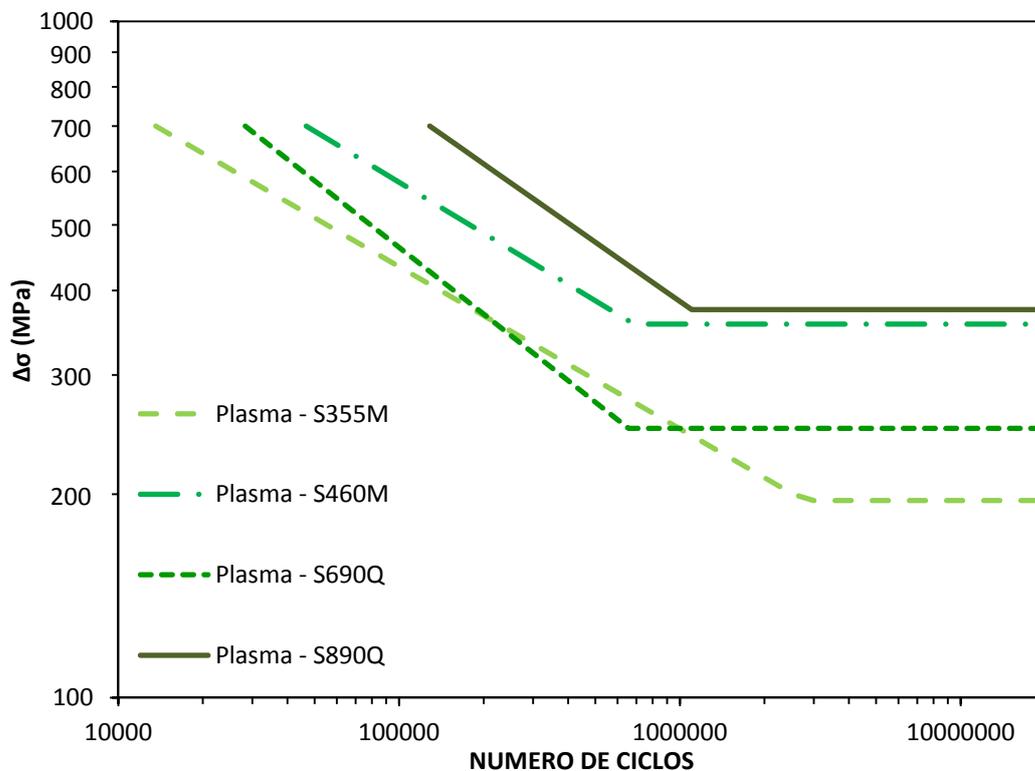


Figura 5.18 – Curva S-N media estimada para cada acero y con los bordes cortados por plasma.

En la Figura 5.19 se muestra la curva S-N media correspondiente a cada acero y con los bordes oxicortados. La posición relativa de las curvas es bastante similar a la representada en la Figura 5.18 para bordes cortados por plasma, por lo que en los bordes oxicortados también se observa la influencia de las propiedades a tracción de los aceros seleccionados. Sin embargo, hay una serie de pequeños cambios en los que subyacen las diferentes condiciones superficiales obtenidas en los bordes oxicortados de cada acero.

Por un lado, el acero S355M y el acero S690Q presentan un comportamiento a fatiga prácticamente idéntico tanto en el rango de vida finita como en el rango de vida infinita, obteniendo en ambos casos los valores de resistencia a fatiga más reducidos. La presencia de escoria en el borde inferior (donde se inician la práctica totalidad de las roturas por fatiga en borde oxicortados) del acero S690Q es más abundante que la observada en el acero S355M, lo cual parece penalizar al límite de fatiga del acero S690Q: en los bordes cortados por plasma su valor es 55 MPa superior al obtenido con el acero S355M, mientras que en los bordes oxicortados esta diferencia es nula. Por otro lado, el acero S890Q proporciona los valores más altos de resistencia a fatiga en ambos rangos de comportamiento.

En lo que se refiere al acero S460M, presenta un comportamiento a fatiga intermedio entre el obtenido con los aceros S355M y S690Q y el mostrado por el acero S890Q. Sin embargo, a diferencia de lo observado en los bordes cortados por plasma, el límite a fatiga del acero S460M (208 MPa) es considerablemente inferior al del acero S890Q (325 MPa).

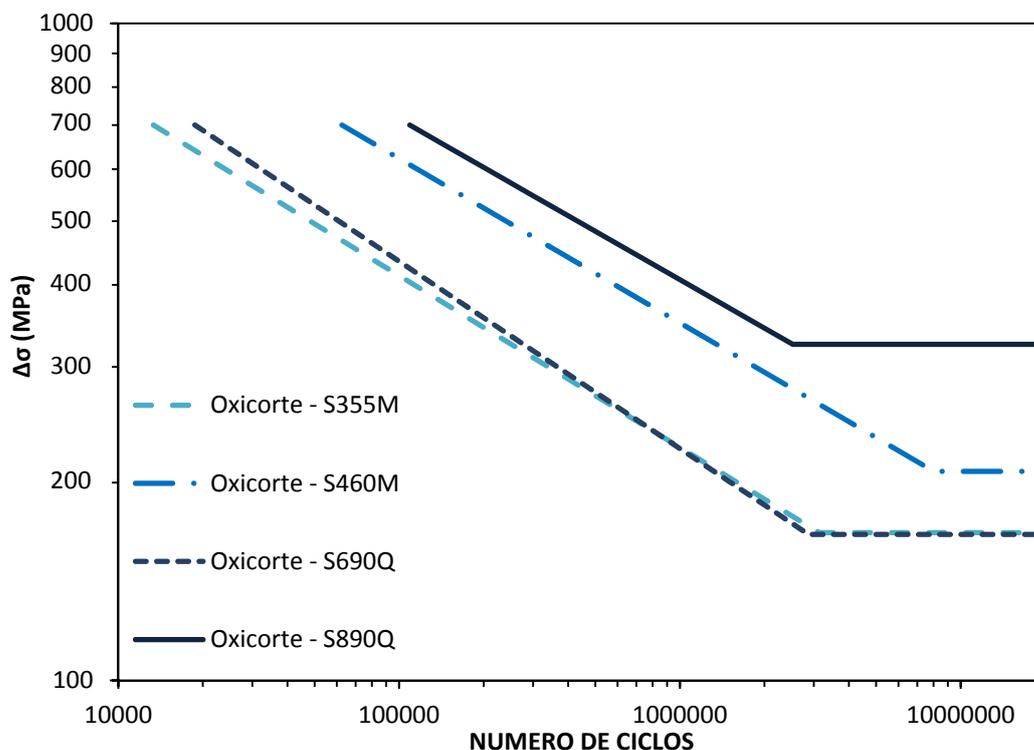


Figura 5.19 – Curva S-N media estimada para cada acero y con los bordes oxicortados.

La Figura 5.20 recoge la curva S-N media correspondiente a cada uno de los cuatro aceros en el caso de los bordes cortados por láser. La posición relativa de las curvas S-N que se había observado en los otros dos procesos de corte térmico (corte por plasma y oxicorte) también se aprecia en el corte por láser, lo cual refleja la influencia las propiedades intrínsecas de los aceros considerados en el comportamiento a fatiga de los mismos tras el corte por láser. Sin embargo, comparando la posición relativa entre las curvas S-N correspondientes al corte por plasma (que se han tomado como referencia) y las obtenidas en el corte por láser, se comprueba la influencia de las diferencias de calidad entre las superficies cortadas por láser de los distintos aceros.

En comparación con el comportamiento a fatiga observado en los cuatro aceros cortados por plasma, el corte por láser presenta diferencias. Por un lado, tanto el límite de fatiga del acero S460M como el del S690Q son muy similares (ligeramente superiores) al correspondiente al acero S355M. Este hecho viene motivado por la presencia de defectos lenticulares en las superficies cortadas por láser, los cuales son más numerosos y profundos en los aceros S460M y S690Q. Por otro lado, el acero S890Q muestra el mejor comportamiento a fatiga tanto en el rango de vida a fatiga finita como en el de vida infinita. Este hecho ya se había constatado tanto en el corte por plasma como en el oxicorte, por lo que dicha resistencia obtenida en el acero S890Q parece una propiedad intrínseca del mismo motivada por su elevada tensión de rotura. Sin embargo, en el corte por láser, la diferencia entre el límite de fatiga del acero S890Q y los otros tres aceros considerados (especialmente el S690Q) es muy superior a la observada en el corte por plasma y en el oxicorte. La explicación a este diferente comportamiento reside en que, como se señaló en la Figura 5.14a, la superficie cortada por láser del acero S890Q es la única que está exenta de los defectos lenticulares presentes en los otros tres aceros, particularmente visibles en los aceros S460M y S690Q.

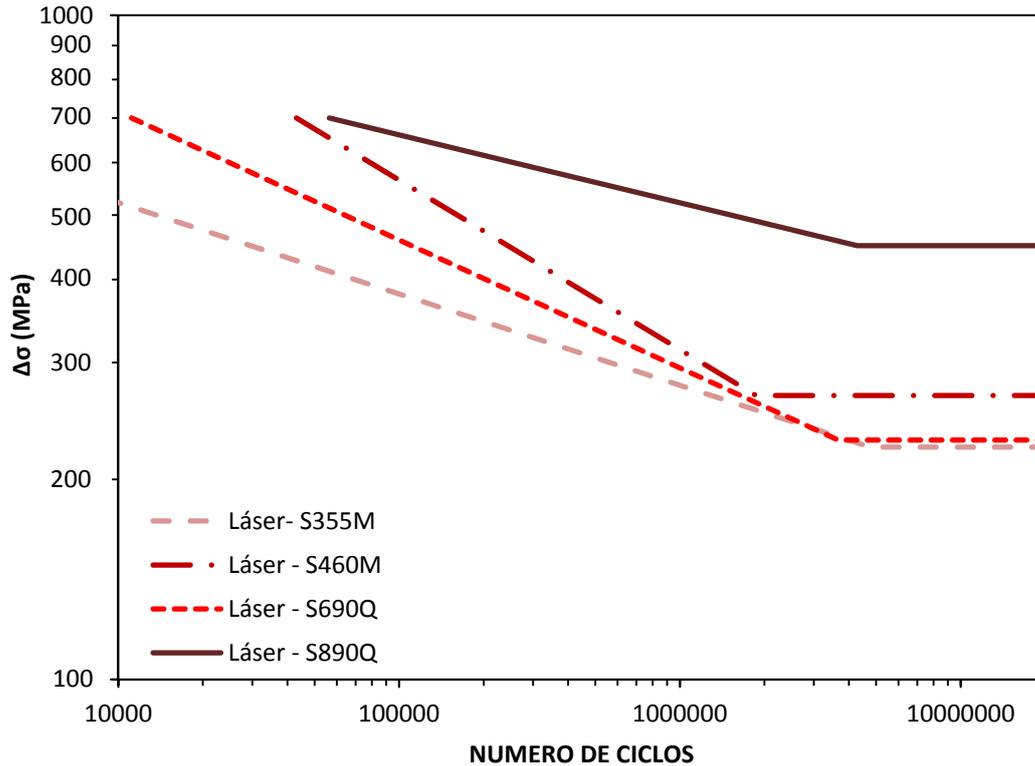


Figura 5.20 – Curva S-N media estimada para cada acero y con los bordes cortados por láser.

Una práctica habitual en los análisis de fatiga consiste en relacionar el límite de fatiga del material con la tensión de rotura del mismo. En la bibliografía es posible encontrar ecuaciones que relacionan ambos parámetros. Por ejemplo, en [14] se propone que el límite de fatiga para superficies totalmente pulidas y aceros con una tensión de rotura inferior a 1400 MPa viene dado por la ecuación (5.1):

$$S_f = a \cdot R_m \tag{5.1}$$

Donde:

- S_f es el límite de fatiga expresado en términos de amplitud de tensiones.
- R_m es la tensión de rotura del material.
- a es un coeficiente cuyo valor más utilizado es 0.5, aunque puede oscilar entre 0.35 y 0.6 en aceros.

Conviene señalar que la ecuación (5.1) ha sido obtenida con un valor de la relación de tensiones (R) igual -1, es decir, con la tensión media (σ_{med}) igual a 0. Con objeto de obtener el coeficiente a correspondiente a los bordes de corte térmicos aquí considerados y teniendo en cuenta que los ensayos de fatiga se han desarrollado en la

presente Tesis con un valor de R igual a 0.1 (y por lo tanto con una tensión media mayor que 0), se ha aplicado la corrección de Goodman (ecuación (5.2)) [14] para obtener el límite de fatiga equivalente en condiciones de tensión media nula.

$$S_{f(R=-1)} = \frac{S_{f(R=0.1)}}{1 - \frac{\sigma_{med}}{R_m}} \quad (5.2)$$

En la figuras 5.21 a 5.23 se representan los valores del límite de fatiga (expresado en términos de amplitud de tensiones y habiendo aplicado la corrección de la ecuación (5.2)) frente a la tensión de rotura del acero en los tres procesos de corte. También se han incorporado valores procedentes de la bibliografía, estando el origen de los mismos detallado en las Tablas 5.13 a 5.15 del apartado 5.2.6. Se puede observar como en los tres procesos se produce un incremento del límite de fatiga conforme se aumenta la tensión de rotura.

Analizando el valor del parámetro α estimado, se observa que oscila entre 0.3 para el oxicorte y 0.4 para el corte por plasma. Comparando dichos valores de α con el que se asume para elementos con la superficie pulida (0.5), se pueden obtener las siguientes conclusiones:

- Se corrobora la afirmación realizada al comienzo de este apartado respecto a la influencia de las propiedades a tracción del material sobre el límite de fatiga, según la cual los bordes cortados térmicamente presentan un comportamiento intermedio entre los componentes con concentradores de tensiones y tensiones residuales importantes, en los cuales el límite de fatiga del material es prácticamente independiente de las propiedades intrínsecas del acero, y aquellos sin presencia de defectos en la superficie, en los cuales se asume que el límite de fatiga crece linealmente con una pendiente cuyo valor oscila en torno a 0.5.
- En superficies completamente pulidas, el límite de fatiga puede situarse en torno al 50% de la tensión de rotura, mientras que las condiciones superficiales generadas durante el proceso de corte reducen el dicho valor hasta un 30-40% de la tensión de rotura.

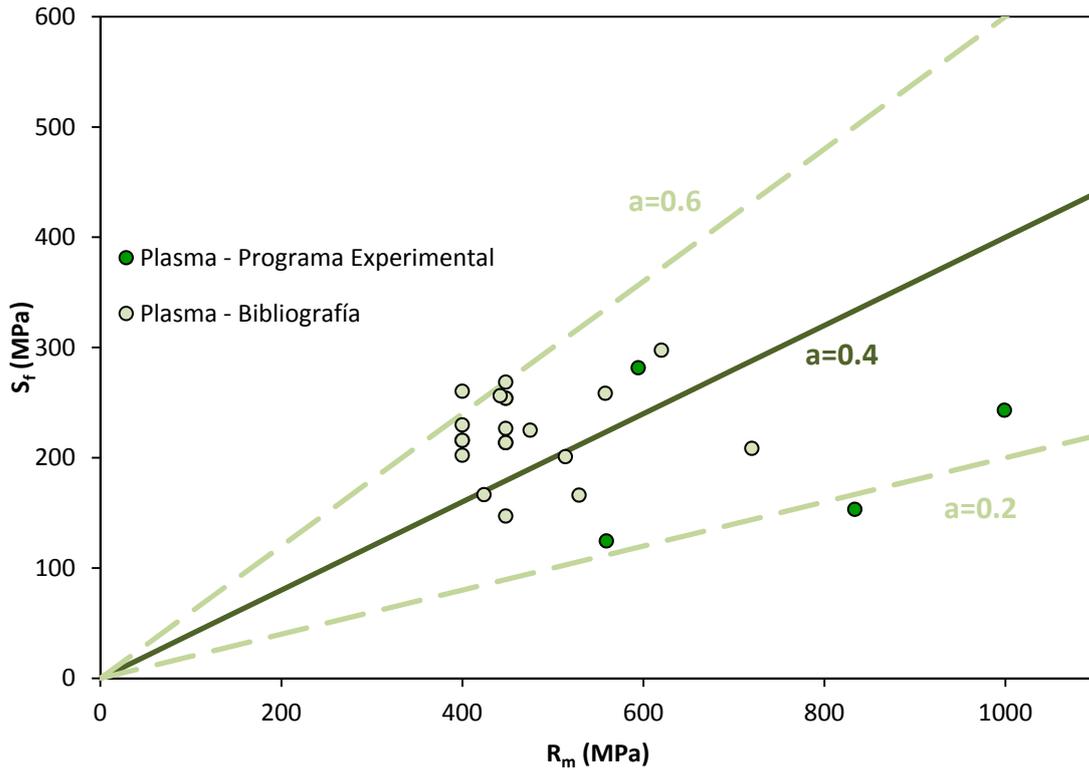


Figura 5.21 – Relación entre el límite de fatiga y la tensión de rotura en los bordes cortados por plasma.

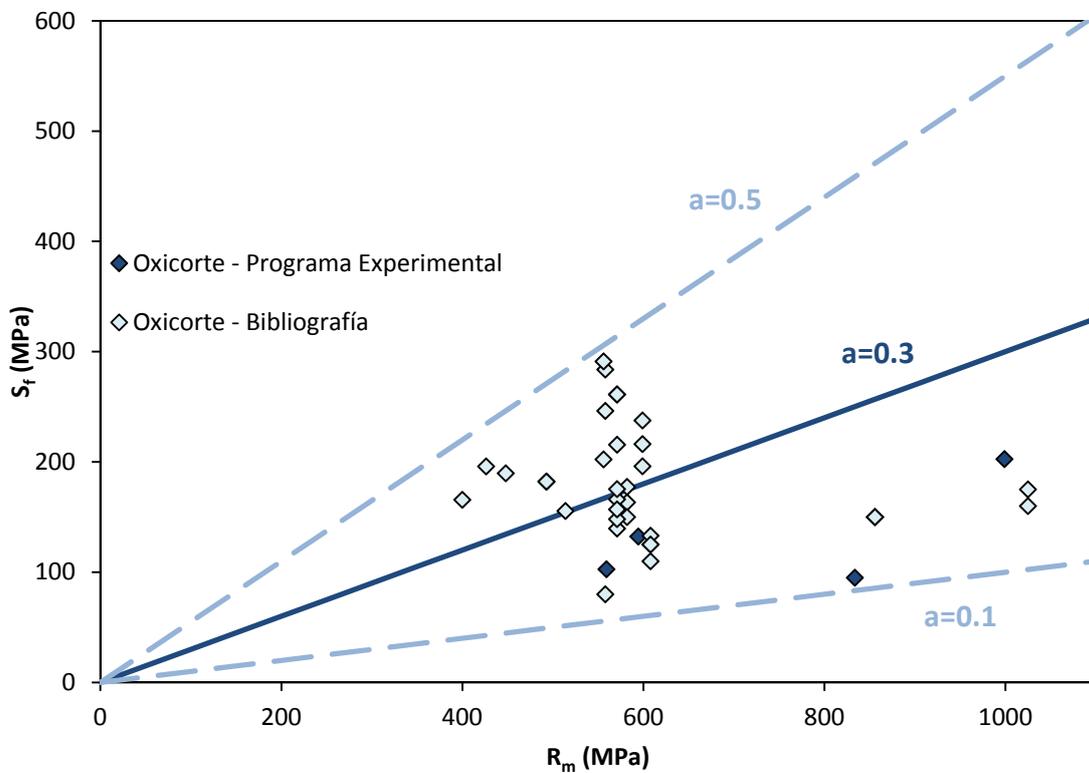


Figura 5.22 – Relación entre el límite de fatiga y la tensión de rotura en los bordes oxicortados.

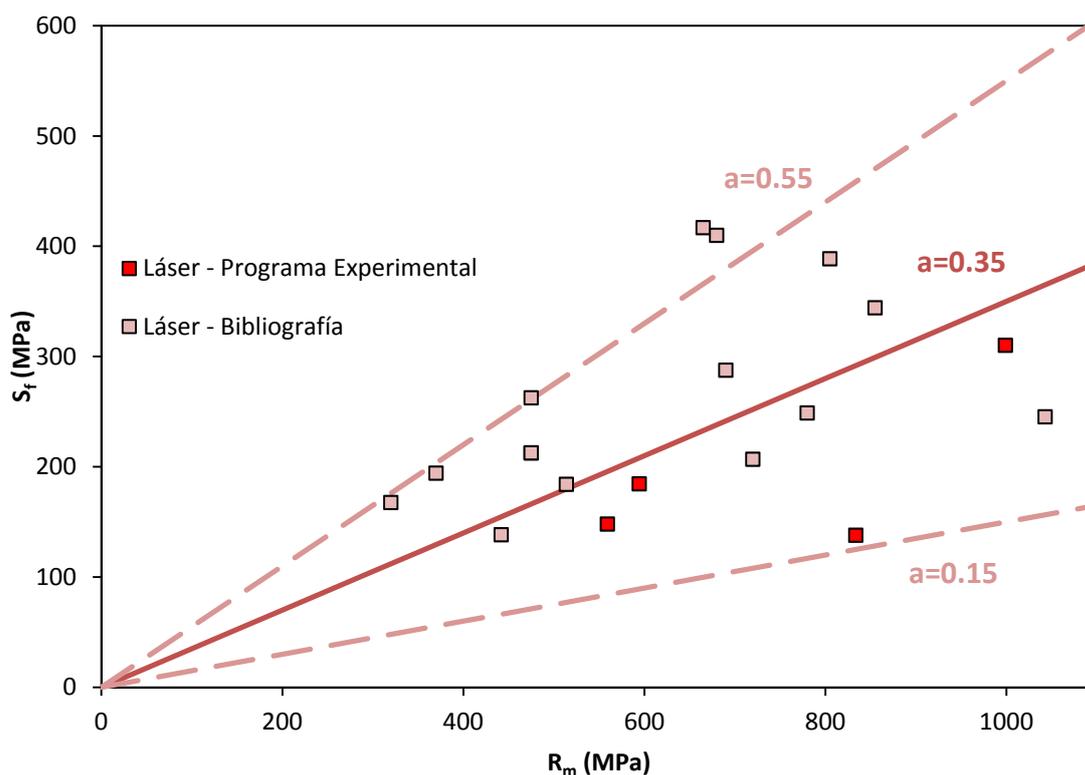


Figura 5.23 – Relación entre el límite de fatiga y la tensión de rotura en los bordes cortados por láser.

5.2.3 – Influencia del espesor de la probeta

El incremento del espesor de un componente provoca una reducción de la resistencia a fatiga del mismo, en tanto que la probabilidad de que aparezca el iniciador de una fisura es tanto mayor cuanto más grande sea la superficie expuesta a un campo tensional. En el caso de los bordes cortados térmicamente, a este hecho hay que añadir que las condiciones superficiales obtenidas con un mismo proceso de corte térmico pueden variar en función del espesor.

Las normativas de diseño de componentes a fatiga tienen en cuenta el efecto del espesor a la hora de definir las curvas S-N, de tal manera que para espesores inferiores a uno dado, denominado espesor de referencia (t_{ref}), las curvas S-N propuestas se pueden emplear directamente, mientras que para espesores mayores al de referencia es necesario aplicar un factor corrector que tenga en cuenta la reducción de la resistencia a fatiga del componente. Por lo general, las normativas de diseño a fatiga se reparten por igual entre las que consideran un valor de $t_{ref}=25$ mm (e.j., Eurocódigo 3 [36]) y $t_{ref}=15-16$ mm (e.j., ISO 19902:2007 [78]). Conviene señalar que dichas normativas hacen referencia explícita a uniones soldadas a la hora de definir el espesor de referencia, por lo que es necesario asumir su aplicación al diseño a fatiga de bordes cortados térmicamente o del propio material base.

Para poder evaluar la influencia del espesor de la chapa en el comportamiento a fatiga en bordes cortados térmicamente, en esta Tesis se han seleccionado dos espesores distintos del acero S460M: 15 mm y 25 mm.

En las figuras 5.24 a 5.26 se evalúa el efecto del espesor en la resistencia a fatiga en cada uno de los tres procedimientos de corte térmico considerados. Se observa claramente en todos ellos que existe una reducción de la resistencia a fatiga al pasar del espesor de 15 mm al de 25 mm, tanto en el rango de vida a fatiga finita como en el de vida infinita.

Al comparar en los apartados 4.2.2.1 y 4.2.2.2 las condiciones de las superficies oxicortadas obtenidas en los espesores de 15 y 25 mm, se comprobó que tanto la rugosidad superficial como la presencia de escoria en el borde inferior son similares en ambos espesores, o incluso ligeramente inferiores en el espesor de 25 mm. Por lo tanto, en bordes oxicortados (Figura 5.24), únicamente el efecto del espesor parece ser el causante del peor comportamiento a fatiga que se observa al pasar del espesor de 15 mm al de 25 mm.

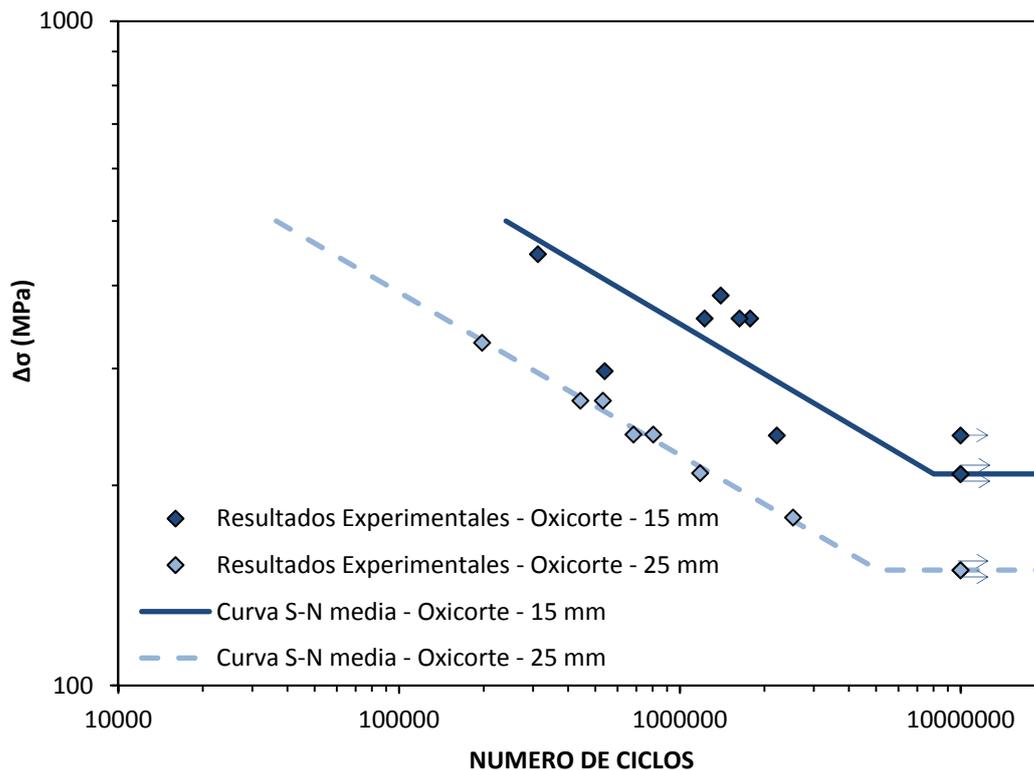


Figura 5.24 – Efecto del espesor sobre la resistencia a fatiga del acero S460M y bordes oxicortados.

En el caso de los bordes cortados por plasma (Figura 5.25), las condiciones superficiales obtenidas en ambos espesores son prácticamente idénticas: tanto la rugosidad (13 μm) como la dureza máxima (450 HV05) en el espesor de 25 mm son

ligeramente superiores a las medidas en el espesor de 15 mm (9 μm y 390 HV05, respectivamente). Por lo tanto, de la misma manera que se había observado en el oxicorte, la reducción del comportamiento a fatiga al incrementar el espesor en bordes cortados por plasma no parece venir influenciada en gran medida por unas diferentes condiciones superficiales.

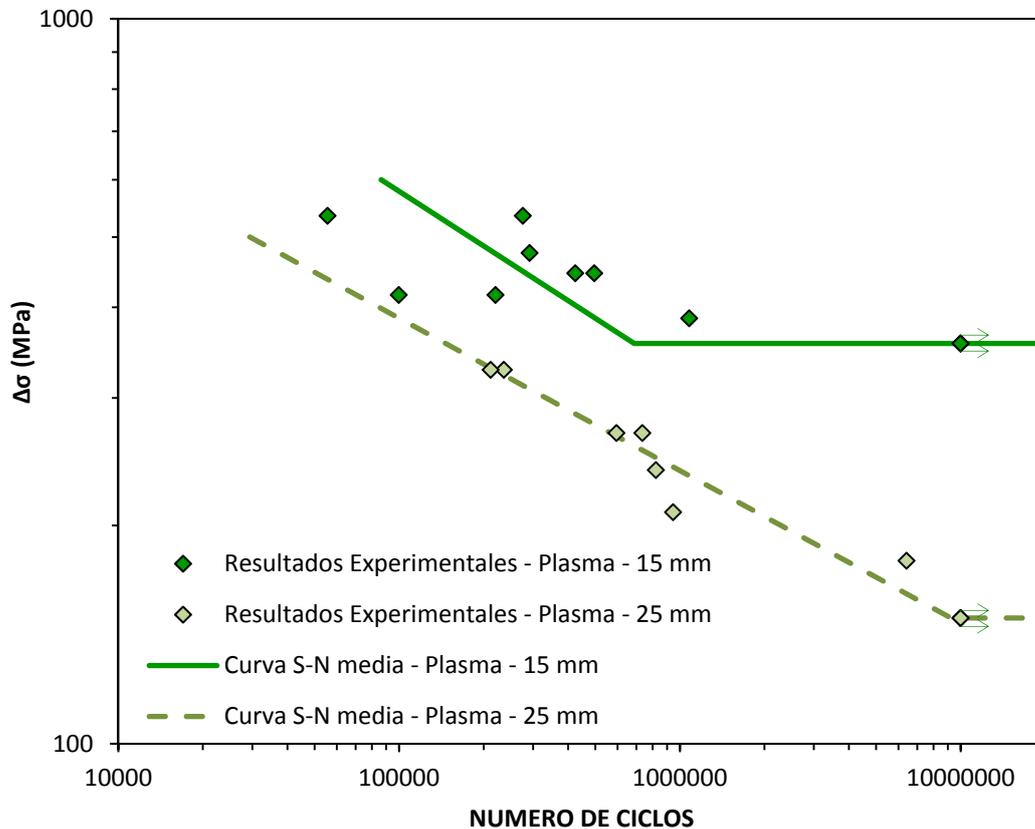


Figura 5.25 – Efecto del espesor sobre la resistencia a fatiga del acero S460M y bordes cortados por plasma.

En lo referente al corte por láser, es conveniente señalar que, como se pudo comprobar en el apartado 4.2.2.2, la calidad de la superficie cortada por láser en el espesor de 25 mm es considerablemente inferior a la obtenida en el espesor de 15 mm. Este hecho viene confirmado por el valor de la rugosidad, el cual se incrementa de forma significativa al pasar del espesor de 15 mm ($Rz5=38 \mu\text{m}$) al de 25 mm ($Rz5=73 \mu\text{m}$). El motivo de la considerable pérdida de calidad superficial en el espesor de 25 mm es que dicho valor se sitúa en el límite de aplicación de esta tecnología. Por lo ello, tanto el efecto propio del espesor como el incremento de la rugosidad superficial en el espesor mayor parecen ser las causas de la disminución en la resistencia al pasar del espesor de 15 mm al de 25 mm.

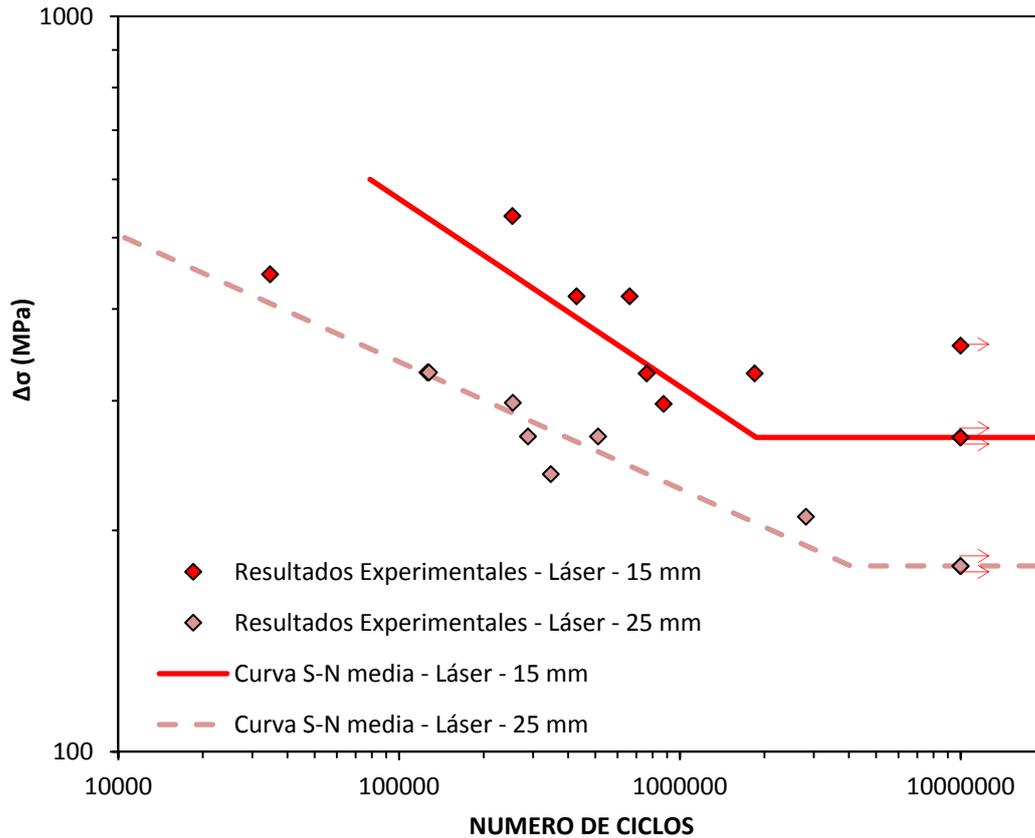


Figura 5.26 – Efecto del espesor sobre la resistencia a fatiga del acero S460M y bordes cortados por láser.

5.2.4 – Influencia de la relación de tensiones

El número de ciclos hasta rotura en un componente sometido a un determinado rango de tensiones se reduce conforme el valor elegido de la relación de tensiones (R) es mayor, en tanto que la tensión media se incrementa según la expresión definida en la ecuación (5.3):

$$\sigma_{med} = \frac{(1 + R)}{2 \cdot (1 - R)} \cdot \Delta\sigma \tag{5.3}$$

La afirmación anterior conviene ser matizada en el caso de estructuras con uniones soldadas. La aplicación de una carga externa genera un campo tensional definido por la magnitud de dicha carga y la geometría del componente. Sin embargo, la presencia de tensiones residuales modifica dicho campo tensional, de tal manera que las tensiones totales a las que está sometido el material equivalen a la suma de las generadas por las cargas exteriores y las tensiones residuales [4]:

$$\sigma_{total} = \sigma_{carga\ externa} + \sigma_{residuales} \tag{5.4}$$

En el caso de que la carga aplicada sea cíclica, el rango de tensiones totales se corresponderá con aquel generado exclusivamente por la carga externa (ecuación (5.5)), mientras que la tensión media resultante será aquella que resulta de sumar la tensión media de la carga cíclica y las tensiones residuales (ecuación (5.6)) [4]:

$$\Delta\sigma_{total} = \Delta\sigma_{carga\ externa} \quad (5.5)$$

$$\sigma_{med,total} = \sigma_{med,carga\ externa} + \sigma_{residuales} \quad (5.6)$$

Por lo tanto, atendiendo a lo definido en la ecuación (5.6), en el caso de las uniones soldadas no solo debería tenerse en cuenta el efecto de R sobre la tensión media, sino también la repercusión que tienen las tensiones residuales sobre dicho parámetro. Esta afirmación es cierta cuando la tensión máxima resultante es inferior al límite elástico:

$$\sigma_{max,total} = \sigma_{max,carga\ externa} + \sigma_{residuales} \leq R_e \quad (5.7)$$

Sin embargo, las tensiones residuales generadas habitualmente tras el proceso de soldeo son tan elevadas que la tensión máxima resultante supera el límite elástico. Teniendo en cuenta la ductilidad de los aceros estructurales, al superar el límite elástico se produce una plastificación del material de tal manera que la tensión máxima, que según el modelo elástico sería superior al límite elástico, se reduce aproximadamente hasta dicho valor [156], como se observa en la Figura 5.27 [156]. Conviene señalar que el rango de tensiones es el mismo tanto en el modelo elástico como en el comportamiento real del material.

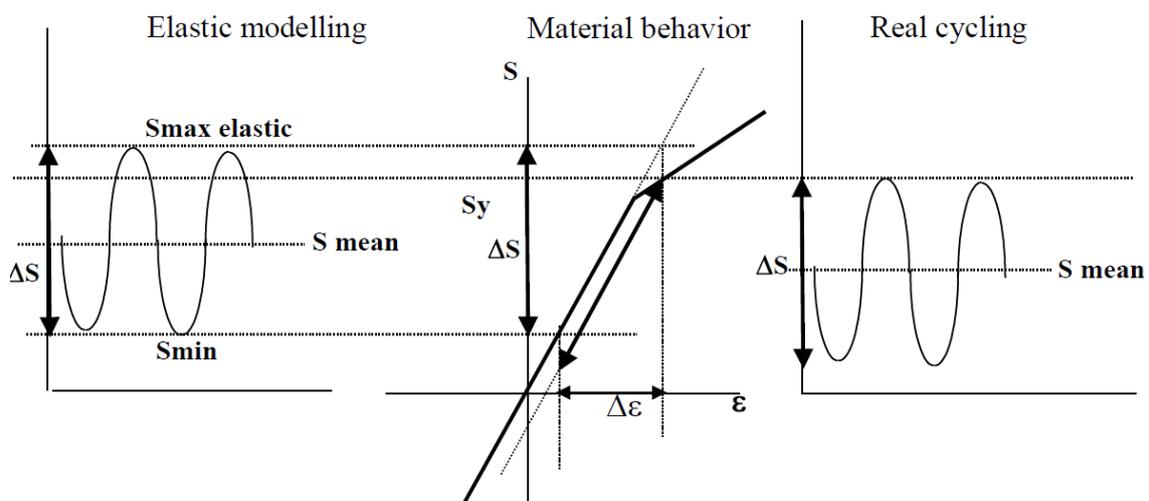


Figura 5.27 – Influencia sobre el rango de tensiones y la tensión media cuando la tensión máxima supera el límite elástico [156].

Por lo tanto, independientemente del valor de R seleccionado, si las tensiones residuales son tan elevadas que la tensión máxima es mayor que el límite elástico, la tensión media será muy similar para cualquier valor de R , luego este parámetro apenas tendrá influencia sobre la resistencia a fatiga. Este concepto ha sido tenido en cuenta por las normativas de diseño a fatiga a la hora de definir las curvas S-N, de tal manera que consideran prácticamente despreciable el efecto de la tensión media (y R) sobre el comportamiento a fatiga de las uniones soldadas.

Desde el punto de vista de las tensiones residuales, los bordes cortados térmicamente representan una situación intermedia entre las uniones soldadas y el material base, por lo tanto es posible que el valor de R pueda tener cierta influencia sobre la resistencia a fatiga. Teniendo en cuenta este hecho y dado que los bordes cortados térmicamente representan una pequeña parte de las categorías de detalle recogidas en las normativas de diseño a fatiga, estas últimas suelen adoptar una solución de compromiso, y en ocasiones, incluso, la misma asunción que se había realizado en las uniones soldadas se aplica a los bordes cortados térmicamente. A continuación se recogen las consideraciones realizadas por algunas de las normativas o documentos de referencia:

- BS7608 [37]: en lo que respecta a uniones soldadas, la BS7608 [37] establece que, cuando las tensiones residuales presentes sean elevadas, la resistencia a fatiga depende del rango de tensiones aplicado, mientras la tensión media y R no presentan un efecto significativo. Por simplicidad, la BS7608 [37] asume esta hipótesis para componentes no soldados.
- Eurocódigo 3 [36]: únicamente tiene en cuenta el efecto de la tensión media sobre detalles en compresión sin soldaduras o con soldaduras sometidas a un tratamiento de relajación de tensiones. Para ello, considera un rango de tensiones efectivo que resulta de sumar la parte del rango de tensiones correspondiente al dominio de las tracciones y un 60% del correspondiente al dominio de las compresiones.
- IIW [54]: es el único documento en el que se define un factor corrector, $f(R)$, que tiene en cuenta el efecto de R sobre la resistencia a fatiga de componentes cortados térmicamente. $f(R)$ multiplica al rango de tensiones de la curva S-N de diseño asociada al detalle estructural considerado. Como se puede observar en la ecuación (5.10), su efecto se considera despreciable para valores de R superiores a -0.25.

$$f(R) = 1.3 \quad \text{Para } R < -1 \quad (5.8)$$

$$f(R) = -0.4 \cdot R + 0.9 \quad \text{Para } -1 \leq R \leq -0.25 \quad (5.9)$$

$$f(R) = 1 \quad \text{Para } R > -0.25 \quad (5.10)$$

Teniendo en cuenta que en la bibliografía la práctica totalidad de los programas experimentales de fatiga realizados sobre componentes cortados térmicamente han adoptado un valor de R entre 0 y 0.1, y que las normativas (salvo la del IIW [54]) no definen con precisión la corrección que es necesario aplicar para tener en cuenta el efecto de R sobre la resistencia a fatiga de bordes cortados térmicamente, se ha realizado un ensayo con $R=0.5$ por cada método de corte en el acero S460M (25 mm de espesor). Con ello se ha pretendido evaluar la posición de dicho punto respecto a la curva S-N obtenida con un valor de $R=0.1$.

En las figuras 5.28 a 5.30 se compara para cada uno de los tres procesos de corte el resultado del ensayo de fatiga ejecutado con $R=0.5$ y las curvas S-N (media y de diseño) estimadas a partir de ensayos realizados con $R=0.1$. En todos ellos se observa que el resultado obtenido con el mayor valor de R se encuentra por debajo incluso de la curva S-N asociada a una probabilidad de supervivencia del 95%, es decir, el valor obtenido con $R=0.5$ pertenece a una población cuya resistencia a fatiga es inferior a la mostrada por los ensayos realizados con $R=0.1$.

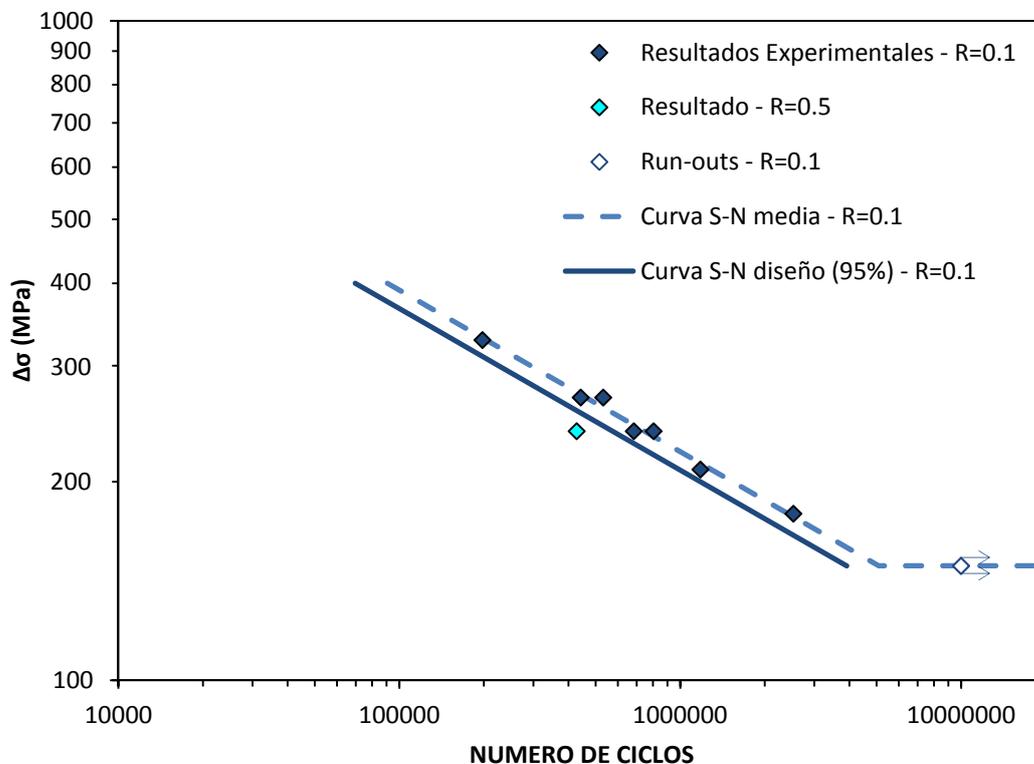


Figura 5.28 – Efecto del valor de R en la resistencia a fatiga de bordes oxicortados.

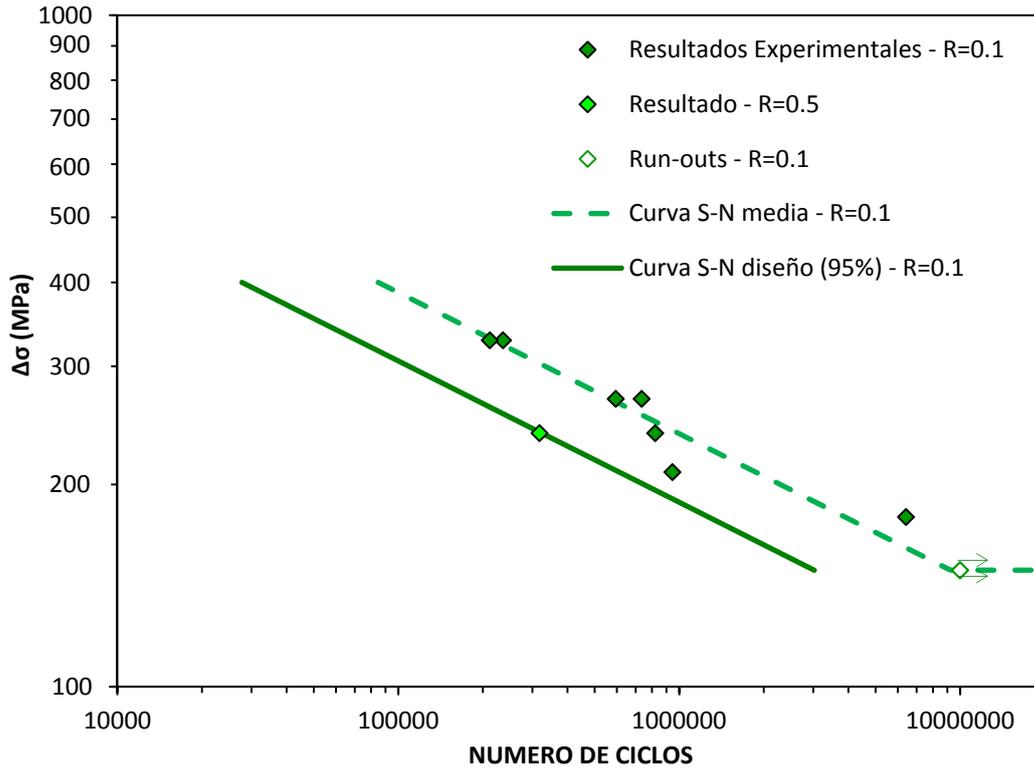


Figura 5.29 – Efecto del valor de R en la resistencia a fatiga de bordes cortados por plasma.

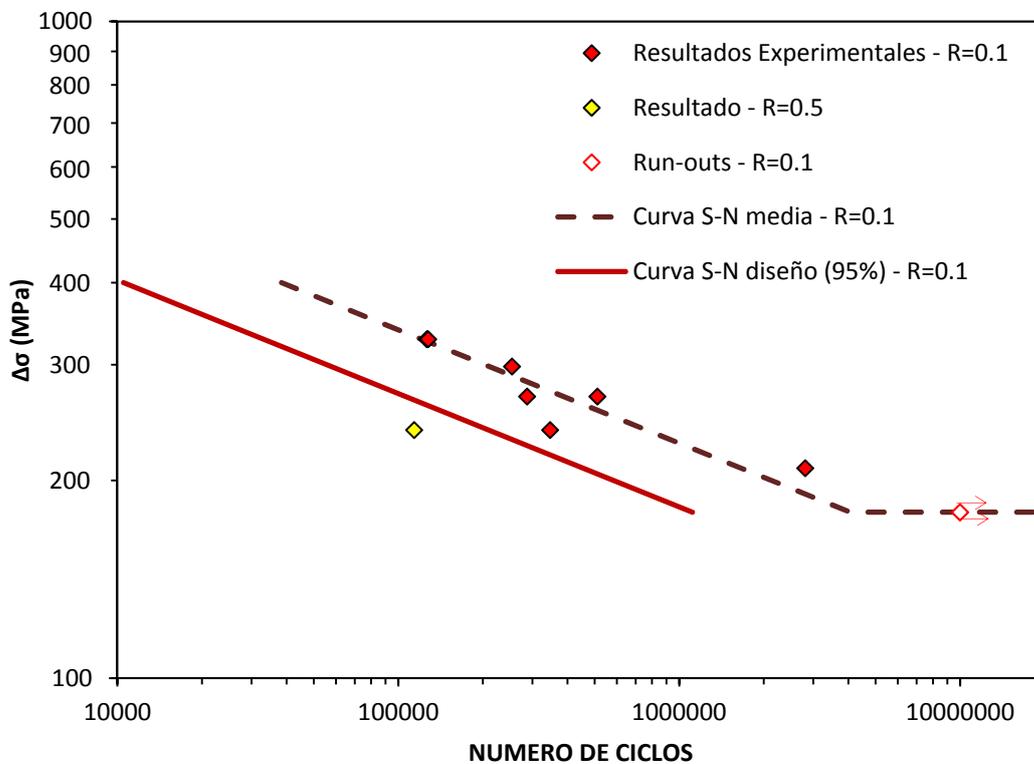


Figura 5.30 – Efecto del valor de R en la resistencia a fatiga de bordes cortados por láser.

En los tres procesos de corte, el rango de tensiones correspondiente a los ensayos con $R=0.5$ es del 50% del límite elástico, luego la tensión máxima alcanzada (sin tener en cuenta el posible efecto de las tensiones residuales) es aproximadamente igual al límite elástico. Sin embargo, el ensayo con el mismo rango de tensiones y $R=0.1$ presenta una tensión máxima debida al efecto exclusivo de la carga aplicada igual al 55% del límite elástico.

Habiendo observado que el número de ciclos hasta rotura del ensayo con $R=0.5$ es inferior al obtenido con $R=0.1$, y que en este último la tensión máxima debida únicamente al efecto de la carga aplicada es inferior al límite elástico, se podría afirmar por lo tanto que las tensiones residuales en los tres procesos de corte térmico no son lo suficientemente elevadas como para que la tensión máxima resultante de sumar la componente debida a la carga cíclica ($R=0.1$) y la debida a las tensiones residuales alcance el límite elástico, no consiguiendo así el efecto observado en las uniones soldadas que permite despreciar el efecto de la tensión media.

Por lo tanto, la hipótesis considerada tanto en la normativa BS7608 [37] como en el Eurocódigo 3 [36] sobre la nula influencia del valor de R sobre la resistencia a fatiga de elementos no soldados podría proporcionar resultados no conservadores. Así mismo, el factor corrector recogido en IIW [54] para bordes cortados térmicamente tampoco parece adecuado, ya que supone un efecto de R despreciable para valores superiores a -0.25 , lo cual se ha comprobado que no es cierto al haber observado una reducción en la resistencia a fatiga cuando se pasa de $R=0.1$ a $R=0.5$.

A la vista de los resultados obtenidos, se va a evaluar la aplicación del factor corrector que el IIW [54] utiliza en el material base o en componentes con tensiones residuales despreciables ($<0.2 \cdot R_e$) para tener en cuenta el efecto de R sobre la resistencia a fatiga. El valor de dicho coeficiente corrector se recoge en las ecuaciones (5.11) a (5.13). Como se puede comprobar, el efecto de R solo se considera despreciable para valores de dicho parámetro superiores a 0.5

$$f(R) = 1.6 \quad \text{Para } R < -1 \quad (5.11)$$

$$f(R) = -0.4 \cdot R + 1.2 \quad \text{Para } -1 \leq R \leq 0.5 \quad (5.12)$$

$$f(R) = 1 \quad \text{Para } R > 0.5 \quad (5.13)$$

Aplicando la ecuación (5.12), la curva S-N correspondiente a $R=0.1$ se obtendría multiplicando la curva S-N de $R=0.5$ por un valor de $f(R = 0.1) = -0.4 \cdot 0.1 + 1.2 = 1.16$. Por lo tanto, para evaluar la idoneidad de este factor, se va a multiplicar por 1.16 el rango de tensiones correspondiente al ensayo realizado con $R=0.5$.

En las figuras 5.31 a 5.33 se compara para cada uno de los tres procesos de corte el resultado del ensayo de fatiga ejecutado con $R=0.5$ (corregido por el factor anteriormente calculado) y las curvas S-N (media y de diseño) estimadas a partir de ensayos realizados con $R=0.1$.

Analizando las figuras 5.31 a 5.33, se observa que, tras haber aplicado el factor que tiene en cuenta la influencia de R , el resultado correspondiente al ensayo con $R=0.5$ se sitúa próximo a la curva S-N media y por encima de la curva S-N de diseño en los tres procesos de corte, es decir, del lado de la seguridad.

De esta manera, el factor corrector por el efecto de R que propone el IIW [54] para el material base y elementos con tensiones residuales depreciables parece tener en cuenta de manera adecuada el efecto de R sobre la resistencia a fatiga cuando se aplica a bordes cortados térmicamente, proporcionando valores del lado de la seguridad.

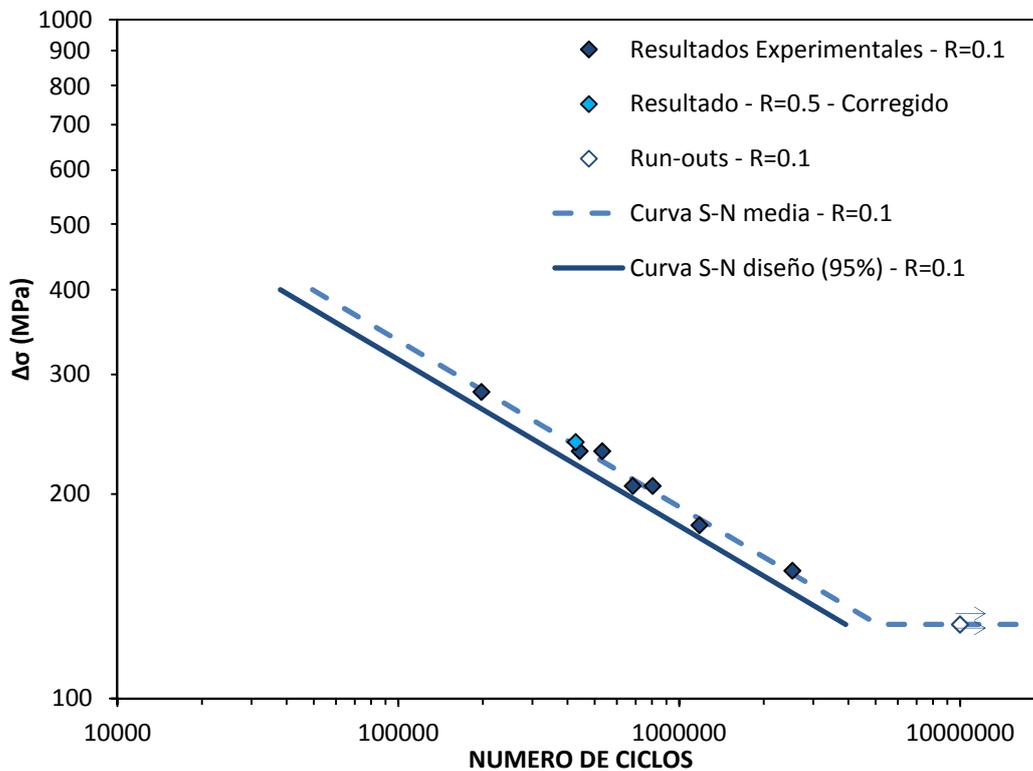


Figura 5.31 – Evaluación de la idoneidad del factor corrector en función de R para bordes oxicortados.

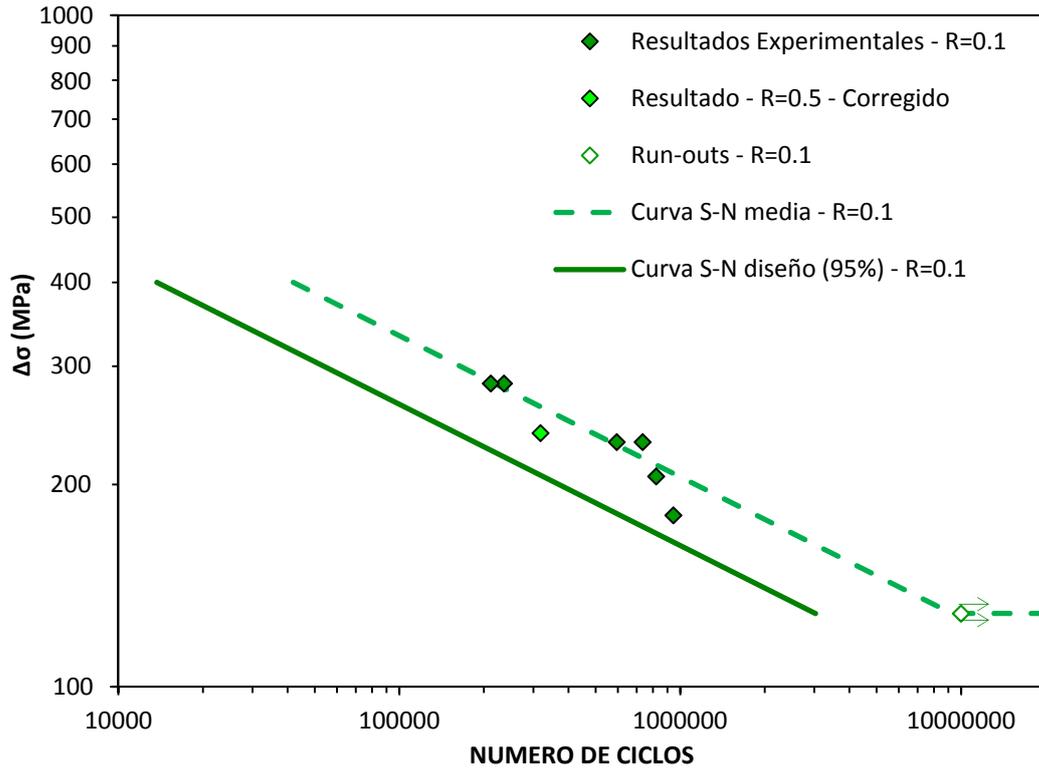


Figura 5.32 – Evaluación de la idoneidad del factor corrector en función de R para bordes cortados por plasma.

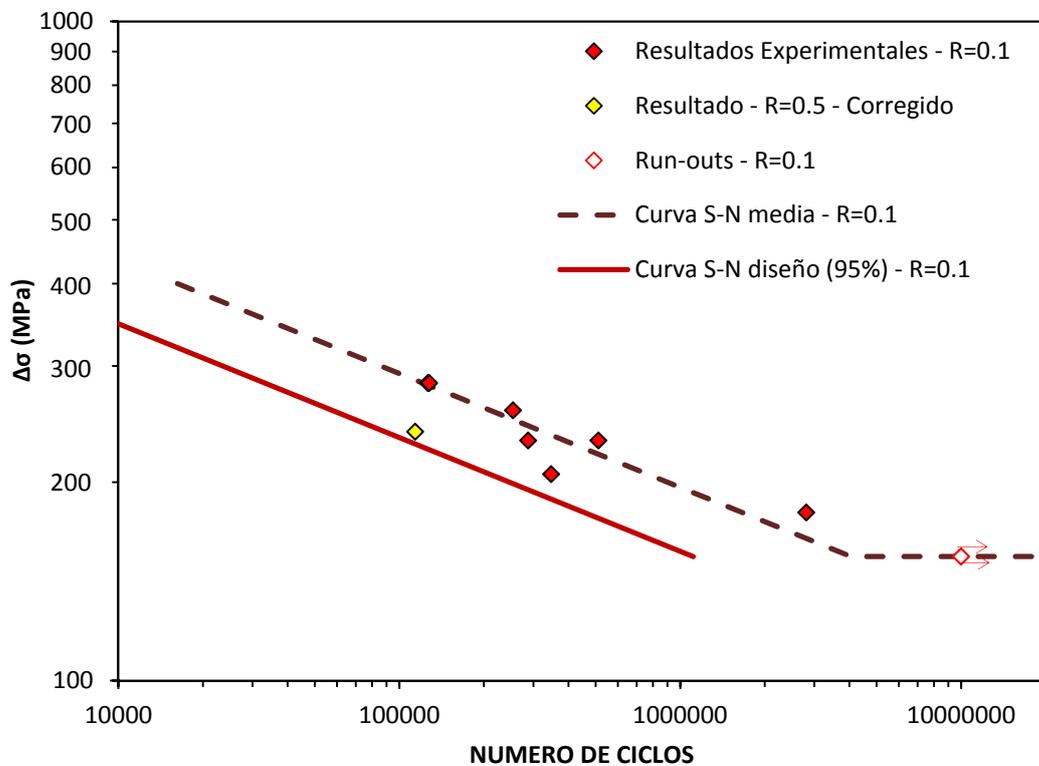


Figura 5.33 – Evaluación de la idoneidad del factor corrector en función de R para bordes cortados por láser.

5.2.5 – Evaluación de las normativas de fatiga

En este apartado se va a proceder a evaluar la adecuación de las curvas de diseño (S-N) propuestas por las normativas actuales para el diseño a fatiga de bordes rectos cortados térmicamente.

Como ya se explicó en el apartado 2.2.5 del Estado de Arte, existe una gran variedad de normativas de diseño a fatiga, tanto por el sector en el que son de aplicación como por el país en el que están vigentes. Cada una de ellas propone sus propias categorías de detalle o curvas S-N, ya sea por el programa experimental que tuvieron en cuenta a la hora de definir las, el modelo de curva S-N seleccionado o el procedimiento empleado para estimar las curvas S-N de diseño. Bien es cierto que todas ellas presentan similitudes e incluso se pueden llegar a establecer equivalencias.

Con objeto de proporcionar la mayor aplicabilidad posible a los resultados obtenidos en esta Tesis, se ha llevado a cabo una selección de las normativas de diseño a fatiga más representativas. A parte de su relevancia, dicha selección viene dada igualmente por su aplicación a sectores en los que tanto los aceros (S355M, S460M, S690Q y S890Q) como los espesores (15 mm y 25 mm) considerados en esta Tesis son habitualmente empleados. A continuación se recogen las normativas adoptadas para su evaluación y se justifica su adopción:

- BS7608 [37]: se trata de la normativa de diseño a fatiga más actualizada. El ámbito de aplicación de la misma va desde puentes hasta estructuras metálicas en general.
- Eurocódigo 3 [36]: es una normativa de referencia en el ámbito europeo. De hecho algunas normativas nacionales, como la Instrucción de Acero Estructural Española [8], transcriben directamente los criterios de diseño a fatiga recogidos en el Eurocódigo 3. Su campo de aplicación es el análisis de la resistencia a fatiga en elementos estructurales, conexiones y uniones fabricadas en aceros de construcción de todos los grados.
- ASSHTO – *Bridge Design Specifications* [35]: se trata del código de diseño a fatiga más empleado tanto en Norteamérica como en Sudamérica. Su aplicación se limita de forma estricta a componentes utilizados en la fabricación de puentes. Sin embargo, las curvas S-N allí propuestas han sido adoptadas en otros sectores como la construcción (*Manual of Steel Construction* de la *American Institute for Steel Construction*, AISC [66]) o el ámbito ferroviario (*Manual for Railway Engineering* de la *American Railway Engineering and Maintenance of Way Association*, AREMA [67]).

5.2.5.1 – BS7608

Actualmente, la aplicación estricta de la normativa BS7608 [37] solo permitiría evaluar el comportamiento a fatiga de bordes oxicrotados. Para ello, habría que adoptar la categoría de detalle C, la cual se corresponde con los siguientes criterios de fabricación:

- Los bordes deben ser cortados mediante una máquina de oxicorte automática.
- La rugosidad superficial medida según la normativa EN ISO 9013 [116] se debe corresponder con un rango igual a 2 o inferior.

En el caso de bordes cortados por plasma o por láser, ante la ausencia de especificación, el diseñador podría asumir la misma categoría de detalle que la propuesta para los bordes oxicrotados, aunque sin respaldo normativo alguno.

Por ello, con el fin de evaluar la posibilidad de extrapolar la categoría C a bordes cortados por plasma y láser, y analizar su idoneidad en bordes oxicrotados, se va a utilizar la metodología recogida en la propia normativa BS7608 [37] para validar la aplicación de una determinada curva S-N de diseño en base a un nuevo programa experimental.

Inicialmente se asume la hipótesis nula de que los ensayos realizados en el programa experimental forman parte de la misma población que los ensayos empleados para determinar la curva S-N de diseño. Con esta condición impuesta por la hipótesis nula se pretende mostrar que es poco probable (con un determinado nivel de confianza) que los resultados del nuevo programa experimental presenten una vida a fatiga mayor que la de los empleados para definir en su momento la curva S-N de diseño.

Rechazar la hipótesis nula supone la aceptación de la hipótesis alternativa, es decir, que los nuevos ensayos pertenecen a una población que presenta una vida a fatiga mayor que la población utilizada para estimar la curva S-N de diseño, y por lo tanto el uso de la categoría de detalle seleccionada es posible.

Asumiendo un nivel de confianza del 95%, la condición para aceptar la hipótesis alternativa viene definida en las ecuaciones (5.14) y (5.15).

$$\log A_{ensayos} \geq \log A_{límite} \quad (5.14)$$

$$\log A_{límite} = \log A_{media,categoría} + \frac{1.645 \cdot Stv_{categoría}}{\sqrt{n}} \quad (5.15)$$

Donde:

- $\log A_{\text{ensayos}}$ es el intercepto de la curva S-N estimada a partir de los nuevos ensayos habiendo asumido la misma pendiente m que la correspondiente a la categoría de detalle que se está evaluando.
- $\log A_{\text{media,categoría}}$ es el intercepto de la curva S-N media correspondiente a la categoría de detalle.
- $Stv_{\text{categoría}}$ es la desviación típica asociada a la categoría de detalle.
- n es el número de ensayos que componen el nuevo programa experimental.

El cumplimiento de la condición impuesta por la ecuación (5.14) supone que la curva S-N estimada a partir de los resultados experimentales es igual o está por encima de la curva S-N recogida en la ecuación (5.16):

$$\log N = \left(\log A_{\text{media,categoría}} + \frac{1.645 \cdot Stv_{\text{categoría}}}{\sqrt{n}} \right) - m_{\text{categoría}} \cdot \log \Delta \sigma \quad (5.16)$$

En las figuras 5.34 a 5.36 se comparan los resultados experimentales obtenidos con los tres procesos de corte y las curvas S-N media y de diseño correspondientes a las categorías B y C.

Analizando la Figura 5.34, se observa que la práctica totalidad de los ensayos realizados con bordes oxycortados se sitúan por encima de la curva S-N media correspondiente a la categoría C. Únicamente un valor correspondiente al acero S690Q no cumple la anterior afirmación, sin embargo se localiza en la región de seguridad (por encima de la curva S-N de diseño).

En el caso de los bordes cortados por plasma (Figura 5.35), se comprueba que todos los resultados están por encima de la curva S-N media asociada a la categoría C. Así mismo, tomando como referencia la curva S-N media correspondiente a la categoría B, se observa que la mayoría de los valores obtenidos están incluso por encima de esta última.

En lo que respecta a los bordes cortados por láser (Figura 5.36), los resultados obtenidos son bastante similares a los observados en los bordes cortados por plasma. Los valores no solo se sitúan por encima de la curva S-N media de la categoría C, sino que además proporcionan una resistencia a fatiga bastante superior a la definida por la curva S-N media de la categoría B.

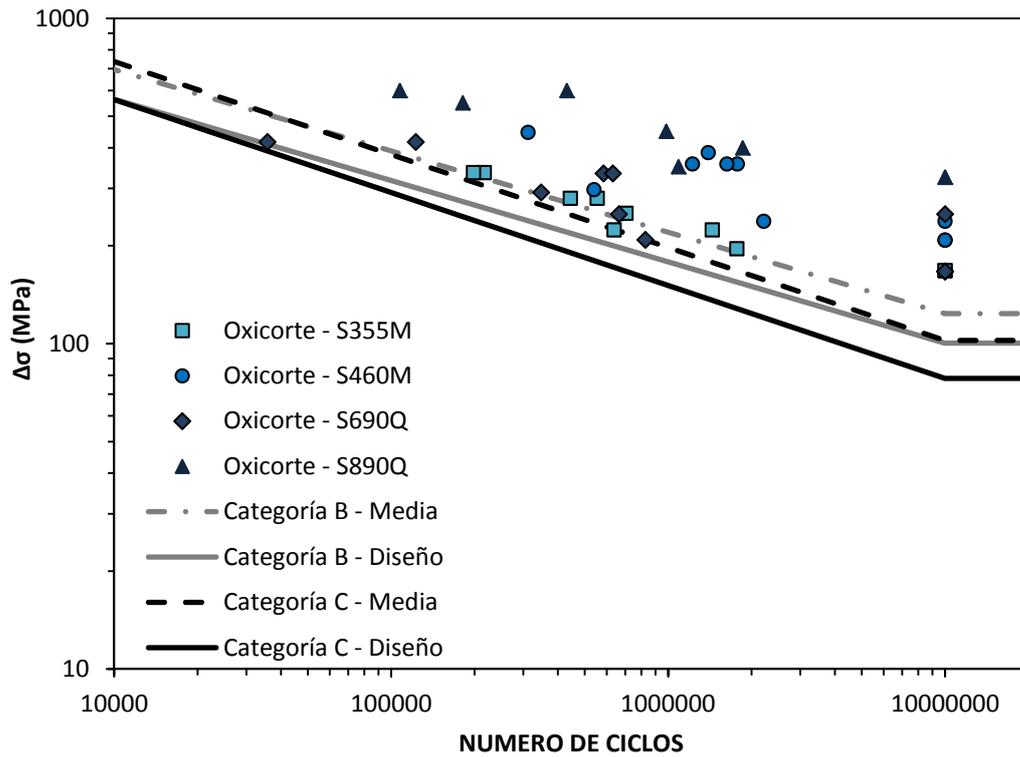


Figura 5.34 – Comparación entre los resultados obtenidos con bordes oxicortados y las categorías B y C de la normativa BS7608 [37].

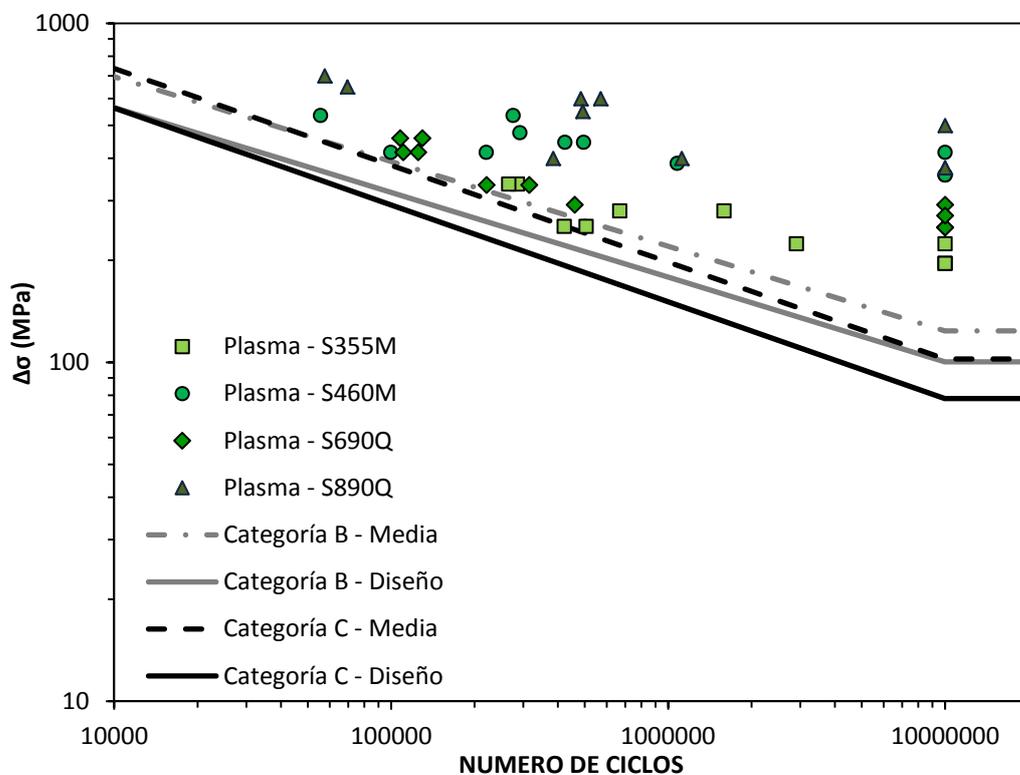


Figura 5.35 – Comparación entre los resultados obtenidos con bordes cortados por plasma y las categorías B y C de la normativa BS7608 [37].

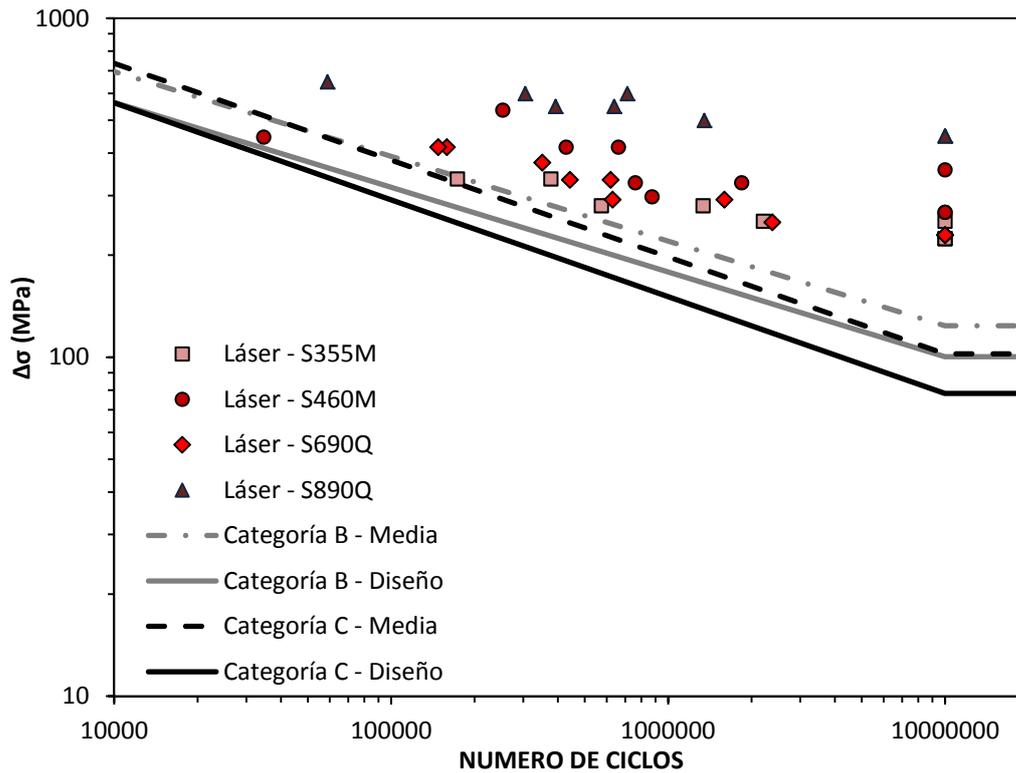


Figura 5.36 – Comparación entre los resultados obtenidos con bordes cortados por láser y las categorías B y C de la normativa BS7608 [37].

Habiendo observado en las figuras 5.34 a 5.36 que los tres procesos de corte proporcionan valores de resistencia a fatiga superiores a los definidos por la categoría C, se va a justificar estadísticamente la adopción de esta categoría de detalle para los tres procesos de corte térmico. Para ello se ha aplicado el procedimiento propuesto por la propia normativa BS7608 [37] y que ha sido explicado anteriormente.

En la Tabla 5.6 se resumen los valores de $\log A_{ensayos}$ (los cuales se han estimado asumiendo la pendiente $m=3.5$ de la categoría C), el intercepto correspondiente a la curva S-N media de la categoría C ($\log A_{media, categoríaC}$) y el intercepto de validación calculado a partir de la ecuación (5.15) ($\log A_{límite}$). Se puede comprobar que en los tres procesos de corte térmico y en los cuatro aceros considerados (con 15 mm de espesor) el valor de $\log A_{ensayos}$ es mayor que $\log A_{límite}$. Por lo tanto, los ensayos realizados pertenecen a una población cuya vida a fatiga es superior a aquella con la que se definieron las normas, y en consecuencia la curva C podría ser aplicada a los tres procesos de corte térmico.

Tabla 5.6 – Evaluación de la aplicabilidad de la categoría C de la BS7608 [37] en bordes cortados térmicamente (15 mm de espesor).

OXICORTE			
	$\log A_{\text{ensayos}}$	$\log A_{\text{media, categoría C}}$	$\log A_{\text{límite}}$
S355M	14.221	14.034	14.152
S460M	14.909	14.034	14.161
S690Q	14.233	14.034	14.161
S890Q	15.092	14.034	14.171
CORTE POR PLASMA			
S355M	14.362	14.034	14.161
S460M	14.719	14.034	14.161
S690Q	14.293	14.034	14.161
S890Q	15.059	14.034	14.161
CORTE POR LÁSER			
S355M	14.451	14.034	14.184
S460M	14.700	14.034	14.161
S690Q	14.549	14.034	14.152
S890Q	15.258	14.034	14.171

En la Tabla 5.6 se ha justificado la aplicación de la categoría C a cualquiera de los tres procesos de corte térmico considerados. Sin embargo, en las figuras 5.34 a 5.36 se había observado que los resultados experimentales están por encima no solo de la curva S-N media asociada a la categoría C, sino también de la correspondiente a la categoría B, especialmente en el corte por plasma y corte por láser. Por ello, en la Tabla 5.7 se comparan los valores de $\log A_{\text{ensayos}}$, habiendo asumido en este caso la pendiente $m=4$ correspondiente a la categoría B, y los valores de $\log A_{\text{límite}}$ obtenidos a partir del intercepto que define la curva S-N media de la categoría B ($\log A_{\text{media, categoría B}}$).

Analizando la Tabla 5.7, se puede comprobar como los valores de $\log A_{\text{ensayos}}$ correspondientes a los cuatro aceros considerados y cortados tanto por plasma como por láser presentan valores superiores a $\log A_{\text{límite}}$, luego la categoría B podría ser aplicada a ambos procesos de corte.

En el caso de los bordes oxicrotados, el criterio definido en la ecuación (5.15) solo se cumple en los aceros S460M y S890Q, mientras que en los aceros S355M y S690Q, el valor de $\log A_{ensayos}$ está ligeramente por debajo de $\log A_{límite}$. En tanto que la normativa BS7608 [37] aplica la misma curva S-N independientemente de las propiedades a tracción del acero, la categoría aplicada a bordes oxicrotados no podría ser mejorada de la C a la B, ya que esta última es la que única que cumple la ecuación (5.14) para los cuatro aceros considerados.

Tabla 5.7 – Evaluación de la aplicabilidad de la categoría B de la BS7608 [37] en bordes cortados térmicamente (15 mm de espesor).

OXICORTE			
	$\log A_{ensayos}$	$\log A_{media, categoríaC}$	$\log A_{límite}$
S355M	15.429	15.369	15.475
S460M	16.177	15.369	15.483
S690Q	15.481	15.369	15.483
S890Q	16.433	15.369	15.492
CORTE POR PLASMA			
S355M	15.583	15.369	15.483
S460M	16.047	15.369	15.483
S690Q	15.584	15.369	15.483
S890Q	16.428	15.369	15.483
CORTE POR LÁSER			
S355M	15.686	15.369	15.503
S460M	15.994	15.369	15.483
S690Q	15.811	15.369	15.475
S890Q	16.637	15.369	15.492

Llegados a este punto se ha evaluado la aplicabilidad de las categorías de detalle propuestas por la normativa BS7608 [37] en espesores de 15 mm. Sin embargo, en el apartado 5.2.3 se había observado una reducción de la resistencia a fatiga de los bordes cortados térmicamente al pasar del espesor de 15 mm al de 25 mm. La versión más actualizada de la normativa BS7608 [37] (2013) considera un espesor de referencia de 25 mm, por lo tanto es necesario comprobar que las categorías que se habían propuesto para espesores de 15 mm son también aplicables a 25 mm.

Siguiendo la misma metodología que la adoptada en el espesor de 15 mm, se ha obtenido que la categoría de detalle que corresponde a cada uno de los procesos de corte térmico acero S460M y 25 mm de espesor. En la Tabla 5.8 se comparan las categorías en ambos espesores del acero S460M.

Tabla 5.8 – Categorías de la BS7608 [37] correspondientes a los espesores de 15 y 25 mm del acero S460M.

CORTE	15 mm	25 mm
OXICORTE	B	C
PLASMA	B	B
LÁSER	B	D

En el oxicorte se observa una ligera reducción de categoría (de B a C) al incrementar el espesor, lo cual puede ser debido al efecto del espesor, ya que las condiciones de las superficies oxicortadas de ambos espesores son muy similares.

En el corte por plasma no se produce una variación de la categoría al pasar del espesor de 15 mm al de 25 mm.

En el corte por láser sí se ha obtenido una reducción importante de categoría cuando se incrementa el espesor de 15 mm a 25 mm. Este hecho puede tener su justificación en que, como se avanzó en el apartado 5.2.3, la menor resistencia a fatiga del espesor de 25 mm cortado por láser es debida no solo al efecto del espesor sobre las propiedades a fatiga, sino también a la significativa pérdida de calidad superficial que se observa en el espesor de 25 mm.

En cualquier caso, salvo en el corte por láser, donde la reducida calidad superficial obtenida en el espesor de 25 mm obliga a reducir significativamente la categoría de detalle, las categorías C y B propuestas para el espesor de 15 mm en bordes oxicortados y cortados por plasma, respectivamente, también pueden ser adoptadas en el espesor de 25 mm.

En lo que respecta a la influencia de R sobre las curvas S-N de diseño recogidas en la normativa BS7608 [37], se explicó en el apartado 5.2.4 que esta normativa considera un efecto despreciable de la tensión media sobre la resistencia a fatiga en componentes cortados térmicamente. Sin embargo, en dicho apartado también se demostró que tal asunción puede proporcionar valores de diseño del lado de la inseguridad. Por este motivo se va a evaluar la aplicación del factor corrector por el efecto R propuesto en el IIW [54], $f(R)$, el cual se ha comprobado que proporciona resultados satisfactorios.

Conviene señalar que las categorías de detalle correspondientes a los bordes cortados térmicamente se han validado en esta Tesis en base a ensayos ejecutados con $R=0.1$. Así mismo, como se mostrará en el apartado 5.2.6, todos los datos encontrados en la bibliografía se corresponden con ensayos de fatiga en los que el valor de R adoptado es inferior o igual 0.1. Por lo tanto, en esta Tesis se propone que $f(R)$ sea igual a 1 para $R=0.1$, mayor de 1 cuando $R<0.1$ y menor que 1 cuando $R>0.1$.

En la Figura 5.35 se representa en línea continua el valor de $f(R)$ propuesto por el IIW [54]. Se puede observar que adopta un valor de 1.16 cuando $R=0.1$. Teniendo en cuenta que en tal caso se propone que tiene un valor igual a 1, se han dividido los valores de $f(R)$ propuestos por el IIW [54] entre 1.16. De esta manera, la expresión de $f(R)$ que se propone en esta Tesis viene definida en las ecuaciones (5.17) a (5.19) y se representa en la Figura 5.37 por una línea discontinua.

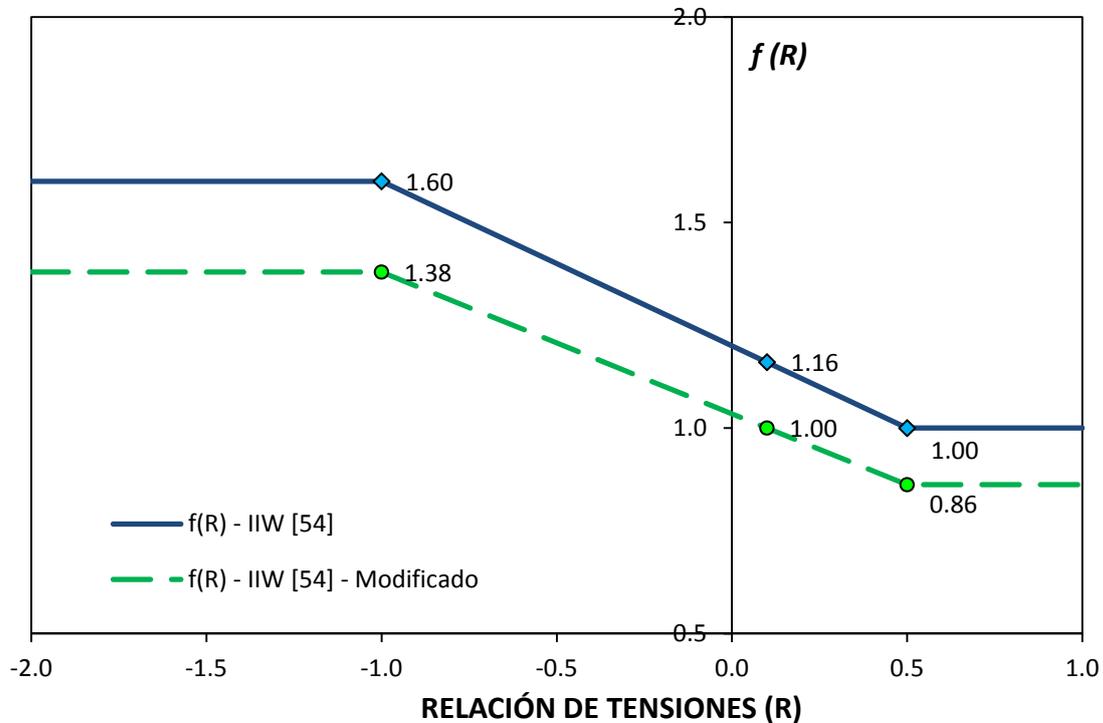


Figura 5.37 – Representación del factor corrector en función de R definido por el IIW [54] y la modificación propuesta.

$$f(R) = 1.38 \quad \text{Para } R < -1 \quad (5.17)$$

$$f(R) = -0.345 \cdot R + 1.034 \quad \text{Para } -1 \leq R \leq 0.5 \quad (5.18)$$

$$f(R) = 0.86 \quad \text{Para } R > 0.5 \quad (5.19)$$

El factor $f(R)$ propuesto se va a evaluar para los ensayos ejecutados con $R=0.5$. De esta manera, la curva S-N media (y de diseño) propuesta por la normativa para la categoría de detalle adoptada se corregirá por el factor que tiene en cuenta el efecto de R :

$$\log N = \log A_{\text{media,categoría}} - m_{\text{categoría}} \cdot \log(\Delta\sigma \cdot f(R)) \quad (5.20)$$

En las figuras 5.38 a 5.40 se comparan los resultados experimentales obtenidos con $R=0.5$ y las curvas S-N media y de diseño modificadas para tener en cuenta el efecto sobre la resistencia a fatiga de la tensión media. Tanto en el oxicorte como en el corte por plasma se han obtenido resultados satisfactorios, estando dicho valor ligeramente por encima S-N media. En el caso del corte por láser, el resultado experimental se encuentra por debajo de la curva S-N media, aunque se mantiene del lado de la seguridad (por encima de la curva S-N de diseño).

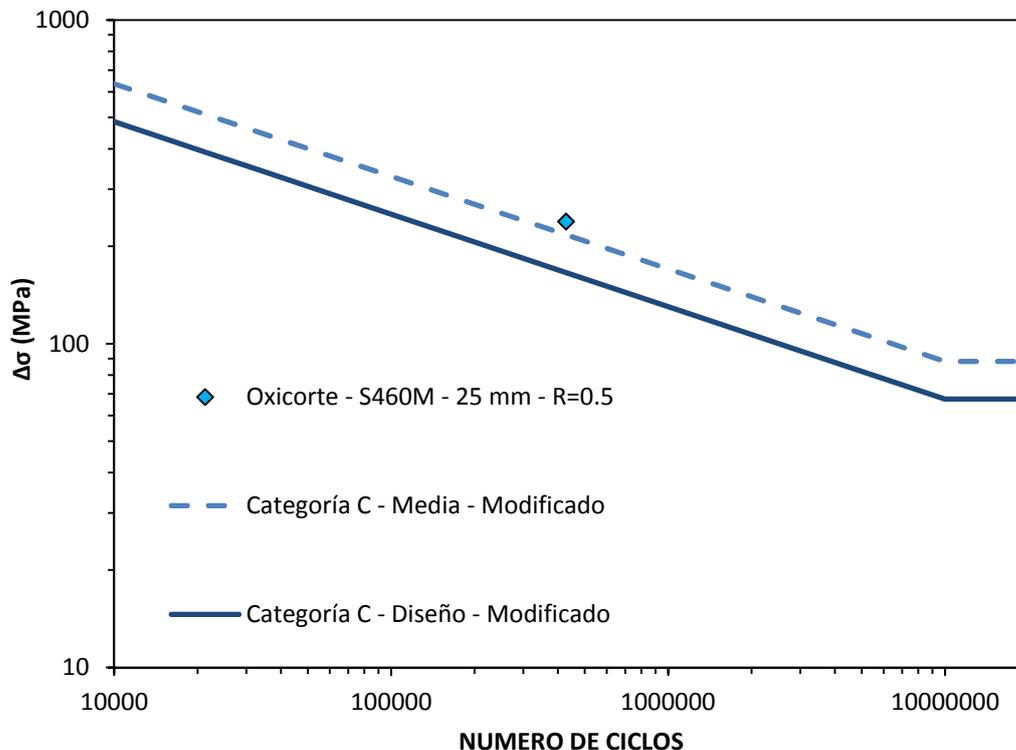


Figura 5.38 – Comparación entre la categoría C modificada por $f(R=0.5)$ y el resultado experimental obtenido con $R=0.5$ en bordes oxicortados.

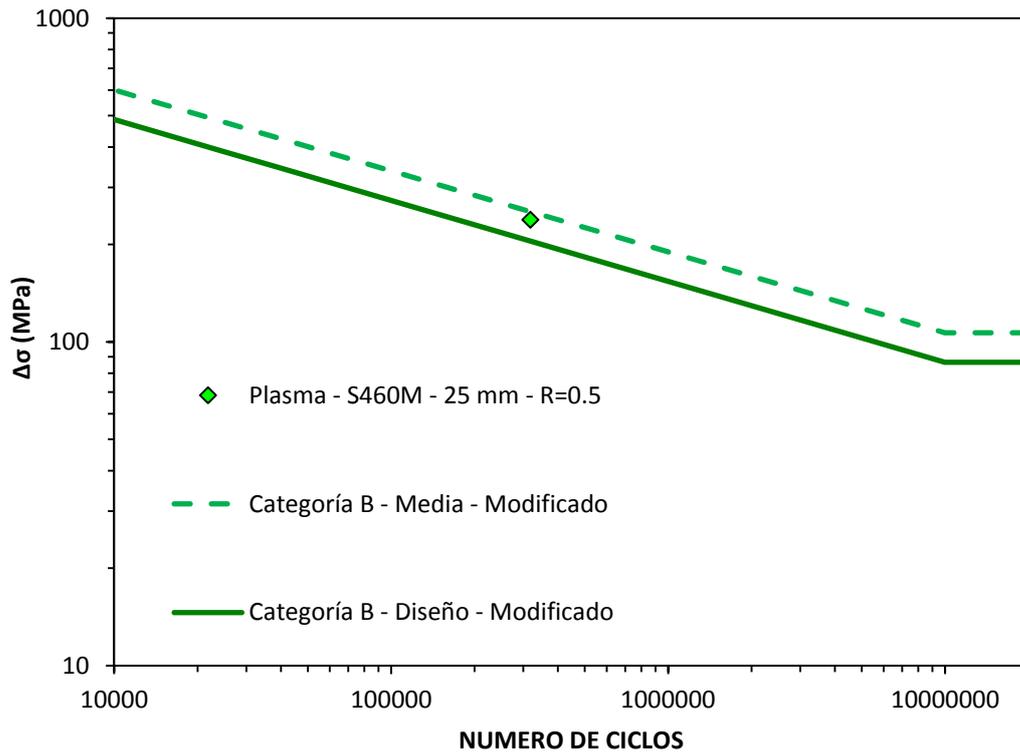


Figura 5.39 – Comparación entre la categoría B modificada por $f(R=0.5)$ y el resultado experimental obtenido con $R=0.5$ en bordes cortados por plasma.

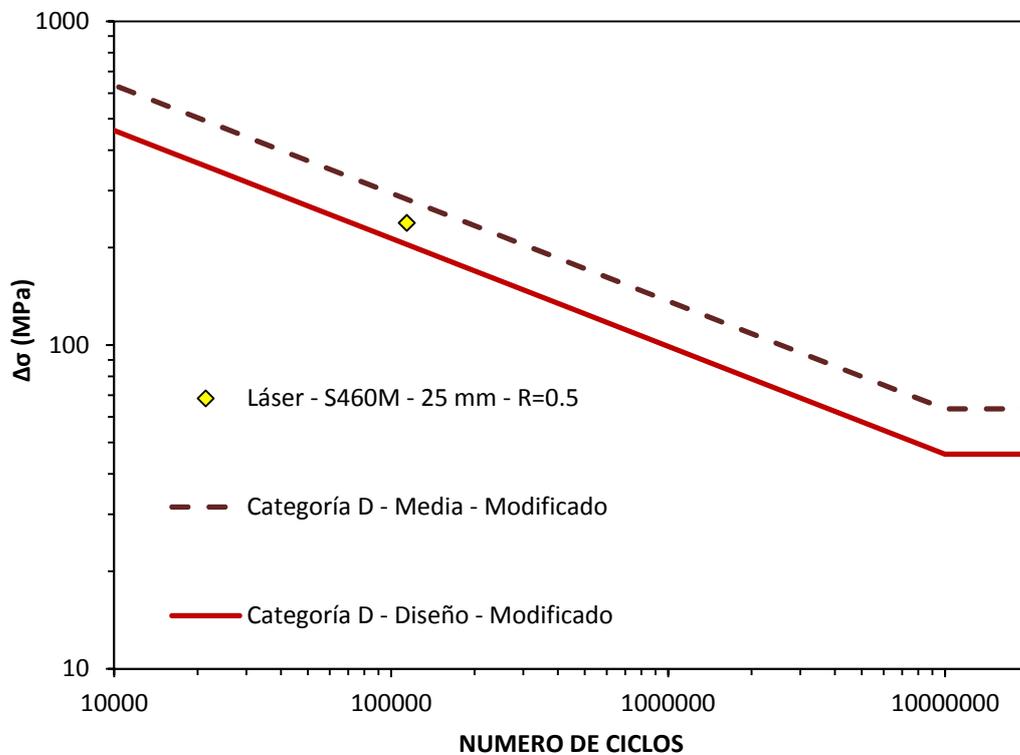


Figura 5.40 – Comparación entre la categoría B modificada por $f(R=0.5)$ y el resultado experimental obtenido con $R=0.5$ en bordes cortados por láser.

5.2.5.2 – Eurocódigo 3

El Eurocódigo 3 [36] también presenta carencias respecto al diseño en fatiga de bordes cortados térmicamente. Así, esta norma propone las siguientes clases FAT de diseño:

- FAT140: Material oxicortado con posterior saneamiento de bordes.
- FAT125: Material oxicortado a máquina con estrías de corte regulares y poco profundas.

Por lo tanto, de la misma manera que se apuntado en la normativa BS7608 [37], ante la ausencia de información adicional el diseñador podría optar por aplicar la clase FAT125 a bordes cortados por plasma y láser.

Una de las diferencias más significativas entre la normativa BS7608 [37] y el Eurocódigo 3 [36] es la no disponibilidad en este último caso de la curva S-N media asociada a cada clase FAT, sino únicamente la correspondiente curva S-N de diseño. Por lo tanto, la metodología propuesta por la BS7608 [37] para validar la aplicación de una determinada curva S-N en base a un nuevo programa experimental no puede ser empleada.

Por ello, en base a los resultados experimentales obtenidos en esta Tesis se han determinado las curvas S-N de diseño teniendo en cuenta los condicionantes impuestos por el Eurocódigo 3 [36]:

- La pendiente m es igual a 3 independientemente de la clase FAT considerada.
- La curva S-N de diseño representa una probabilidad de supervivencia del 95% y un nivel de confianza del 75% respecto a la media.

La expresión de la curva S-N de diseño estimada en base a los resultados experimentales viene recogida en la ecuación (5.21).

$$\log N = \log A_{\text{diseño, ensayos}} - 3 \cdot \log \Delta \sigma \quad (5.21)$$

siendo

$$\log A_{\text{diseño, ensayos}} = \log A_{\text{media, ensayos}} - k \cdot Stv \quad (5.22)$$

k es el coeficiente que tiene en cuenta la probabilidad de supervivencia y el nivel de confianza considerados por el Eurocódigo 3 [36]. Adoptando como valor de la varianza

(Stv^2) aquel fijado por la normativa, el cálculo de k se realiza mediante la expresión recogida en el IIW [54]:

$$k = \frac{t(0.875, n-1)}{\sqrt{n}} + \varphi_{(0.95)}^{-1} = \frac{t(0.875, n-1)}{\sqrt{n}} + 1.645 \quad (5.23)$$

Donde:

- t es el valor de una distribución t de Student correspondiente a un nivel de confianza (p) y número de grados de libertad ($n-1$). Para una distribución de dos colas (two sided) $p=\beta=0.75$, mientras que para una distribución de una cola (one sided) $p=(1+\beta)/2=0.875$.
- n es el número de ensayos realizados.
- $\varphi_{(\alpha)}^{-1}$ es el valor correspondiente a una probabilidad de excedencia (α) de una función de distribución normal. El superíndice -1 indica la inversa de la función.

Dado que el Eurocódigo 3 [36] tampoco proporciona el valor de la desviación típica (Stv) correspondiente a cada clase FAT, se ha adoptado el propuesto por la normativa BS7608 [37] para la categoría C (0.2041) en los bordes oxicortados, y el asociado a la categoría B (0.1821) para los bordes cortados por plasma y láser.

Una vez determinado el valor de $\log A_{diseño, ensayos}$ para cada combinación de proceso de corte y acero, la clase FAT de diseño se calculará aplicando la ecuación (5.24):

$$FAT_{diseño, ensayos} = 10^{\frac{(\log A_{diseño, ensayos}) - \log(2 \cdot 10^6)}{3}} \quad (5.24)$$

En la Tabla 5.9 se recogen los valores de $FAT_{diseño, ensayos}$ para los ensayos realizados en el espesor de 15 mm y la clase FAT inmediatamente inferior que les correspondería.

Analizando la Tabla 5.9 se observa que, en base a los ensayos realizados, la clase FAT correspondiente a los bordes oxicortados se mantiene en 125. En el caso de los bordes cortados por plasma, se podría adoptar la clase FAT125 que el Eurocódigo 3 [36] propone actualmente para bordes oxicortados. En los bordes cortados por láser, la clase FAT se podría elevar hasta 140.

Tabla 5.9 – Clases FAT del Eurocódigo 3 [36] correspondientes a cada combinación de proceso de corte y acero en el espesor de 15 mm.

OXICORTE				
	$\log A_{\text{ensayos,media}}$	$\log A_{\text{ensayos,diseño}}$	$FAT_{\text{ensayos,diseño}}$	$FAT_{\text{Normativa}}$
S355M	13.012	12.643	130	125
S460M	13.642	13.209	201	160
S690Q	12.985	12.602	126	125
S890Q	13.751	13.309	217	160
CORTE POR PLASMA				
S355M	13.141	12.753	142	140
S460M	13.39	13.002	171	160
S690Q	13.002	12.662	132	125
S890Q	13.691	13.303	215	160
CORTE POR LÁSER				
S355M	13.217	12.762	143	140
S460M	13.406	12.973	168	160
S690Q	13.288	12.862	154	140
S890Q	13.879	13.437	239	160

En las figuras 5.41 a 5.43 se comparan los resultados experimentales obtenidos en los tres procesos de corte (y 15 mm de espesor) con las clases FAT propuestas en esta Tesis. Se puede observar como la mayor parte de los valores se sitúan del lado de la seguridad (por encima de la curva de diseño), estando únicamente dos de ellos (uno del oxicorte y otro del corte por láser) del lado de la inseguridad.

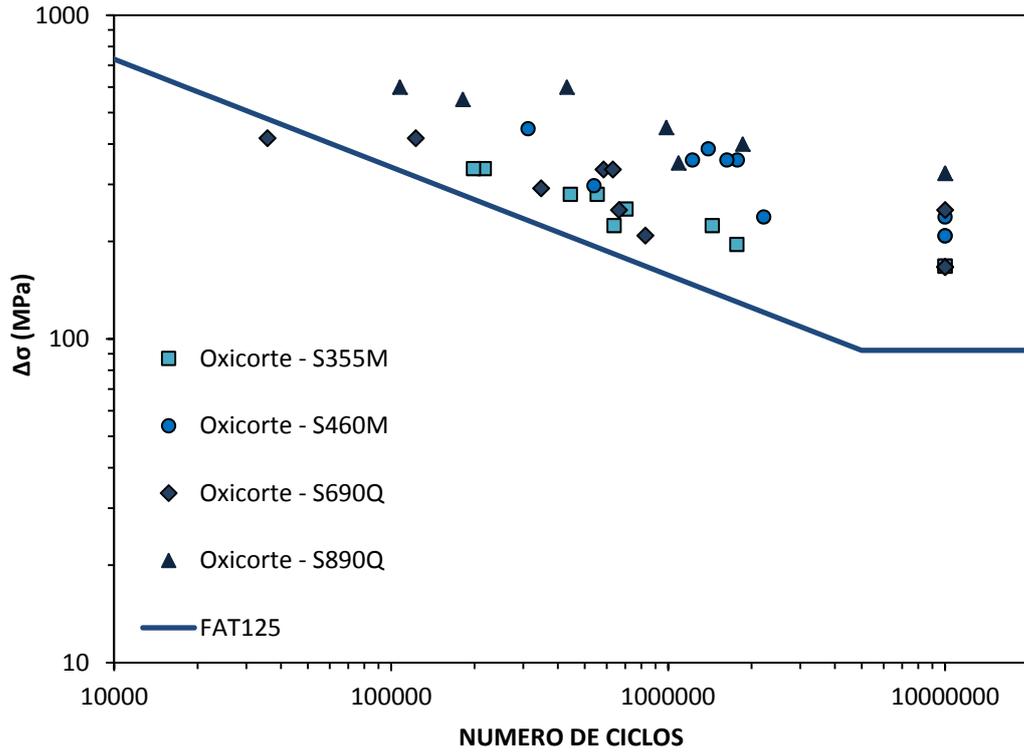


Figura 5.41 – Comparación entre los resultados obtenidos con bordes oxicortados (15 mm de espesor) y la clase FAT125 del Eurocódigo 3 [36].

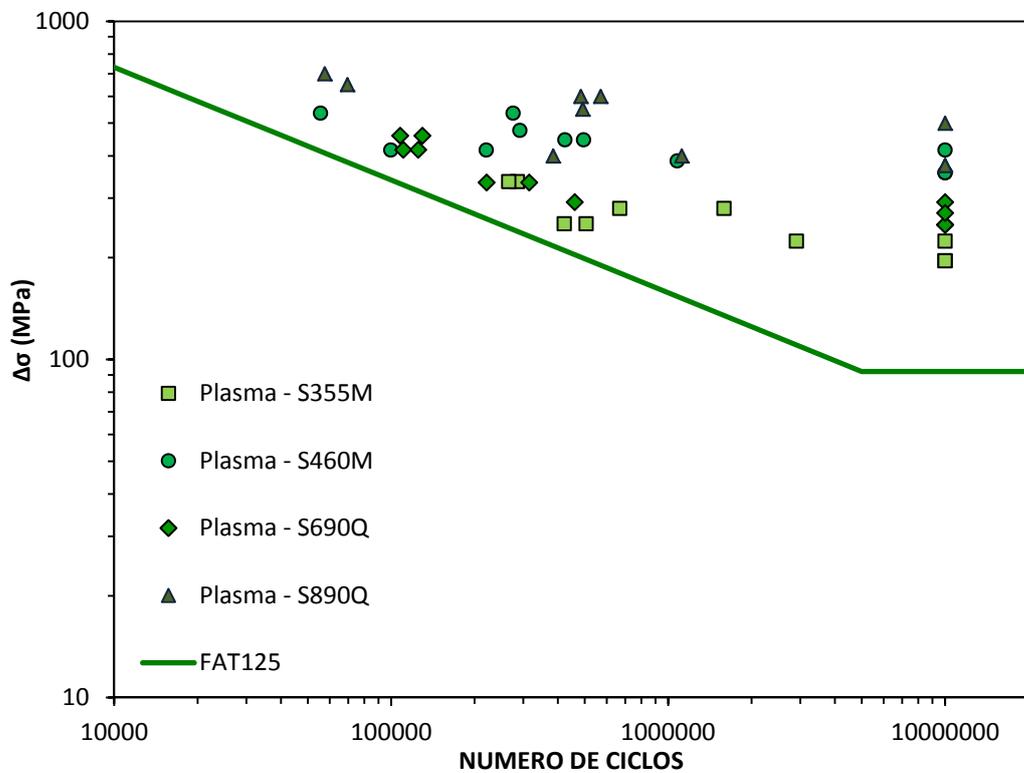


Figura 5.42 – Comparación entre los resultados obtenidos con bordes cortados por plasma (15 mm de espesor) y la clase FAT125 del Eurocódigo 3 [36].

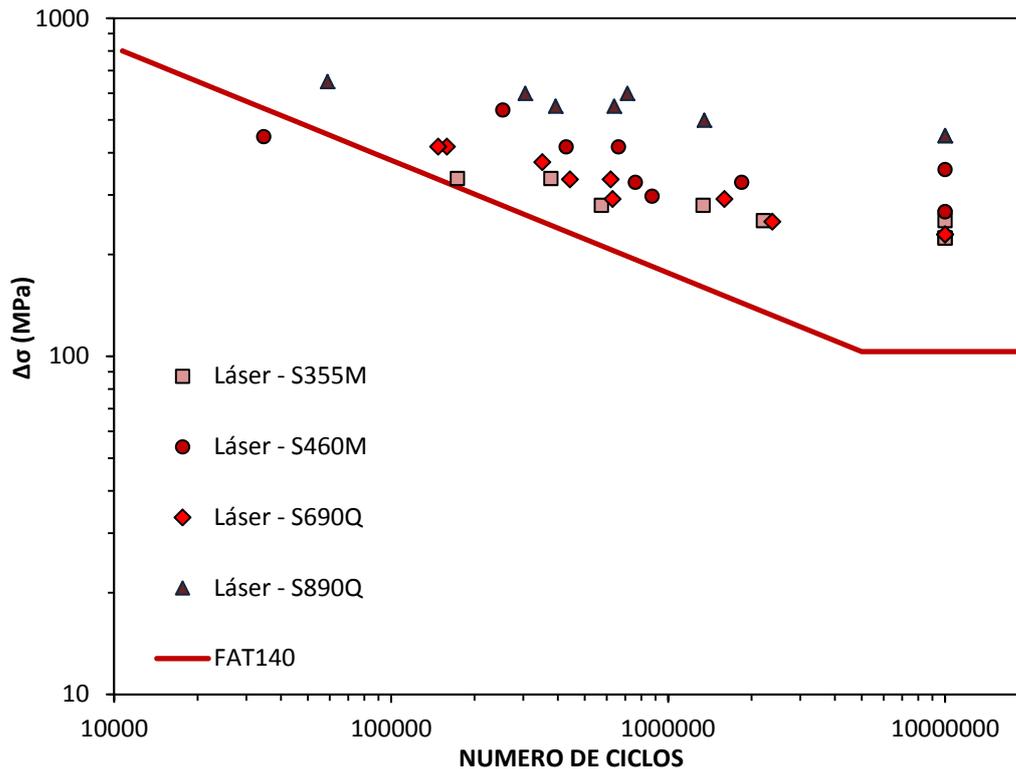


Figura 5.43 – Comparación entre los resultados obtenidos con bordes cortados por láser (15 mm de espesor) y la clase FAT140 del Eurocódigo 3 [36].

Una vez obtenidas las clases FAT de diseño para las distintas técnicas de corte y espesor de 15 mm, se va a realizar el mismo proceso con los resultados obtenidos en el acero S460M y 25 mm de espesor. En la Tabla 5.10 se comparan los valores de la clase FAT para ambos espesores y los tres procesos de corte. Similares conclusiones a las obtenidas en la comparación con la normativa BS7608 [37] (Tabla 5.8) pueden deducirse del análisis de la Tabla 5.10. Tanto en el oxicorte como en el corte por plasma se observa una reducción de la clase FAT al incrementar el espesor a 25 mm, sin embargo esta clase FAT es igual a la propuesta a partir de la Tabla 5.9 para ambos procesos de corte. Sin embargo, en el corte por láser se comprueba cómo no solo se produce la disminución de la clase FAT más importante al aumentar el espesor a 25 mm, siendo que además este valor (FAT100) es muy inferior al obtenido para este proceso de corte en 15 mm de espesor (FAT140).

Tabla 5.10 – Clases FAT del Eurocódigo 3 [36] correspondientes a los espesores de 15 y 25 mm del acero S460M.

CORTE	15 mm	25 mm
OXICORTE	160	125
PLASMA	160	125
LÁSER	160	100

En relación a la influencia del parámetro R sobre la clase FAT del Eurocódigo 3 [36], se avanzó en el apartado 5.2.4 que esta normativa únicamente proponía una corrección cuando el rango de tensiones aplicado presentaba una fracción en el dominio de las compresiones. Con objeto de mejorar el diseño obtenido al aplicar el Eurocódigo 3 [36] en situaciones donde la tensión media puede afectar al comportamiento a fatiga, se propone la aplicación del factor $f(R)$ definido en las ecuaciones (5.17) a (5.19) al valor de la clase FAT propuesto en el Eurocódigo 3 [36]:

$$FAT_{Eurocódigo3}(R) = FAT_{Eurocódigo3} \cdot f(R) \quad (5.25)$$

En las figuras 5.44 a 5.46 se comparan los resultados experimentales obtenidos con $R=0.5$ y la curva S-N asociada a la clase FAT modificada para tener en cuenta el efecto de la tensión media sobre la resistencia a fatiga. En los tres procesos de corte se han obtenido resultados satisfactorios, de tal manera que el valor experimental con $R=0.5$ se encuentra del lado de la seguridad y por encima de la curva S-N diseño.

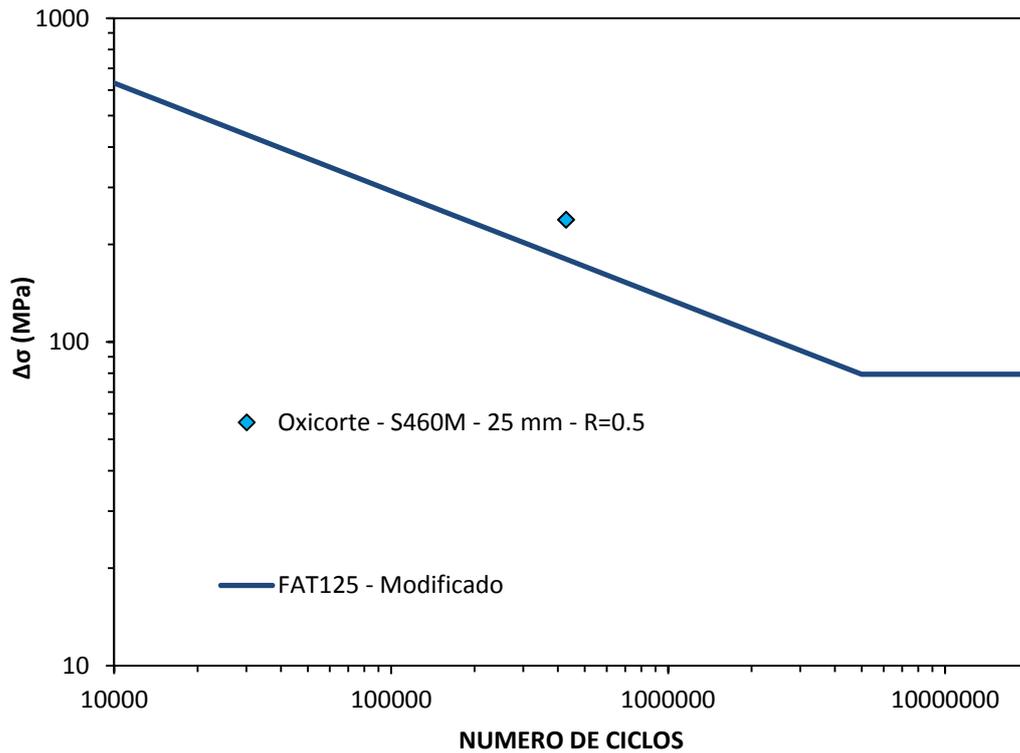


Figura 5.44 – Comparación entre la clase FAT125 modificada por $f(R=0.5)$ y el resultado experimental obtenido con $R=0.5$ en bordes oxicortados.

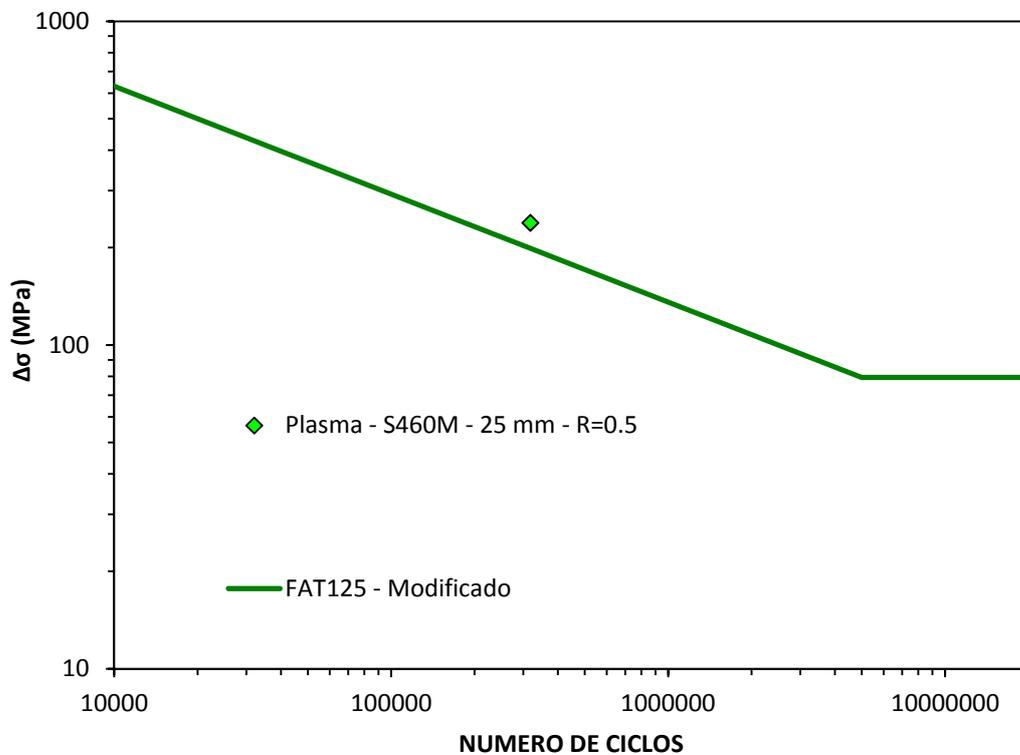


Figura 5.45 – Comparación entre la clase FAT125 modificada por $f(R=0.5)$ y el resultado experimental obtenido con $R=0.5$ en bordes cortados por plasma.

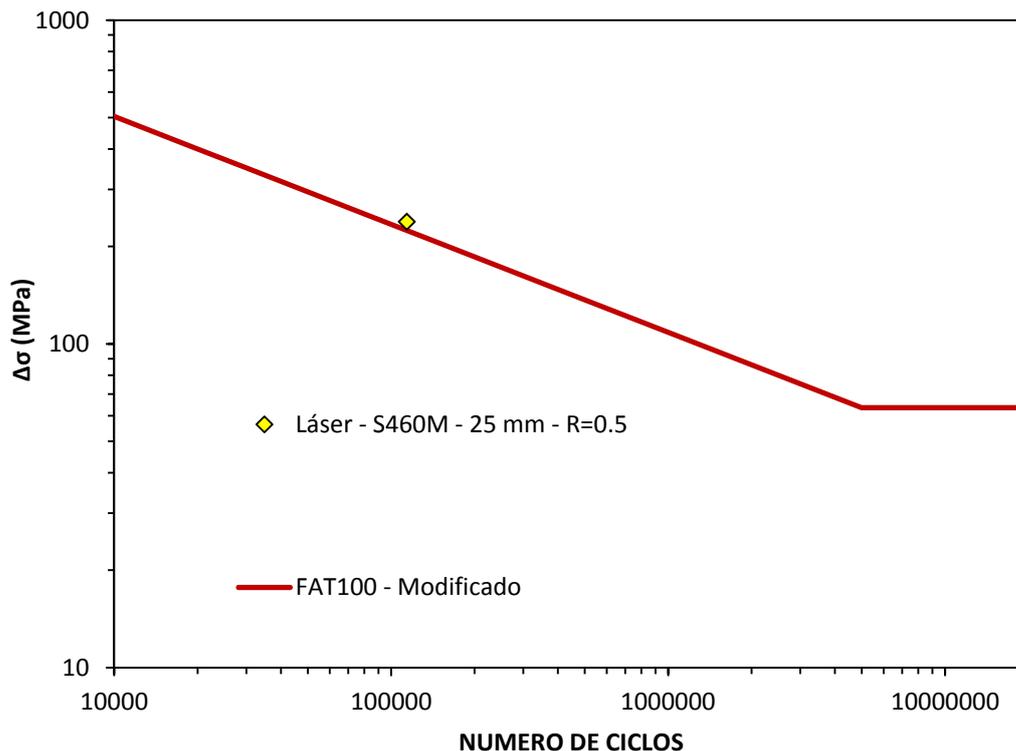


Figura 5.46 – Comparación entre la clase FAT100 modificada por $f(R=0.5)$ y el resultado experimental obtenido con $R=0.5$ en bordes cortados por láser.

5.2.5.3 – ASSHTO: Bridge Design Specifications

De las tres normativas de diseño a fatiga analizadas en esta Tesis, la ASSHTO *Bridge Design Specifications* [35] es la que menos modificaciones ha introducido en sus curvas S-N desde su propuesta original.

Especial atención merece la categoría A, la cual es de aplicación a superficies laminadas así como a bordes oxocortados con una rugosidad superficial inferior a 25 μm . El fundamento de la misma reside en sendas investigaciones llevadas a cabo por John W. Fisher [34, 70] en los años 70. Sin embargo, conviene mencionar que la mayor parte de las mismas se corresponden con ensayos ejecutados sobre vigas laminadas, únicamente incluyendo 7 ensayos sobre bordes oxocortados.

Más allá de que las superficies cortadas por plasma o láser no son consideradas por la categoría A (equivalente a la FAT160 del Eurocódigo 3 [36]), otro aspecto que debe tenerse en cuenta es la rugosidad máxima admisible (25 μm) para poder emplear dicha categoría. Se trata de un valor considerablemente restrictivo. De hecho, con los parámetros industriales de corte utilizados en esta Tesis, las superficies cortadas por plasma son las únicas que cumplirían con este requisito en los cuatro aceros considerados. La problemática reside en que, a pesar de definir un valor de la rugosidad tan limitante, no ofrece otra categoría asociada a superficies cortadas

térmicamente con una mayor rugosidad, por lo que sería necesario mecanizar las superficies (con el coste que ello conlleva) hasta alcanzar dicho valor de rugosidad.

Por lo tanto, en este apartado se van a evaluar la adecuación de las categorías de la ASSHTO [35] a bordes oxicrotados así como su posible aplicación a bordes cortados por plasma y láser.

De manera similar al Eurocódigo 3 [36], la ASSHTO [35] proporciona únicamente la curva S-N de diseño y asume una pendiente m constante e igual a 3 para todas las categorías. Por ello, la metodología propuesta por la BS7608 [37] para validar la aplicación de una determinada curva S-N en base a un nuevo programa experimental tampoco puede ser empleada, por lo que se ha adoptado la utilizada con el Eurocódigo 3 [36]. La única salvedad es el cálculo del valor del parámetro k (ecuación (5.23)), para el cual se ha tenido en cuenta que la ASSHTO [35] considera una probabilidad de supervivencia del 95% y un nivel de confianza del 95% respecto a la media.

En la Tabla 5.11 se ha evaluado la categoría de la ASSHTO [35] que le correspondería a cada combinación de proceso de corte y acero (15 mm de espesor). Por un lado, en el caso de bordes oxicrotados, sería necesario adoptar la categoría C (FAT90), lo cual supone un descenso significativo respecto de la categoría A propuesta actualmente por la ASSHTO [35]; bien es cierto que la rugosidad superficial de los bordes oxicrotados es superior a la exigida por la ASSHTO [35] para emplear la categoría A, pero se trata de una calidad superficial representativa de bordes oxicrotados obtenidos en condiciones industriales normales. Por otro lado, tanto en el corte por plasma como en el corte por láser la categoría de diseño podría ser elevada a la B (FAT125).

Tabla 5.11 – Categorías de la ASSHTO [35] asignadas a cada combinación de proceso de corte y acero en el espesor de 15 mm.

OXICORTE		
	FAT_{ensayos,diseño}	CATEGORÍA (FAT EQUIVALENTE)
S355M	122	CATEGORÍA C (FAT90)
S460M	187	CATEGORÍA A (FAT160)
S690Q	118	CATEGORÍA C (FAT90)
S890Q	200	CATEGORÍA A (FAT160)
CORTE POR PLASMA		
S355M	133	CATEGORÍA B (FAT125)
S460M	161	CATEGORÍA A (FAT160)
S690Q	125	CATEGORÍA B (FAT125)
S890Q	203	CATEGORÍA A (FAT160)
CORTE POR LÁSER		
S355M	135	CATEGORÍA B (FAT125)
S460M	163	CATEGORÍA A (FAT160)
S690Q	151	CATEGORÍA B (FAT125)
S890Q	230	CATEGORÍA A (FAT160)

En las figuras 5.47 a 5.49 se comparan los resultados experimentales obtenidos en los tres procesos de corte (y 15 mm de espesor) con las categorías propuestas en esta Tesis. Se puede observar como la mayor parte de los valores se sitúan del lado de la seguridad (por encima de la curva de diseño), estando únicamente un valor correspondiente al corte por láser del lado de la inseguridad. En el oxicrote convendría señalar que la categoría C proporciona valores altamente conservadores. Este hecho es debido a que la ASSHTO [35] no introduce una categoría intermedia entre la B (FAT125) y la C (FAT90), de tal manera que en caso de no ser aplicable la categoría B (como ha ocurrido en el oxicrote) el descenso en la curva S-N de diseño utilizada es muy significativo.

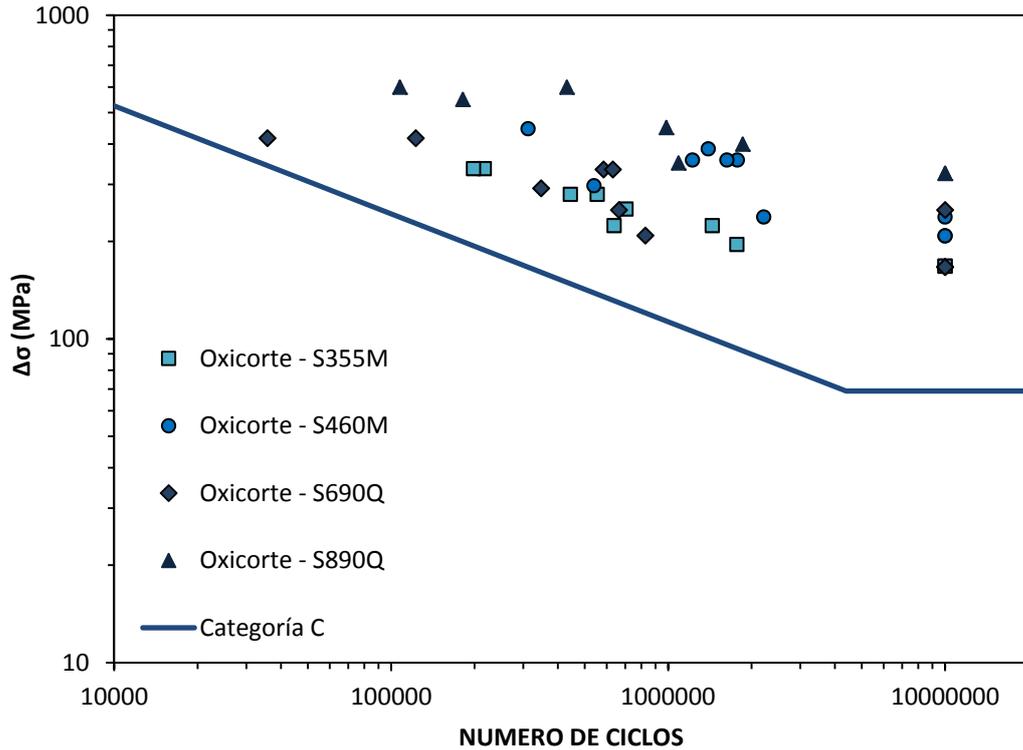


Figura 5.47 – Comparación entre los resultados obtenidos con bordes oxicortados (15 mm de espesor) y la categoría C de la ASSHTO [35].

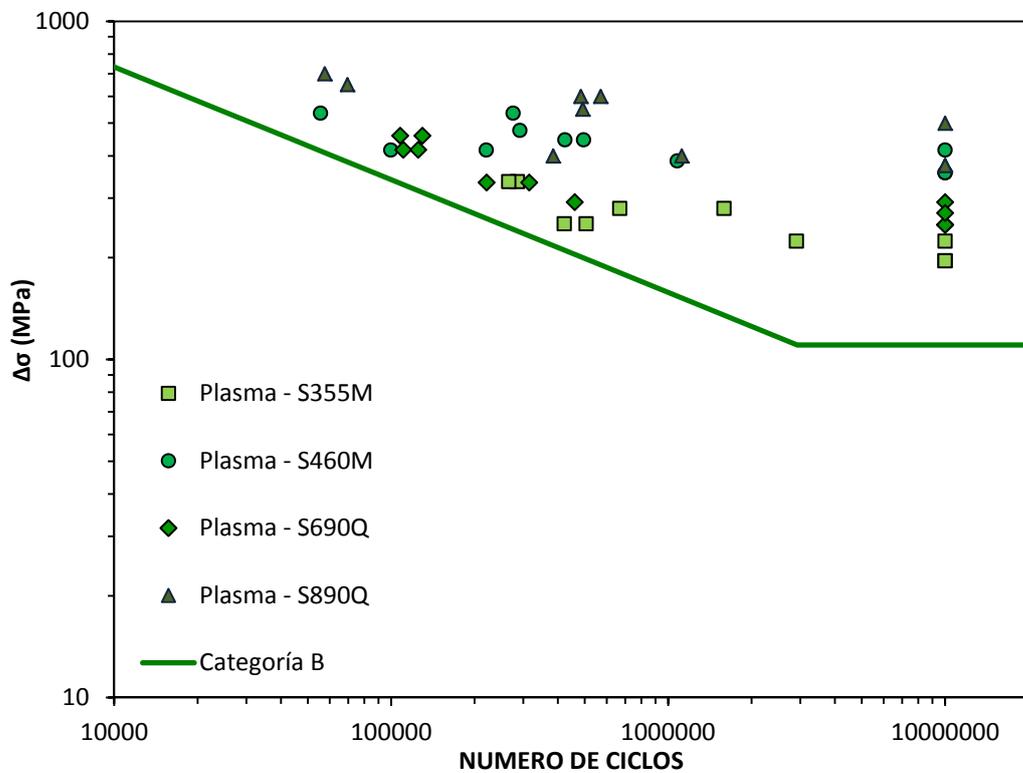


Figura 5.48 – Comparación entre los resultados obtenidos con bordes cortados por plasma (15 mm de espesor) y la categoría B de la ASSHTO [35].

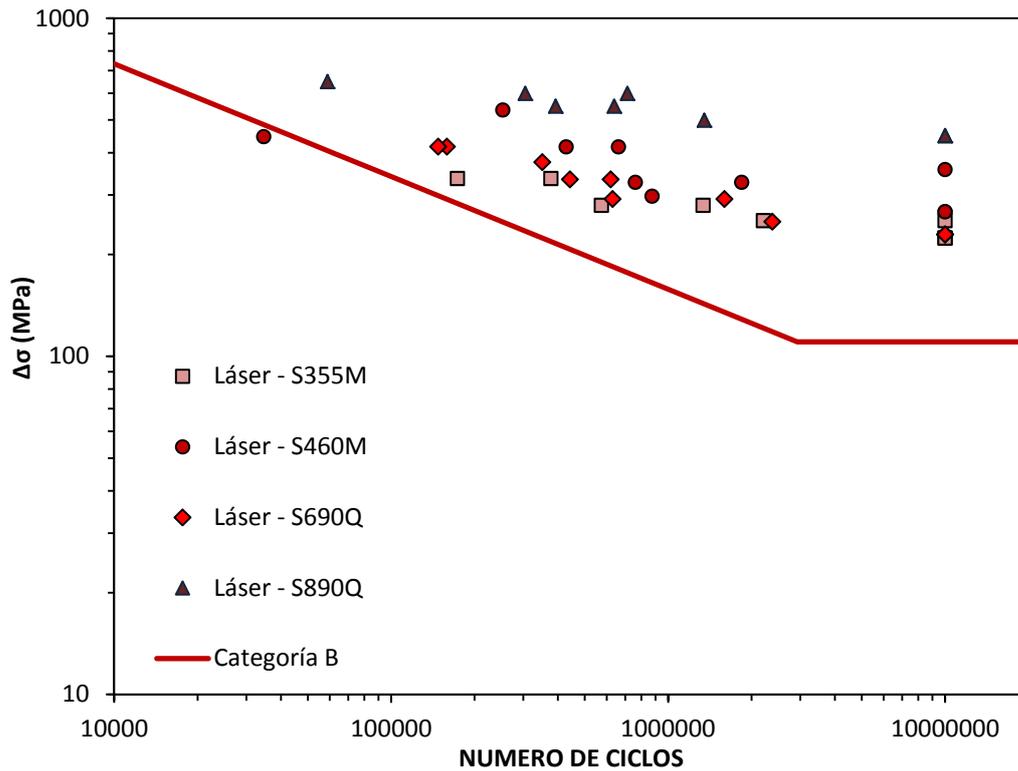


Figura 5.49 – Comparación entre los resultados obtenidos con bordes cortados por láser (15 mm de espesor) y la categoría B de la ASSHTO [35].

En lo que respecta a las categorías correspondientes a los bordes cortados térmicamente y de 25 mm de espesor, las conclusiones son muy similares a las obtenidas en las otras dos normativas analizadas. En la Tabla 5.12 se comparan las categorías resultantes en los dos espesores (15 mm y 25 mm) del acero S460M. De nuevo se observa que al aumentar el espesor se produce un descenso en la categoría utilizada. Sin embargo, tanto en el oxicorte como en el corte por plasma la categoría obtenida en el acero S460M y 25 mm de espesor es igual o superior a la propuesta en la Tabla 5.11 para ambos procesos de corte, mientras que en el corte por láser la categoría C es inferior a la deducida previamente para este proceso de corte y espesor 15 mm (categoría B).

Tabla 5.12 – Categorías de la ASSHTO [35] correspondientes a los espesores de 15 y 25 mm del acero S460M.

CORTE	15 mm	25 mm
OXICORTE	CATEGORÍA A	CATEGORÍA B
PLASMA	CATEGORÍA A	CATEGORÍA B
LÁSER	CATEGORÍA A	CATEGORÍA C

Actualmente la ASSHTO [35] considera que la tensión media no tiene influencia sobre la resistencia a fatiga. Hasta la versión del año 1965, la ASSHTO [35] tenía en cuenta el efecto de R sobre el comportamiento a fatiga, para lo cual proponía una modificación basada en la corrección de Goodman. Sin embargo, en el año 1974 se asumió únicamente como variable de diseño el valor del rango de tensiones. Probablemente esta simplificación se llevó a cabo en base a que la mayoría de las categorías se corresponden con uniones soldadas, y en tales detalles constructivos la tensión media apenas influye en la resistencia a fatiga.

Dado que cada categoría propuesta por la ASSHTO [35] queda definida por un valor determinado del intercepto ($\log A_{\text{diseño, categoría}}$), el factor corrector por el efecto de la tensión media propuesto en esta Tesis se aplicará según se define en la ecuación (5.26):

$$\log N = \log A_{\text{diseño, categoría}} - 3 \cdot \log(\Delta\sigma \cdot f(R)) \quad (5.26)$$

En las figuras 5.50 a 5.52 se comparan los resultados experimentales obtenidos con $R=0.5$ y la curva S-N asociada a la clase FAT modificada para tener en cuenta el efecto sobre la resistencia a fatiga de la tensión media. En los tres procesos de corte se obtienen predicciones del lado de la seguridad al comparar las categorías de diseño modificadas y los resultados con $R=0.5$. En el caso del oxicorte se observa un grado de conservadurismo elevado, que en todo caso no viene motivado por la propia corrección, sino por la definición de la propia curva S-N realizada con los resultados obtenidos con $R=0.1$.

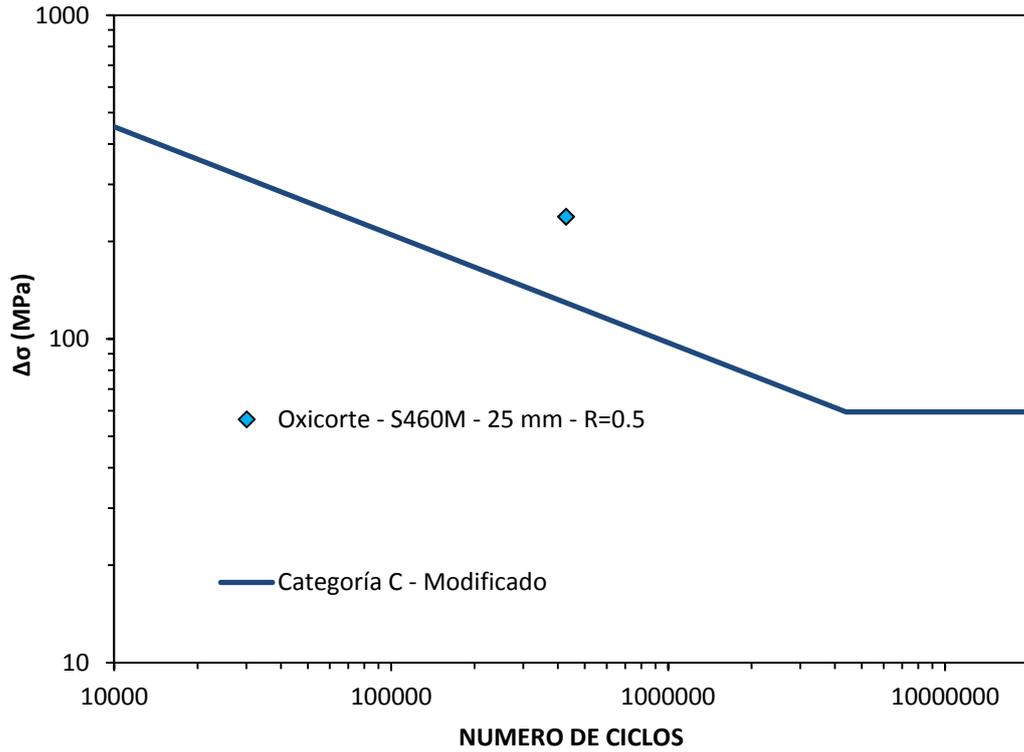


Figura 5.50 – Comparación entre la categoría C modificada por $f(R=0.5)$ y el resultado experimental obtenido con $R=0.5$ en bordes oxicortados.

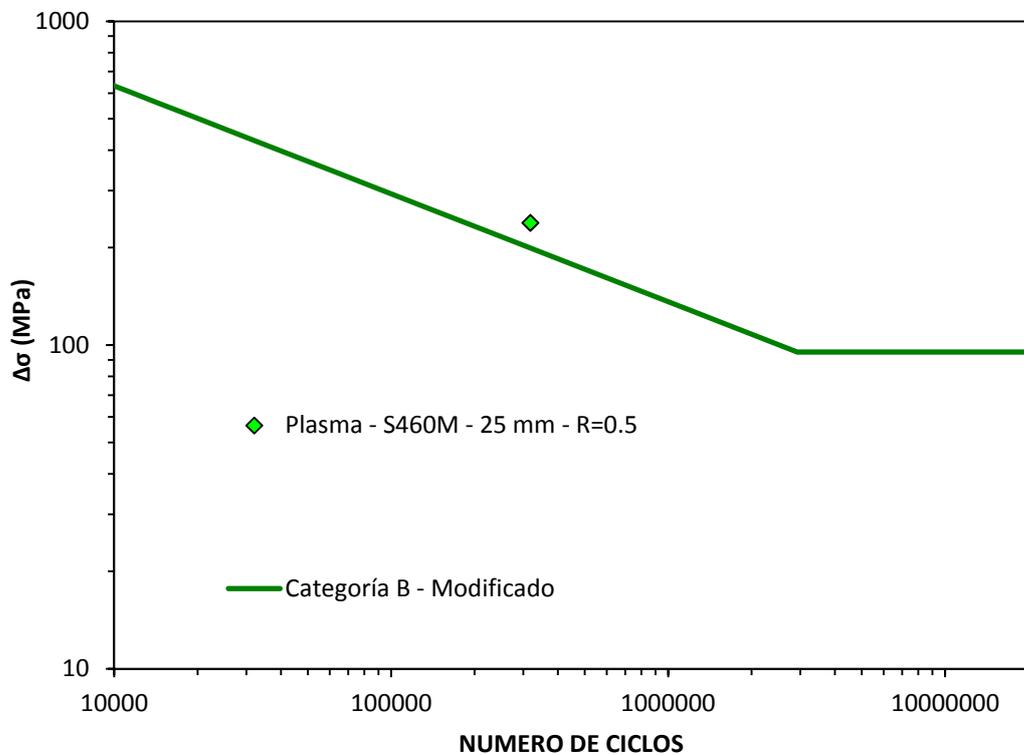


Figura 5.51 – Comparación entre la categoría B modificada por $f(R=0.5)$ y el resultado experimental obtenido con $R=0.5$ en bordes cortados por plasma.

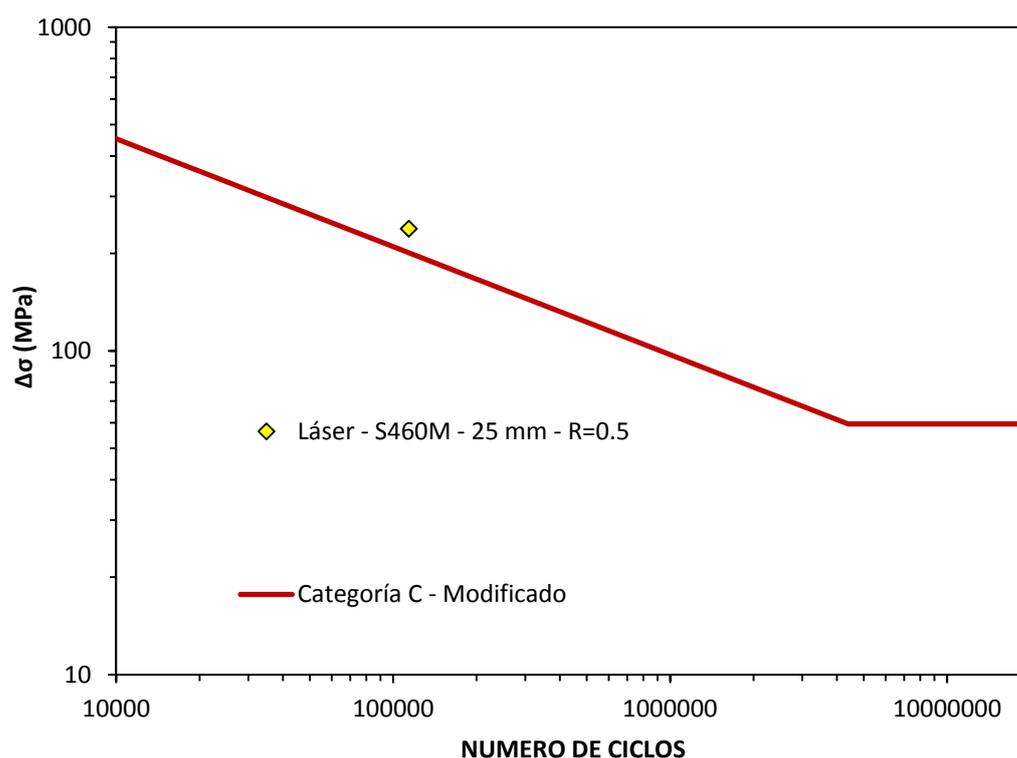


Figura 5.52 – Comparación entre la categoría B modificada por $f(R=0.5)$ y el resultado experimental obtenido con $R=0.5$ en bordes cortados por láser.

5.2.6 – Validación de las categorías de diseño propuestas con resultados procedentes de la bibliografía

Tratando de validar las recomendaciones sobre la modificación de las normativas de fatiga actuales propuestas en esta Tesis, se ha llevado a cabo una exhaustiva búsqueda bibliográfica con el objeto de obtener el mayor número de datos relativos a programas de ensayos a fatiga realizados sobre bordes cortados térmicamente.

En las tablas 5.13 a 5.15 se resumen las referencias encontradas así como los datos de mayor relevancia. Un aspecto que conviene destacar es el hecho de que la mayor parte de los programas experimentales de fatiga realizados sobre bordes cortados térmicamente se han llevado a cabo con un valor de R en torno a 0.1.

Tabla 5.13 – Referencias de ensayos a fatiga sobre bordes oxicortados.

OXICORTE			
REFERENCIA	ACERO	ESPESOR	R
FISHER et al. [71]	-	-	-
HARRIS [85]	M270 GR36 – M270 GR50W	12.7 mm	0.1
PLECKI et al. [97]	A572 – A514 – A514 NORMALIZADO	25 mm	0
KOENIGSBERGER et al. [101,102]	-	12.7 mm	0 – 0.1
GOLDBERG [103]	ST52-3	30 mm	-
DANKS [146]	S355J2G3 – S355J2G2W	15 – 25 mm	0.1
SONSINO [157]	ST E355 – E690 – E890	15 mm	-1
N-J HO. et al. [158]	A572 – A514	25 mm	-1
NIBBERING et al. [159]	Fe E420 – Fe E510	25 – 35 mm	0

Tabla 5.14 – Referencias de ensayos a fatiga sobre bordes cortados por plasma.

CORTE POR PLASMA			
REFERENCIA	ACERO	ESPESOR	R
THOMAS [26]	S355M	8 mm	-1
HARRIS [85]	M270 GR36 – M270 GR50W	12.7 – 19 mm	0.1
SPERLE [99]	DOMEX 350 – 590	12 mm	0
CHIARELLI et al. [100]	Fe 510 D1	8 mm	0
GOLDBERG [103]	ST52-3	30 mm	-
DANKS [146]	S355J2G3 – S355J2G2W	15 – 25 mm	0.1
AMADIOHA [151]	S275JR	20 mm	0.1
N-J HO. et al. [158]	A572	25 mm	-1
PAETZOL et al. [160]	A36 – D36 – A24	10 mm	0
TRULL [161]	ABRAZO 400	16 mm	0.1

Tabla 5.15 – Referencias de ensayos a fatiga sobre bordes cortados por láser.

CORTE POR LÁSER			
REFERENCIA	ACERO	ESPESOR	R
MEURLING et al. [3]	DP600 – SS2333 – SS2333PS – SS2377	1.5 mm	0.05
THOMAS [26]	S355M – DP600	8 mm	-1
SPERLE [99]	DOMEX 350 – 590 – 700 - 900	6 – 12 mm	0
AMADIOHA [151]	S275JR	20 mm	0.1
TRULL [161]	ABRAZO 400	16 mm	0.1
KANTOLA et al. [162]	AISI 201 LN TR	2 mm	-1
VASS et al. [163]	DP600 – XF350	-	-

En la Figura 5.53 se comparan las curvas S-N correspondientes a la normativa BS7608 [37], el Eurocódigo 3 [36] y la ASSHTO [35] propuestas en esta Tesis para bordes oxycortados y los resultados procedentes de la bibliografía. La número total de valores considerados en esta verificación asciende hasta $n=434$.

Tanto la categoría C de la BS7608 [37] como la FAT125 del Eurocódigo 3 [36] proporcionan valores de diseño muy similares y adecuados, dejando la práctica totalidad de los resultados de la bibliografía del lado de la seguridad (por encima de las curvas de diseño). A la categoría C de la ASSHTO [35] le corresponden valores de diseño ligeramente más conservadores que los obtenidos con las otras dos normativas, lo cual resulta coherente teniendo en cuenta que los condicionantes estadísticos para su obtención son más restrictivos y la excesiva diferencia en la resistencia a fatiga de diseño entre la categoría B y C. Se comprueba que únicamente dos resultados se encuentran del lado de la inseguridad (por debajo de la curva de diseño).

El espesor de referencia considerado por estas normativas (25 mm) parece razonable para bordes oxycortados, en tanto que ha verificado la adecuada aplicación de las curvas de diseño propuestas hasta espesores de 25-35 mm.

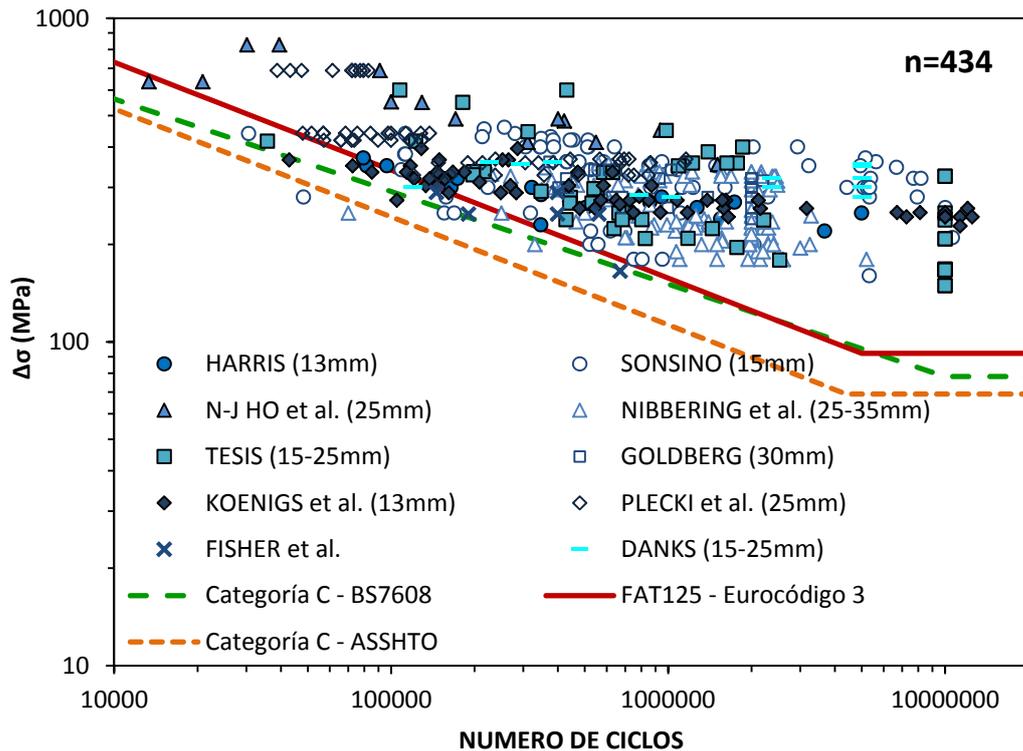


Figura 5.53 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para bordes oxicrotados y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

En la Figura 5.54 se comparan las curvas S-N correspondientes a la normativa BS7608 [37], el Eurocódigo 3 [36] y la ASSHTO [35] propuestas en esta Tesis para bordes cortados por plasma y los resultados procedentes de la bibliografía. La número total de valores considerados en esta verificación asciende hasta $n=345$.

En primer lugar, se observa que la categoría B de la BS7608 [37], la FAT125 del Eurocódigo 3 [36] y la categoría B de la ASSHTO [35] proporcionan valores de diseño bastante similares y generalmente del lado de la seguridad. Sin embargo, la modificación de la pendiente m introducida por la BS7608 [37] en la curva S-N de la categoría B ($m=4$) le permite tener en cuenta de manera más precisa la verdadera pendiente de la curva S-N que se obtendría a partir de los resultados experimentales en bordes cortados por plasma.

En tercer lugar, la aplicación de las curvas S-N de diseño propuestas en esta Tesis para bordes cortados por plasma se han verificado para espesores de hasta 20-25 mm.

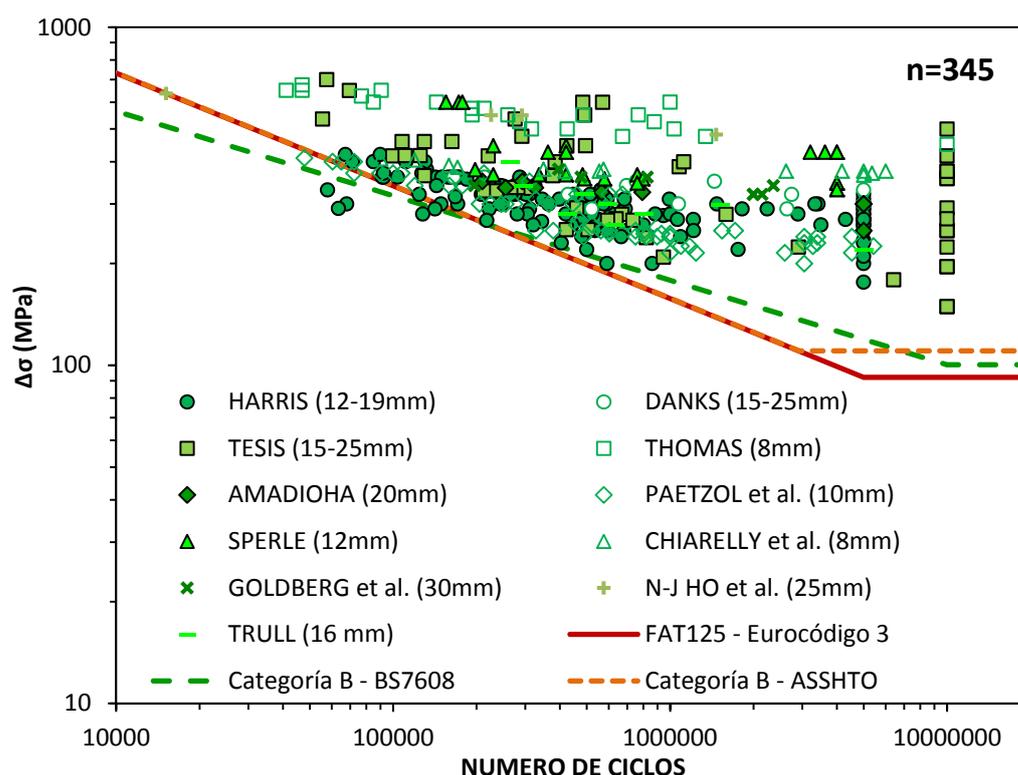


Figura 5.54 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para bordes cortados por plasma y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

En el caso de los bordes cortados por láser, dado que en los apartados 5.2.5.1 a 5.2.5.3 se había obtenido una disminución significativa de la categoría a adoptar cuando se incrementaba el espesor de 15 mm a 25 mm, los resultados obtenidos en la bibliografía también se han organizado en base a ese criterio.

En la Figura 5.55 se comparan las curvas S-N correspondientes a la normativa BS7608 [37], el Eurocódigo 3 [36] y la ASSHTO [35] propuestas en esta Tesis para bordes cortados por láser y espesor inferior a 15 mm con los resultados procedentes de la bibliografía. La número total de valores considerados en esta verificación asciende hasta $n=283$.

Se observa que la categoría B de la BS7608 [37], la FAT140 del Eurocódigo 3 [36] y la categoría B de la ASSHTO [35] proporcionan valores de diseño prácticamente idénticos y del lado de la seguridad en la mayoría de los casos. La diferencia más significativa entre ellas es el valor de la pendiente m , la cual es igual a 4 en el caso de la curva S-N de diseño de la BS7608 [37] e igual a 3 en las otras dos normativas consideradas. Esta característica le permite a la primera ajustarse mejor al comportamiento real de los bordes cortados por láser y determinar de forma más adecuada la resistencia a fatiga para los niveles de tensión más elevados.

En base a lo mostrado en la Figura 5.55 se ha comprobado la aplicación de las categorías propuestas en esta Tesis para bordes cortados por láser y espesor inferior a 15 mm.

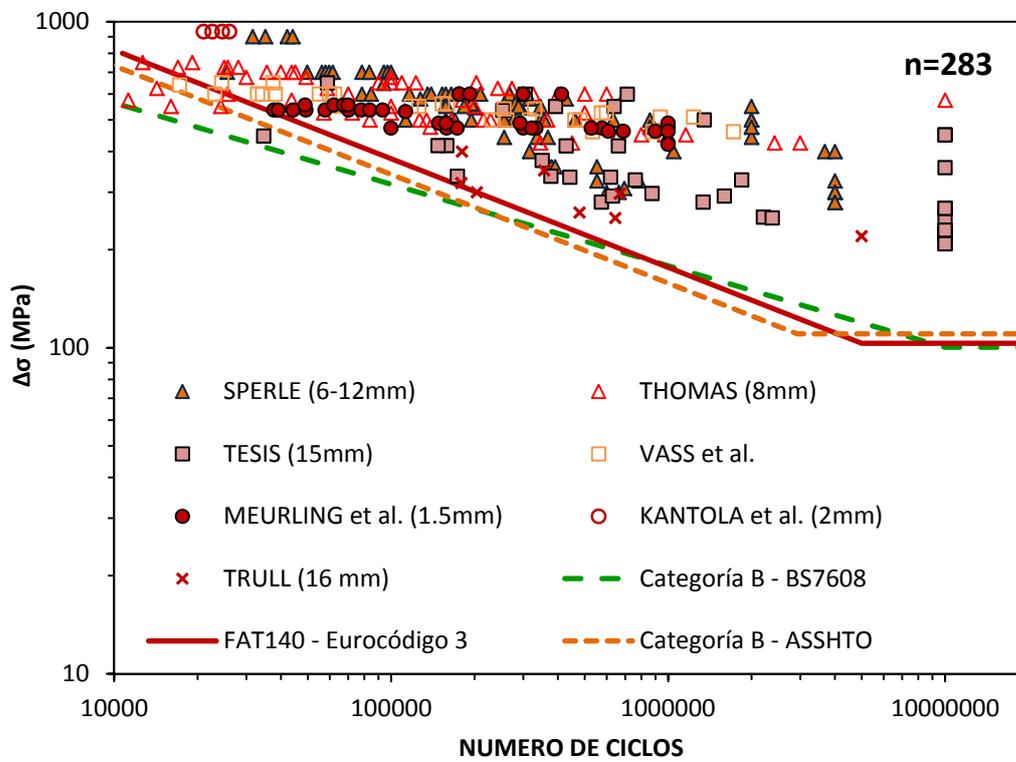


Figura 5.55 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para bordes cortados por láser (espesor inferior a 15 mm) y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

En la Figura 5.56 se comparan las curvas S-N correspondientes a la normativa BS7608 [37], el Eurocódigo 3 [36] y la ASSHTO [35] propuestas en esta Tesis para bordes cortados por láser y espesores superiores a 15 mm con los resultados procedentes de la bibliografía. Se observa como la reducción en la categoría a utilizar respecto de la propuesta para espesores inferiores a 15 mm es adecuada, de tal manera que se obtienen valores del lado de la seguridad si se emplean la categoría D de la BS7608 [37], el FAT100 del Eurocódigo 3 [36] y la categoría C de la ASSHTO [35]. Sin embargo, convendría señalar que la pendiente $m=3$ considerada por las tres normativas se aleja de manera considerable de la mostrada por los resultados experimentales, lo cual provoca que el límite de fatiga definido por estas normativas sea excesivamente conservador.

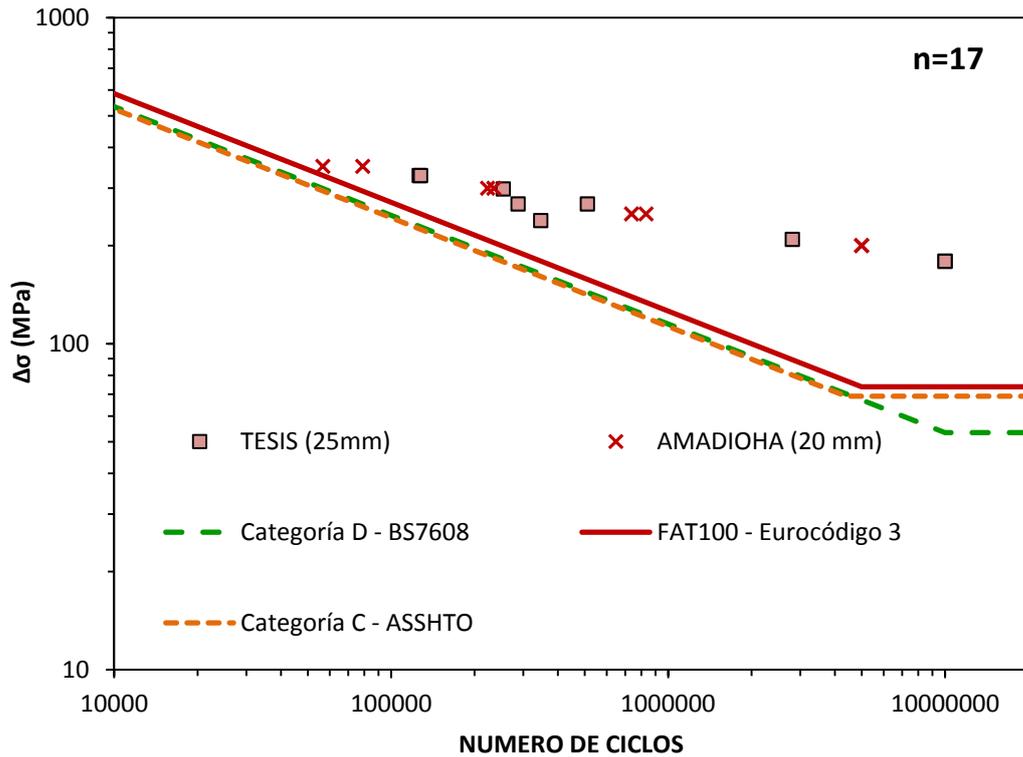


Figura 5.56 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para bordes cortados por láser (espesor superior a 15 mm) y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

Finalmente, en la Tabla 5.16 comparan las categorías de detalle que se emplean hasta el momento para analizar la resistencia a fatiga de bordes cortados térmicamente y las que se proponen en base a los resultados obtenidos en esta Tesis

Tabla 5.16 – Comparación entre las categorías de detalle utilizadas previamente a esta Tesis y las categorías de detalle aquí propuestas para bordes cortados térmicamente.

PROCESO DE CORTE	ESPESOR	NORMATIVA	ANTERIOR A ESTA TESIS	POSTERIOR A ESTA TESIS
OXICORTE	≤25 mm	BS7608	C	C
		EUROCÓDIGO 3	FAT125	FAT125
		ASSHTO	A	C
PLASMA	≤25 mm	BS7608	-	B
		EUROCÓDIGO 3	-	FAT125
		ASSHTO	-	B
LASER	≤15 mm	BS7608	-	B
		EUROCÓDIGO 3	-	FAT140
		ASSHTO	-	B
	>15 mm	BS7608	-	D
		EUROCÓDIGO 3	-	FAT100
		ASSHTO	-	C

Conviene añadir que las categorías de detalle propuestas en esta Tesis son de aplicación a cargas cíclicas con un valor de $R=0.1$. Su empleo en otras situaciones donde $R \neq 0.1$ requerirá la aplicación del factor corrector definido en las ecuaciones (5.17) a (5.19) según se ha explicado en los apartados 5.2.5.1 a 5.2.5.3.

5.3 – PROBETAS CON AGUJERO

5.3.1 – Influencia del proceso de corte térmico

En este apartado se va a evaluar la influencia de los procesos de corte térmico en el comportamiento a fatiga de componentes con un orificio circular. Por cada tipo de acero considerado (S355M, S460M, S690Q y S890Q) se compararán en esta sección la curva S-N y el límite de fatiga obtenidos con cada uno de los tres procesos de corte térmico.

En primer lugar se analizarán los cuatro aceros de espesor 15 mm y finalmente se evaluarán los resultados obtenidos en el acero S460M de 25 mm de espesor.

5.3.1.1 – Acero S355M y 15 mm de espesor

En la Figura 5.57 se muestran los resultados experimentales y la curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S355M.

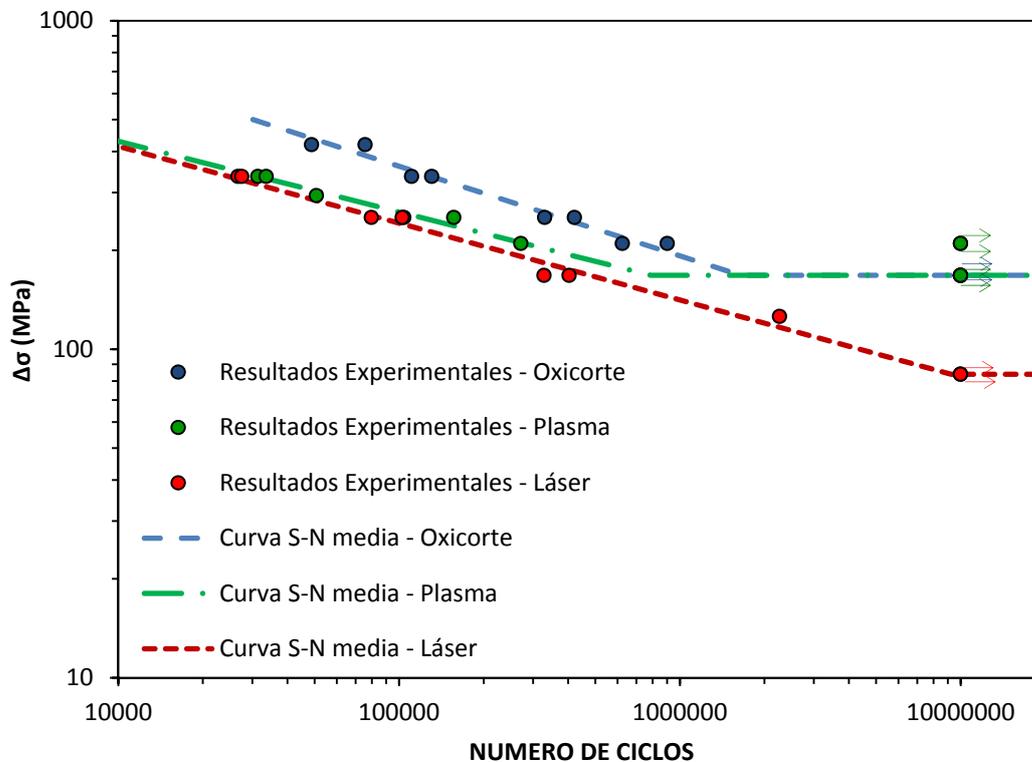


Figura 5.57 – Resultados experimentales y curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S355M.

Analizando la Figura 5.57, se observa que el oxicorte proporciona la mayor resistencia a fatiga en el rango de vida finita, mientras que el corte por plasma y corte por láser presentan comportamiento muy similar.

En cuanto al límite de fatiga, el oxicorte y el corte por plasma permiten alcanzar el mismo valor (168 MPa). El corte por láser provoca un descenso muy significativo de este parámetro, reduciendo a la mitad el valor del límite de fatiga obtenido con los otros dos procesos de corte (83 MPa).

Para poder explicar las causas del diferente comportamiento a fatiga en función del proceso de corte térmico escogido se ha determinado el origen de las fisuras por fatiga. Por ello, en la Tabla 5.17 se resume la localización de los puntos de inicio de las fisuras para cada uno de los tres procesos de corte térmico.

Tabla 5.17 – Localización de los puntos de iniciación por fatiga en función del proceso de corte utilizado para realizar el orificio en el acero S355M.

PROCESO DE CORTE	MATERIAL BASE	BORDE		SUPERFICIE DE CORTE
		SUPERIOR	INFERIOR	
OXICORTE	-	-	50%	50%
PLASMA	-	-	-	100%
LÁSER	-	-	-	100%

En primer lugar, conviene destacar que los tres procesos de corte presentan un alto porcentaje de casos en los que el punto de iniciación se sitúa en la superficie de corte, situación totalmente diferente a lo observado en los bordes rectos.

La superficie obtenida en el corte por láser (Figura 4.43a) se caracteriza por la presencia de profundas estrías, las cuales actúan como concentradores de tensiones facilitando la iniciación de las fisuras. De hecho, como se muestra en la Figura 5.58, la totalidad de las roturas en los agujeros cortados por láser se han iniciado a partir de una estría.

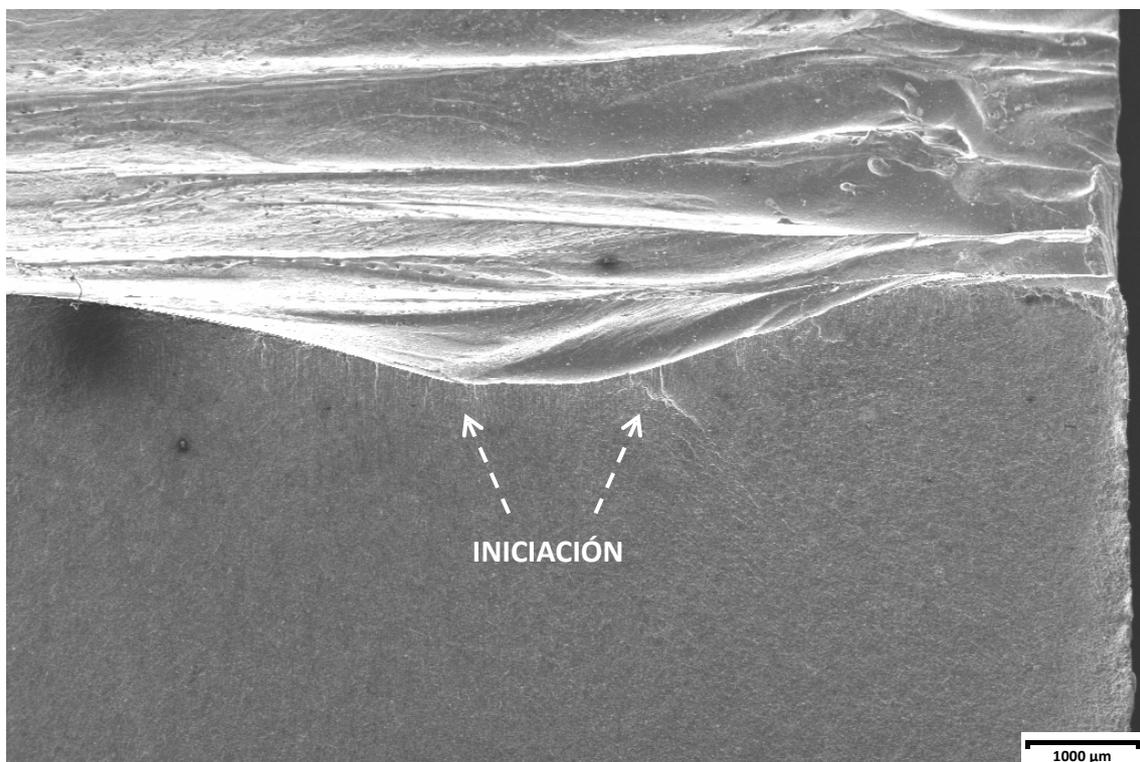


Figura 5.58 – Superficie de rotura por fatiga en un agujero cortado por láser iniciada a partir de una estría.

Por el contrario, la superficie de los agujeros cortados por plasma es considerablemente lisa y está exenta de defectos. Dado que tanto el corte por plasma como el corte por láser presentan un mismo comportamiento a fatiga en el rango de vida a fatiga finita, parece indicar que la rugosidad superficial no influye de manera significativa en este rango de trabajo. Sin embargo, dicha diferencia en la calidad superficial sí parece justificar el descenso importante en el límite de fatiga que presentan los agujeros cortados por láser. De hecho, los agujeros oxicortados presentan un límite de fatiga similar al de los agujeros cortados por plasma, lo cual concuerda con la calidad superficial similar obtenida en ambos procesos de corte.

Como ya se mencionó en el análisis de la Figura 5.57, el oxicorte mejora de forma considerable el comportamiento a fatiga obtenido con el corte por plasma y láser en el rango de vida a fatiga finita. Con objeto de determinar si las condiciones microestructurales en la ZAT de los tres procesos de corte pudieran explicar estas diferencias, se realizó un perfil de durezas centrado en el espesor por cada uno de los procesos de corte térmico considerados. En la Figura 5.59 se comparan los resultados obtenidos en los tres procesos de corte.

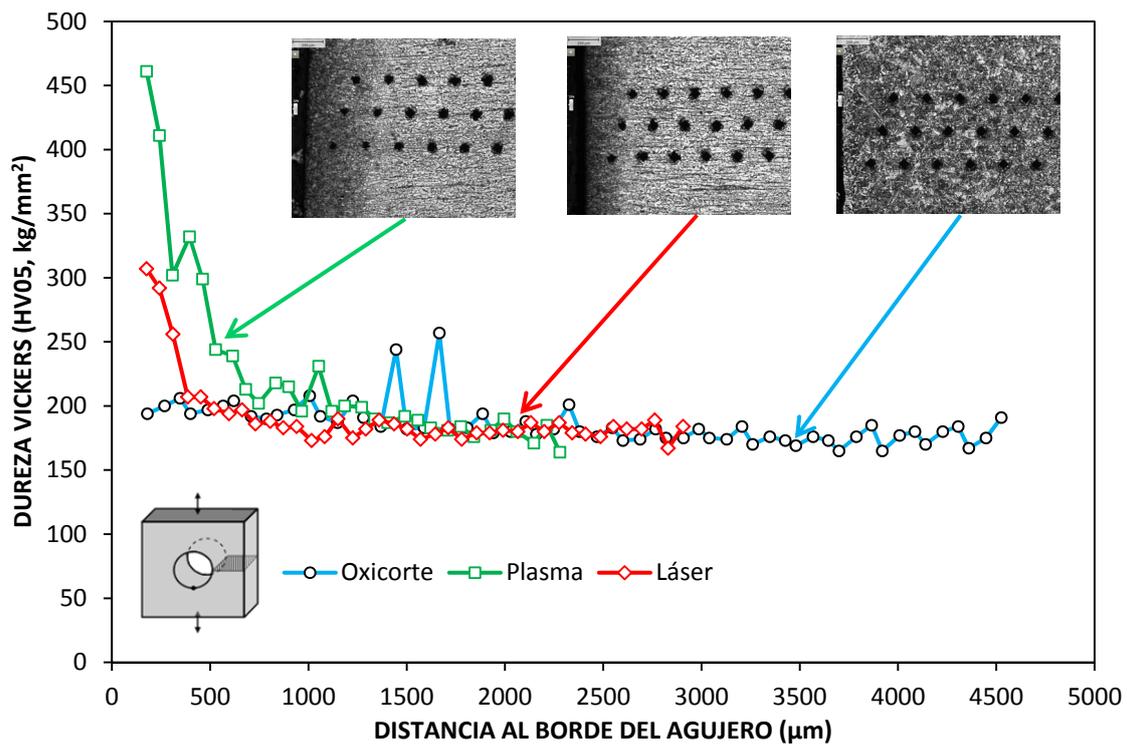


Figura 5.59 – Perfiles de durezas obtenidos en la ZAT de los agujeros cortados térmicamente en el acero S355M.

Como se puede observar en la Figura 5.59, la dureza en la ZAT del oxicorte es prácticamente idéntica a la del material base (194 HV05), y significativamente inferior a la máxima medida en la ZAT del corte por plasma (461 HV05) y del corte por láser (307 HV05). La explicación a esta significativa diferencia en el valor de la dureza máxima alcanzada reside en cómo cada uno de los procesos de corte lleva a cabo la

realización del agujero. El oxicorte se caracteriza por una velocidad de corte reducida y el tiempo y el calor necesario para practicar el “Key Hole” inicial son elevados, por lo que la energía aportada (*heat input*) es elevada. Esto provoca que la temperatura máxima alcanzada y el tamaño de la ZAT sean mayores, pero sin embargo se obtiene un enfriamiento muy lento, lo cual reduce el riesgo de formación de estructuras frágiles; además los campos tensionales son más homogéneos al calentarse la totalidad de la pieza. Por el contrario, tanto el corte por plasma como el corte por láser presentan una menor energía aportada debido a las mayores velocidades de corte y a la rapidez en la formación del “Key Hole”, por lo que la velocidad de enfriamiento del material tras el proceso de corte es mayor y por lo tanto se obtienen estructuras más duras y frágiles en la ZAT; adicionalmente, el calentamiento es más localizado, generando más tensiones residuales en superficie. La menor presencia de este tipo de estructuras en la ZAT de los agujeros oxicotados y el diferente nivel de tensiones residuales podría justificar el mejor comportamiento que presenta en el rango de vida a fatiga finita.

5.3.1.2 – Acero S460M y 15 mm de espesor

En la Figura 5.60 se muestran los resultados experimentales y la curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S460M.

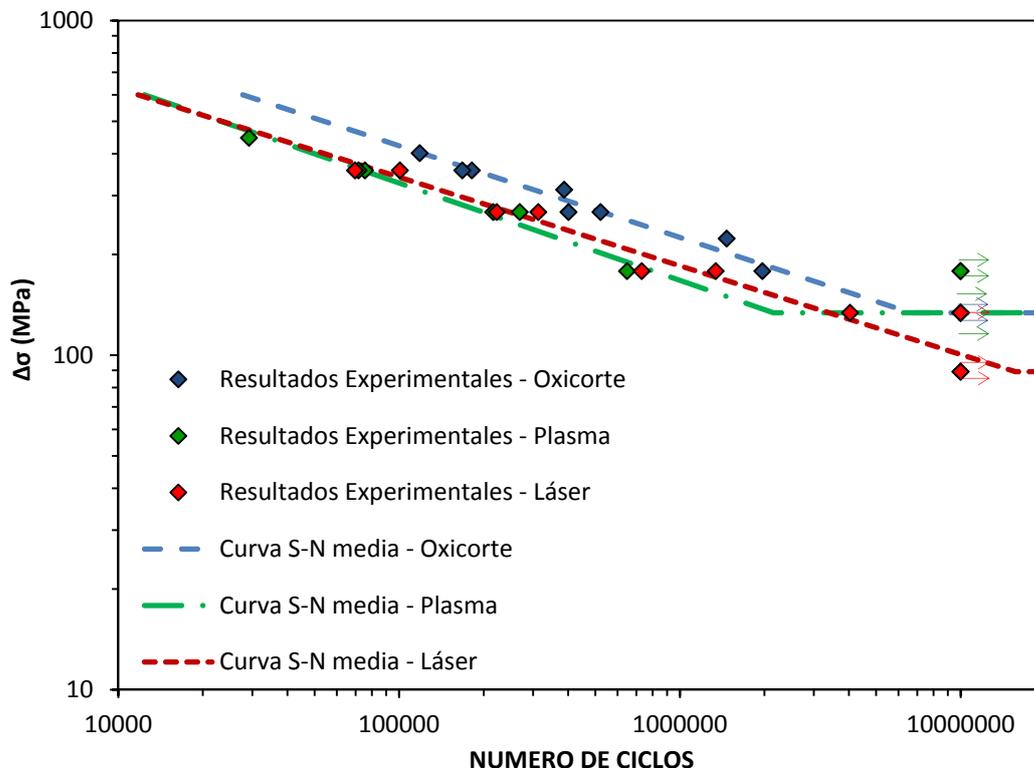


Figura 5.60 – Resultados experimentales y curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S460M.

Analizando los resultados mostrados en la Figura 5.60, se pueden establecer ciertas similitudes con las observaciones realizadas en el acero S355M.

Por un lado, se comprueba que los agujeros oxicortados mejoran ligeramente el comportamiento a fatiga mostrado en el rango de vida a fatiga finita por los agujeros cortados por plasma y láser, los cuales proporcionan una resistencia a fatiga similar en dicho rango de trabajo.

Por otro lado, el valor del límite a fatiga correspondiente a los agujeros oxicortados y cortados por plasma es idéntico (134 MPa), y superior al obtenido con el corte por láser (90 MPa).

También conviene destacar que la pendiente m de la curva S-N es muy similar en los tres procesos de corte y está comprendida entre 3.5 y 4.

En la Tabla 5.18 se resume la localización de los puntos de inicio de las fisuras para cada uno de los tres procesos de corte térmico en el acero S460M.

Tabla 5.18 – Localización de los puntos de iniciación por fatiga en función del proceso de corte utilizado para realizar el orificio en el acero S460M.

PROCESO DE CORTE	MATERIAL BASE	BORDE		SUPERFICIE DE CORTE
		SUPERIOR	INFERIOR	
OXICORTE	-	13%	37%	50%
PLASMA	-	-	16%	84%
LÁSER	-	-	-	100%

De nuevo, la totalidad de las roturas por fatiga en los agujeros cortados por láser se inician en la superficie de corte, viéndose favorecidas por la elevada rugosidad que presentan dichas superficies. Esta característica parece penalizar el valor del límite de fatiga respecto al obtenido con los agujeros oxicortados y cortados por plasma, los cuales permiten alcanzar una superficie de elevada calidad y con una limitada presencia de defectos.

En el caso de los agujeros oxicortados se observa una igualdad entre el número de roturas por fatiga que se han iniciado en la superficie de corte y aquellas que se han originado en los bordes. De manera similar a lo afirmado en los bordes rectos oxicortados, la presencia de material fundido que ha quedado adherido tras el proceso de corte parece favorecer la iniciación de las fisuras por fatiga. Con objeto mostrar el efecto negativo de dicho material sobre la resistencia a fatiga, en la Figura 5.61 se observa la superficie de rotura correspondiente a uno de los casos en los que la fisura se ha iniciado en el borde superior, donde la presencia de material fundido adherido es menos común. Se puede comprobar como la iniciación de la fisura se ha visto favorecida por el efecto del material adherido.



Figura 5.61 – Rotura por fatiga en un agujero oxicortado a partir de material fundido adherido al borde superior.

Teniendo en cuenta que la microestructura del acero S460M es muy similar a la del acero S355M, la ZAT tras los procesos de corte térmico presenta unas características microestructurales parecidas a las explicadas en el acero S355M. Por lo tanto, la obtención de estructuras más duras y frágiles en la ZAT de los agujeros cortados por plasma y láser y los diferentes valores de tensiones residuales podrían explicar el ligero empeoramiento del comportamiento a fatiga en el rango de vida a fatiga finita frente al mostrado por los agujeros oxicortados.

5.3.1.3 – Acero S690Q y 15 mm de espesor

En la Figura 5.62 se muestran los resultados experimentales y la curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S690Q.

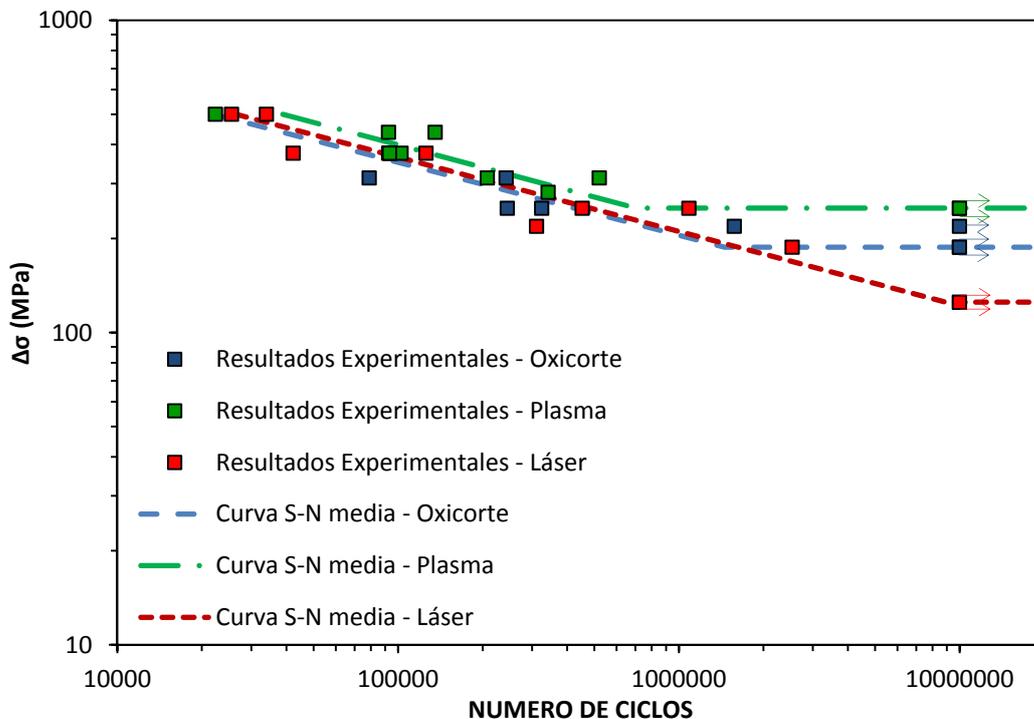


Figura 5.62 – Resultados experimentales y curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S690Q.

Tanto en el rango de vida a fatiga finita como en el rango de vida infinita se observan ciertas diferencias respecto a lo obtenido en los aceros S355M y S460M.

En lo que respecta al límite de fatiga, el corte por láser sigue proporcionando el valor más reducido de los tres métodos de corte (125 MPa). En cuanto oxicorte y corte por plasma, que previamente habían mostrado un valor idéntico, en el caso del acero S690Q se comprueba que el límite de fatiga del corte por plasma (250 MPa) mejora el valor correspondiente al oxicorte (187 MPa).

En el rango de vida a fatiga finita, el mejor comportamiento a fatiga de los agujeros oxicotados que se había observado en los aceros S355M y S460M ha desaparecido. En este caso, los tres procesos de corte proporcionan una resistencia a fatiga relativamente similar, siendo la mostrada por los agujeros cortados por plasma ligeramente superior. Conviene destacar que la pendiente m de la curva S-N correspondiente a los tres procesos de corte es prácticamente idéntica y con un valor igual a 4.

En la Tabla 5.19 se resume la localización de los puntos de iniciación de las roturas por fatiga en función del proceso de corte térmico.

Tabla 5.19 – Localización de los puntos de iniciación por fatiga en función del proceso de corte utilizado para realizar el orificio en el acero S690Q.

PROCESO DE CORTE	MATERIAL BASE	BORDE		SUPERFICIE DE CORTE
		SUPERIOR	INFERIOR	
OXICORTE	-	-	71%	29%
PLASMA	-	-	-	100%
LÁSER	-	-	-	100%

En primer lugar, se comprueba que la mayor parte de las roturas por fatiga en los agujeros oxicotados (71%) se han iniciado en el borde inferior, lo cual es una diferencia apreciable respecto a lo observado en los aceros S355M y S460M, donde el 50% de las roturas se iniciaban en la superficie de corte. En la Figura 5.63 se muestra la superficie de rotura por fatiga de un agujero oxicotado cuya iniciación se localiza en el borde inferior. Dicha región se caracteriza tanto por una mayor presencia de defectos superficiales generados durante la expulsión del material fundido como por una alteración microestructural diferente a la del resto del borde de corte.

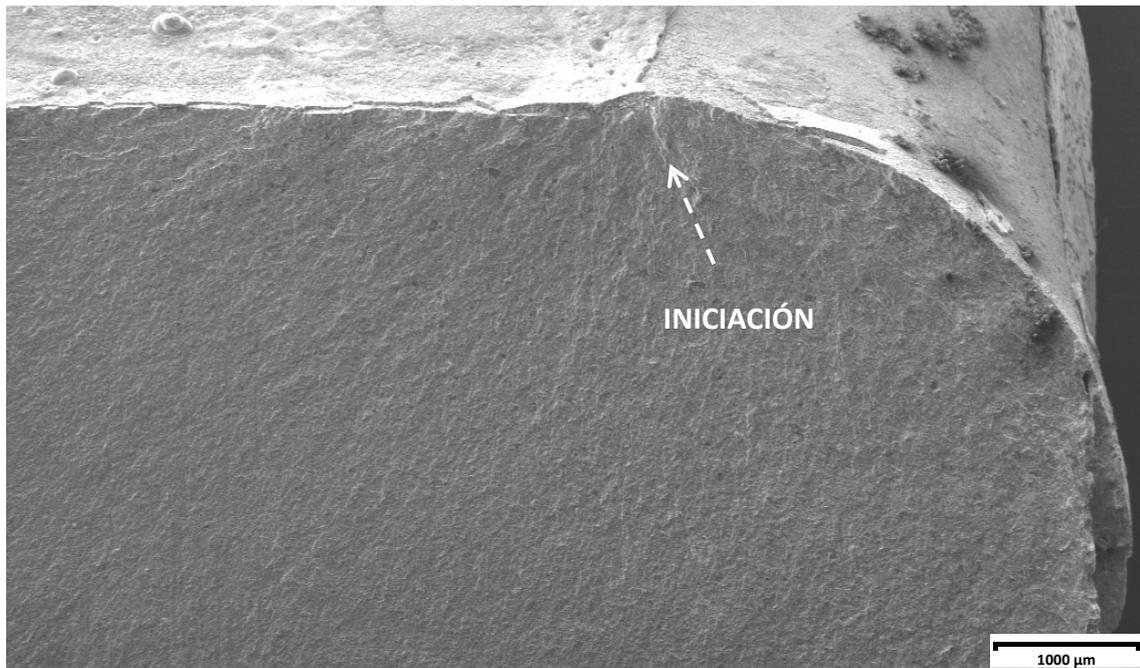


Figura 5.63 – Rotura por fatiga en un agujero oxicortado a partir del borde inferior.

En segundo lugar, de la misma manera que se había comprobado en los otros dos aceros analizados, la totalidad de los agujeros cortados por plasma presentan la iniciación de las roturas por fatiga en la superficie de corte. En la Figura 5.64 se muestra el ejemplo de un fallo por fatiga en agujeros cortados por plasma donde se observan múltiples puntos de iniciación localizados en la superficie de corte, habiendo señalado alguno de ellos mediante flechas discontinuas.

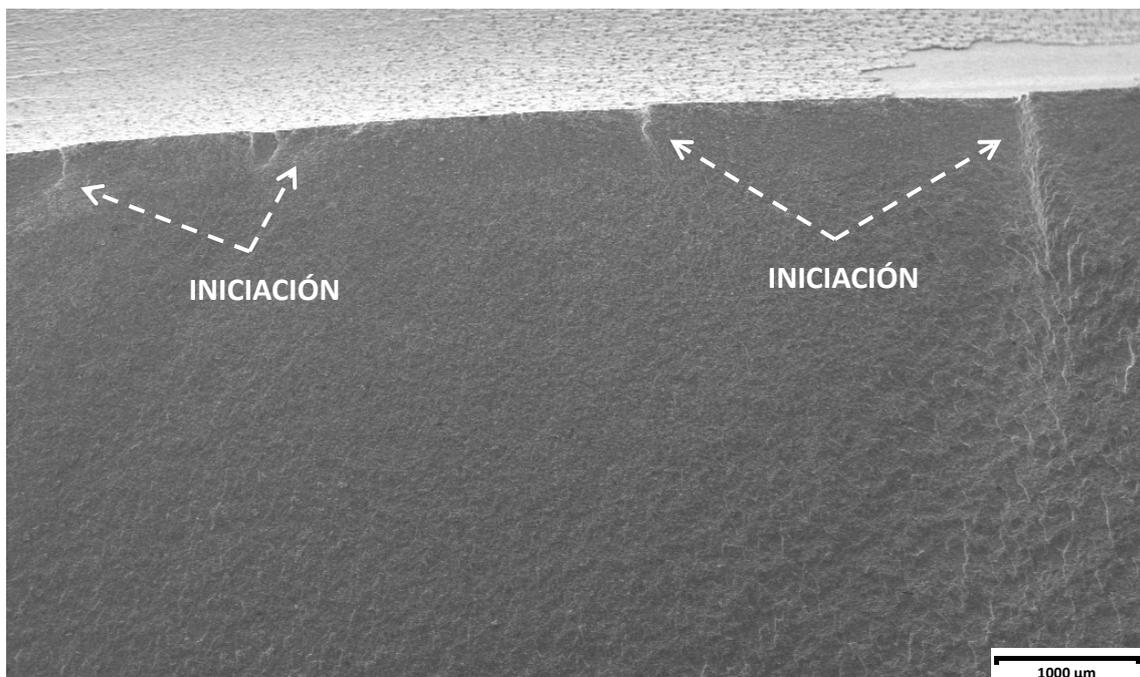


Figura 5.64 – Rotura por fatiga en un agujero cortado por plasma a partir de la superficie de corte.

En tercer lugar, la localización del punto de iniciación en las roturas de los agujeros cortados por láser se sitúa en el borde de corte para todos los casos analizados. Como se señala en la Figura 5.65 mediante una flecha discontinua, las superficies de rotura presentan una única zona de iniciación, la cual viene motivada por la presencia de estrías claramente visibles en la superficie de corte.

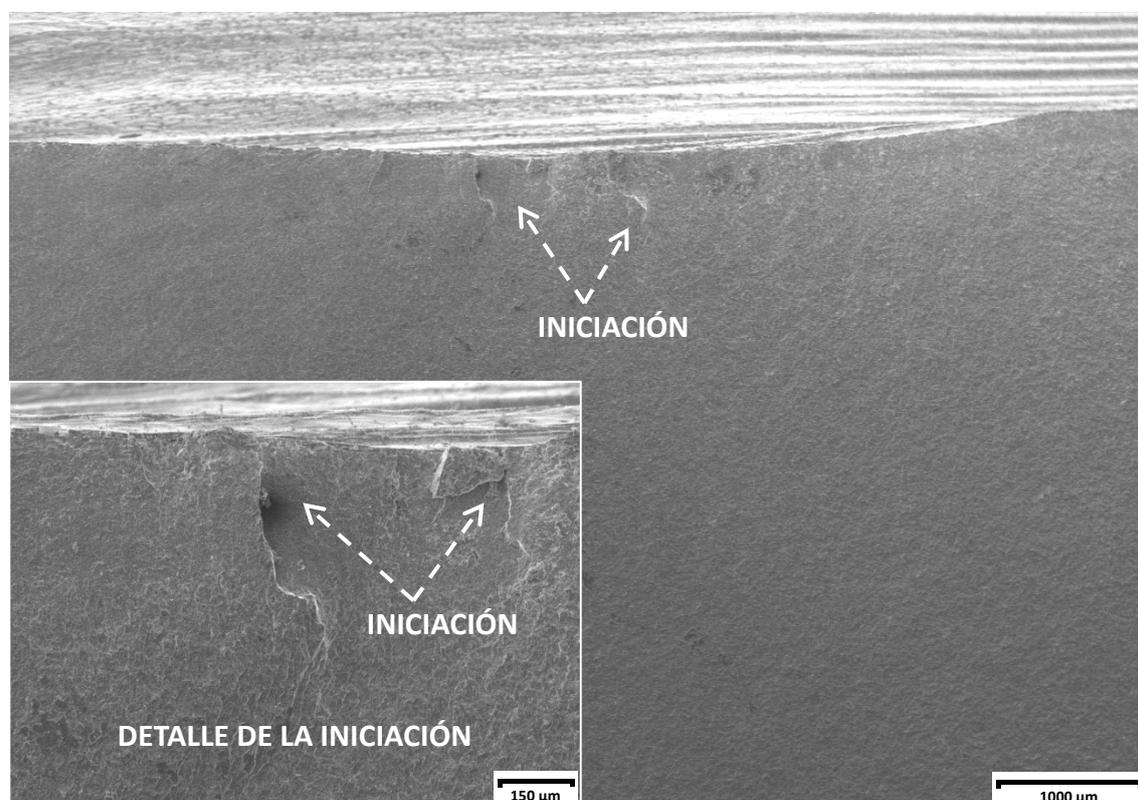


Figura 5.65 – Rotura por fatiga en un agujero cortado por láser a partir de la las estrías presentes superficie de corte.

En base a las causas de la iniciación de las fisuras por fatiga mostradas en las figuras 5.63 a 5.65 parece razonable afirmar que las estrías presentes en los agujeros cortados por láser justifican su considerable reducción del límite de fatiga. Los condicionantes observados en el borde inferior de los agujeros oxicortados (a partir del cual se inician la totalidad de las roturas por fatiga) parecen ser la causa de la disminución del valor del límite de fatiga respecto al obtenido en los agujeros cortados por plasma, ya que tanto en el acero S355M como en el acero S460M ambos procesos de corte (oxicorte y plasma) presentaban el mismo valor del límite de fatiga.

5.3.1.4 – Acero S890Q y 15 mm de espesor

En la Figura 5.66 se muestran los resultados experimentales y la curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S890Q.

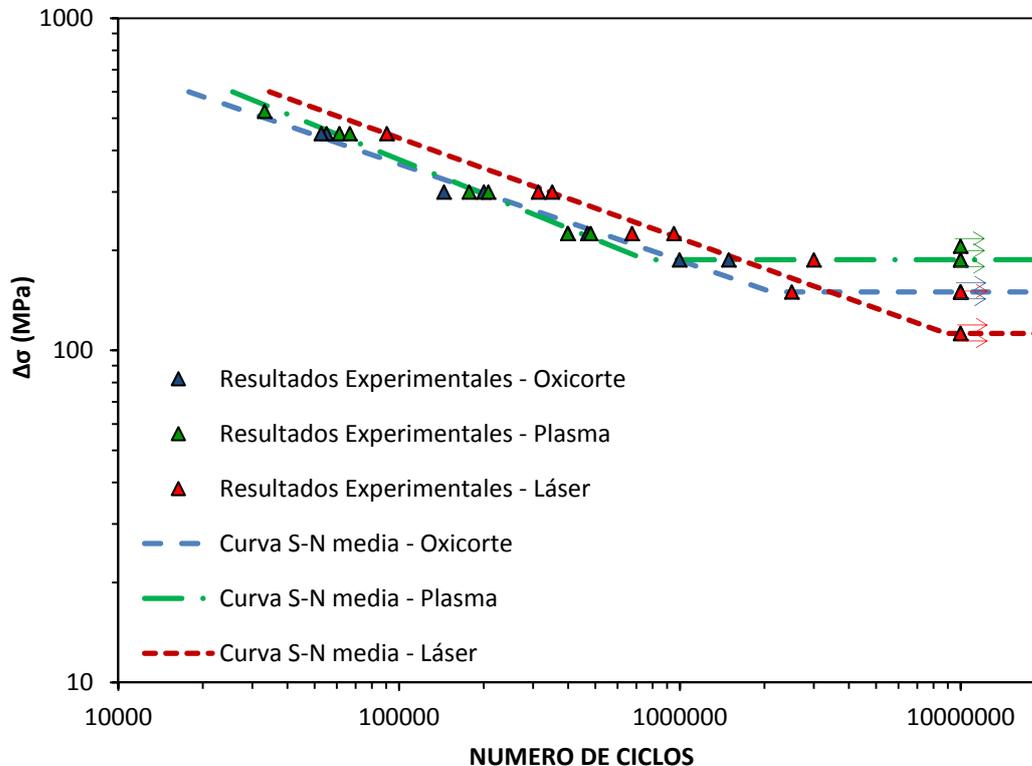


Figura 5.66 – Resultados experimentales y curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S890Q.

Analizando los resultados mostrados en la Figura 5.66, se pueden observar ciertas tendencias similares a las comentadas en el acero S690Q.

Los agujeros cortados por plasma proporcionan el valor del límite de fatiga más elevado (187 MPa). Al mismo tiempo, los agujeros cortados por láser presentan el menor valor de límite de fatiga (113 MPa). Sin embargo, la diferencia entre ambos valores es de 74 MPa, significativamente inferior a la obtenida en el acero S690Q (125 MPa). Los agujeros oxicortados vuelven a presentar un límite de fatiga (150 MPa) comprendido entre el de los agujeros cortados por plasma y por láser.

En el rango de vida a fatiga finita, los tres procesos de corte presentan un comportamiento similar, siendo ligeramente mejor el correspondiente al corte por láser.

En la Tabla 5.20 se indica donde se sitúa el punto de iniciación de las roturas por fatiga en los tres procesos de corte.

Tabla 5.20 – Localización de los puntos de iniciación por fatiga en función del proceso de corte utilizado para realizar el orificio en el acero S890Q.

PROCESO DE CORTE	MATERIAL BASE	BORDE		SUPERFICIE DE CORTE
		SUPERIOR	INFERIOR	
OXICORTE	-	-	82%	18%
PLASMA	-	-	-	100%
LÁSER	-	-	86%	14%

En el caso de los agujeros oxicortados, la localización de los puntos de iniciación es similar a la observada en el acero S690Q. La mayor parte de ellos se sitúan en el borde inferior, donde la presencia de defectos generados durante la expulsión del material fundido y la alteración microestructural en dicha región parecen favorecer la nucleación de las fisuras.

De la misma manera que se ha observado en los tres aceros analizados, la totalidad de los puntos de iniciación en los agujeros cortados por plasma se sitúan en la superficie de corte.

En lo que respecta a los agujeros cortados por láser, se observa una inusual concentración de los puntos de iniciación en el borde inferior, ya que en el resto de aceros se había determinado que el 100% de las roturas por fatiga se habían iniciado en la superficie de corte. El origen de este cambio reside en que las estrías en la superficie de los agujeros cortados por láser son más finas en el acero S890Q. De esta manera se comprueba en la Figura 5.67 que la fisura inicia en el borde inferior, en una zona anexa a material fundido que ha quedado adherido. Por lo tanto, cuando la superficie es lo suficientemente lisa, las condiciones introducidas por la presencia de material fundido adherido predominan a la hora favorecer la iniciación de las fisuras.

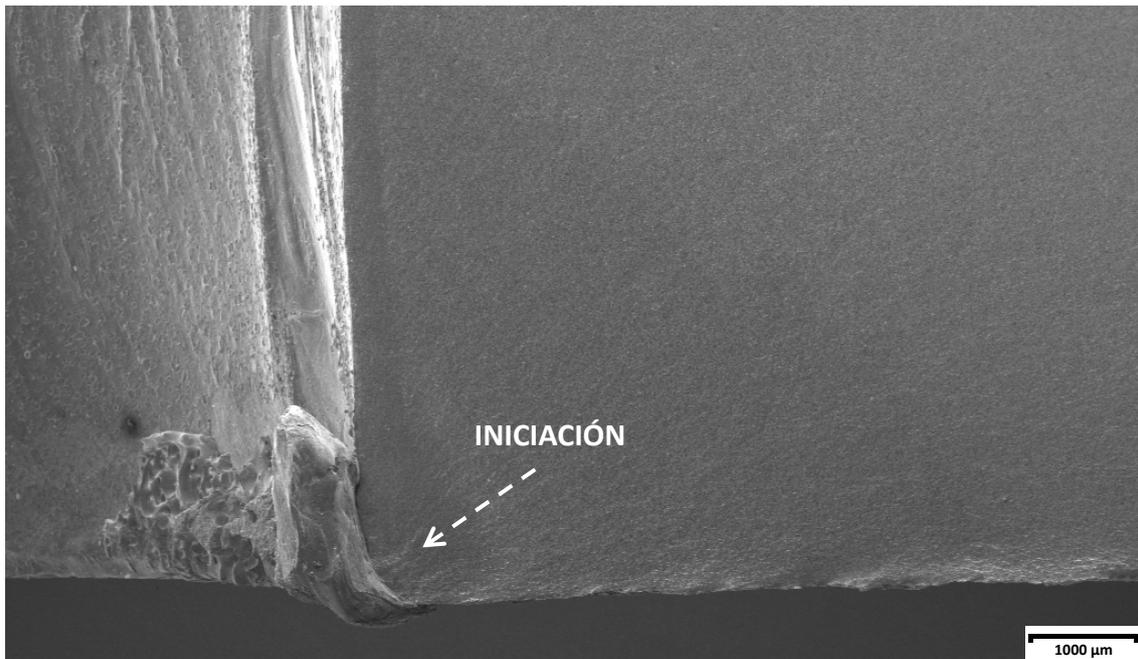


Figura 5.67 – Rotura por fatiga en un agujero cortado por láser a partir de la región anexa al material fundido que ha quedado adherido en el borde inferior.

5.3.1.5 – Acero S460M y 25 mm de espesor

En la Figura 5.68 se muestran los resultados experimentales y la curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S460M y 25 mm de espesor.

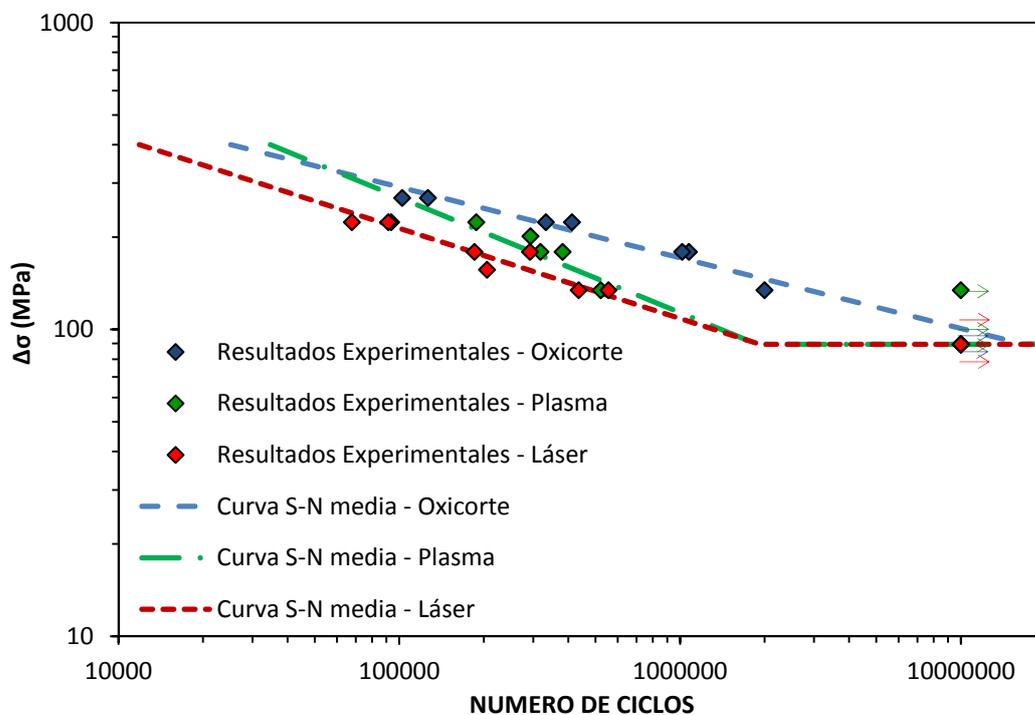


Figura 5.68 – Resultados experimentales y curva S-N media correspondientes a los tres procesos de corte en el acero S460M y 25 mm de espesor.

En la Figura 5.68 se observa que los tres procesos de corte presentan un valor del límite de fatiga idéntico (90 MPa).

En el rango de vida a fatiga finita, se comprueba cierta dependencia de la resistencia a fatiga en función de proceso de corte escogido. De forma similar a lo mostrado en el mismo acero y 15 mm de espesor, los agujeros oxicortados proporcionan una resistencia a fatiga considerablemente superior a la de los agujeros cortados por láser. Los agujeros cortados por plasma presentan un comportamiento a fatiga intermedio entre el correspondiente a los agujeros oxicortados y los agujeros cortados por láser.

En la Tabla 5.21 se indica donde se sitúa el punto de iniciación de las roturas por fatiga en los tres procesos de corte.

Tabla 5.21 – Localización de los puntos de iniciación por fatiga en función del proceso de corte utilizado para realizar el orificio en el acero S460 y 25 mm.

PROCESO DE CORTE	MATERIAL BASE	BORDE		SUPERFICIE DE CORTE
		SUPERIOR	INFERIOR	
OXICORTE	-	-	50%	50%
PLASMA	-	-	-	100%
LÁSER	-	-	-	100%

En el caso de los agujeros cortados por láser, al incrementar el espesor de 15 mm a 25 mm se observa un empeoramiento significativo de la calidad superficial, mostrando una mayor profundidad y tamaño de las estrías formadas (Figura 5.69).

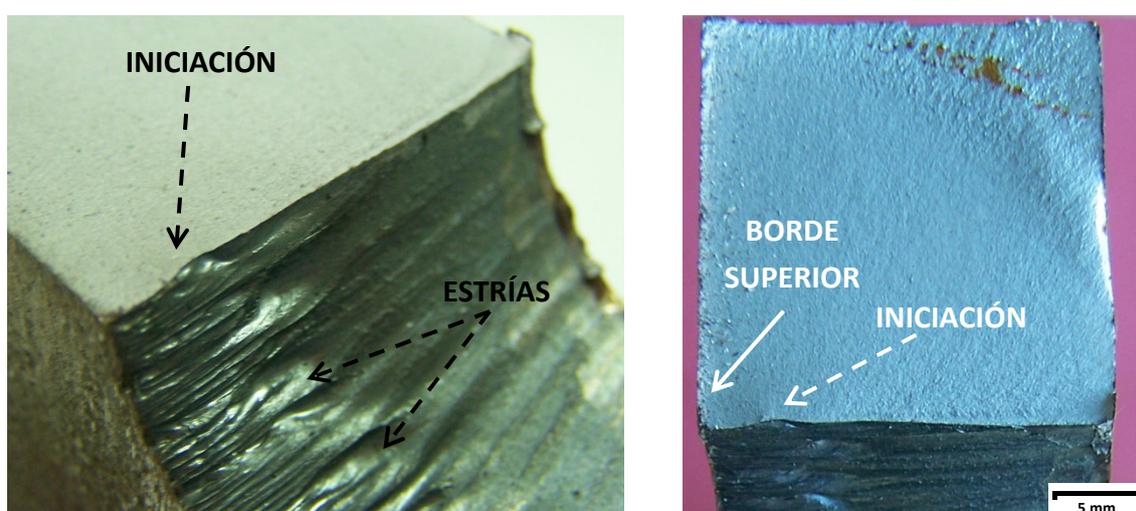


Figura 5.69 – Rotura por fatiga en un agujero cortado por láser a partir de una de las estrías presentes en la superficie.

5.3.2 – Influencia del tipo de acero

La presencia de un elemento concentrador de tensiones atenúa el efecto de las propiedades a tracción del material sobre el comportamiento en fatiga [4]. Teniendo en cuenta que en esta Tesis se han ensayado cuatro aceros con diferentes propiedades a tracción (S355M, S460M, S690Q y S890Q) y con objeto de verificar si la afirmación anterior se cumple en los agujeros cortados térmicamente, se han representado en las figuras 5.70 a 5.72 las curvas S-N correspondientes a los tres procesos de corte.

Para los agujeros oxicortados (Figura 5.70), las curvas S-N estimadas en los cuatro aceros son prácticamente idénticas, solapándose unas sobre otras.

En el caso de los agujeros cortados por plasma (Figura 5.71), la curva S-N correspondiente al acero S355M está por debajo de las correspondientes a los otros tres aceros (S460M, S690Q y S890Q), los cuales proporcionan un comportamiento a fatiga muy similar en el rango de vida a fatiga finita. Sin embargo, en lo que respecta al límite de fatiga, en el acero S890Q se obtiene un límite a fatiga ligeramente superior al del acero S355M, y el del acero S460M es incluso inferior.

En lo que respecta a los agujeros cortados por láser (Figura 5.72), se pueden realizar las mismas observaciones que las comentadas sobre los agujeros cortados por plasma: los aceros S460M, S690Q y S890Q presentan una resistencia a fatiga similar y superior a la del acero S355M en el rango de vida a fatiga finita.

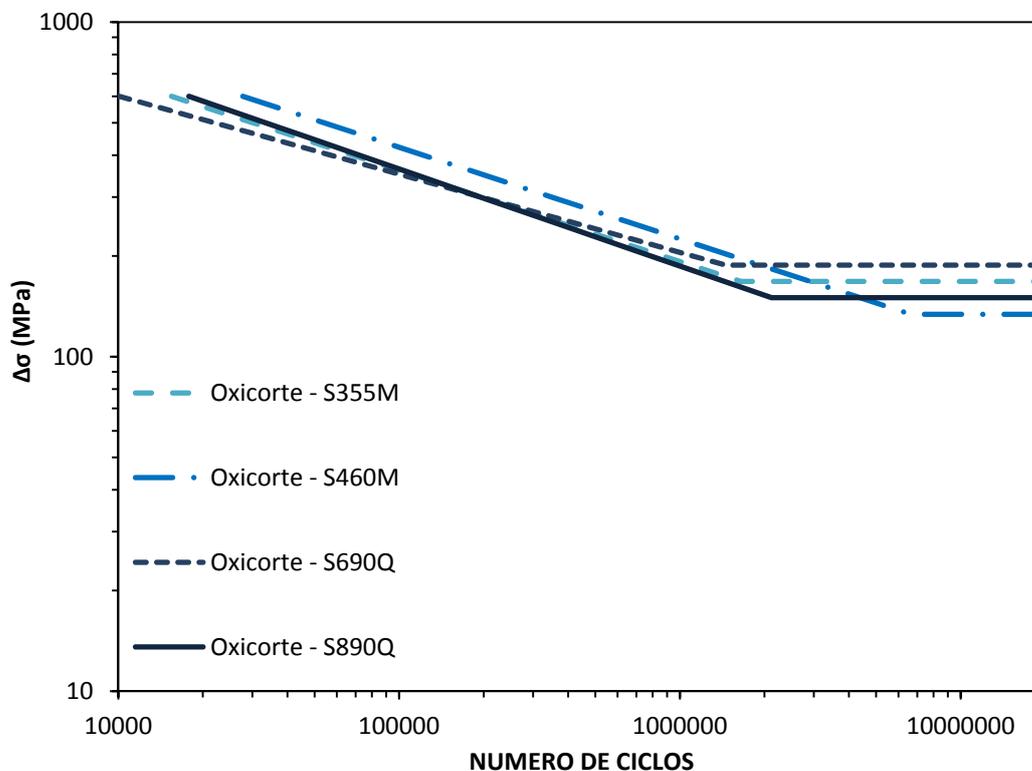


Figura 5.70 – Curva S-N media estimada para cada acero y con el agujero oxicortado.

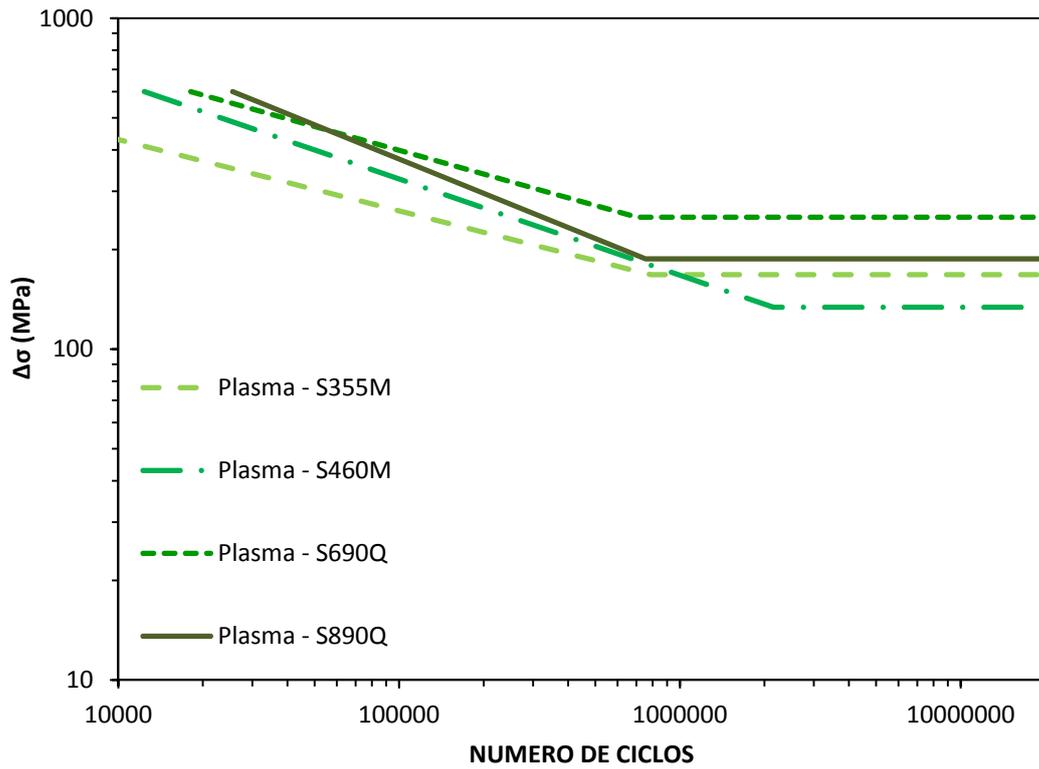


Figura 5.71 – Curva S-N media estimada para cada acero y con el agujero cortado por plasma.

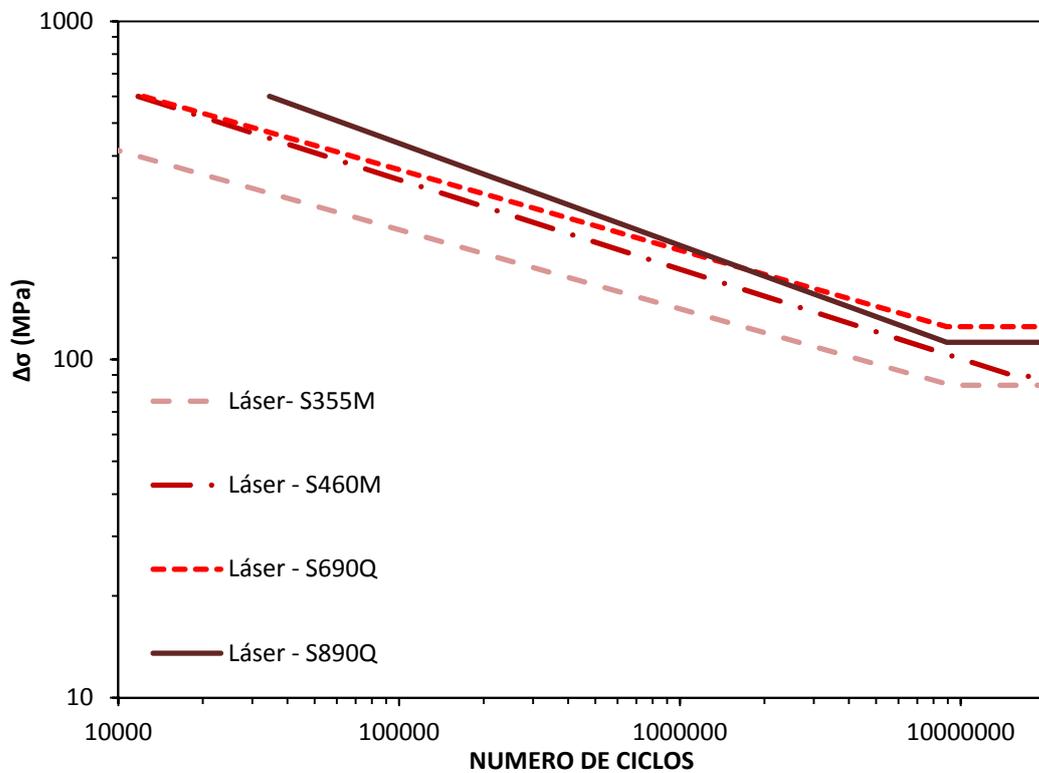


Figura 5.72 – Curva S-N media estimada para cada acero y con el agujero cortado por láser.

Analizando las Figuras 5.70 a 5.72 se puede observar que, más allá de las diferencias existentes entre unos aceros y otros (especialmente en el acero S355M para los agujeros cortados por plasma y láser), dichas diferencias son inferiores a las obtenidas en las probetas con borde recto.

5.3.3 – Influencia del espesor de la probeta

De forma similar al proceso llevado a cabo en los bordes rectos, se va a proceder al análisis de la influencia del espesor en la resistencia a fatiga de los agujeros cortados térmicamente. Para ello se van a comparar los resultados obtenidos en el acero S460M y los dos espesores considerados (15 y 25 mm).

En la Figura 5.73 se comparan los valores de fatiga obtenidos en los agujeros oxicrotados para ambos espesores, los cuales muestran una calidad superficial similar. Se observa una reducción de la resistencia a fatiga en el rango de vida a fatiga finita. Este hecho tiene una componente estadística, en tanto que la probabilidad de que aparezca un defecto iniciador de una fisura aumenta conforme lo hace el espesor. También se ha obtenido una reducción en el límite de fatiga, pasando de 133 MPa en el espesor de 15 mm a 89 MPa en el de 25mm.

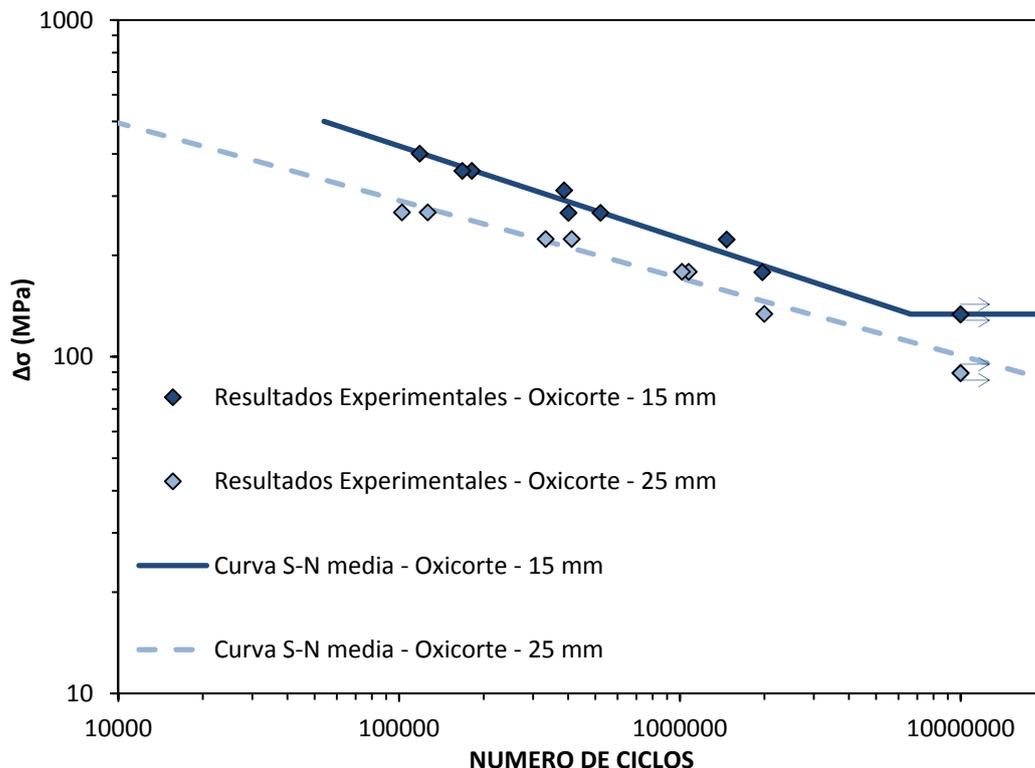


Figura 5.73 – Efecto del espesor sobre la resistencia a fatiga del acero S460M y agujeros oxicrotados.

En el caso de los agujeros cortados por plasma (Figura 5.74), el efecto del espesor es similar al observado en los agujeros oxicrotados. Se comprueba que al incrementar

el espesor de 15 mm a 25 mm (con calidades superficiales similares) se ha producido una reducción en la resistencia a fatiga tanto en el rango de vida a fatiga finita como en el rango de vida a fatiga infinita. Conviene señalar que la reducción en el límite de fatiga es de 44 MPa, magnitud similar a la obtenida en los agujeros oxicortados.

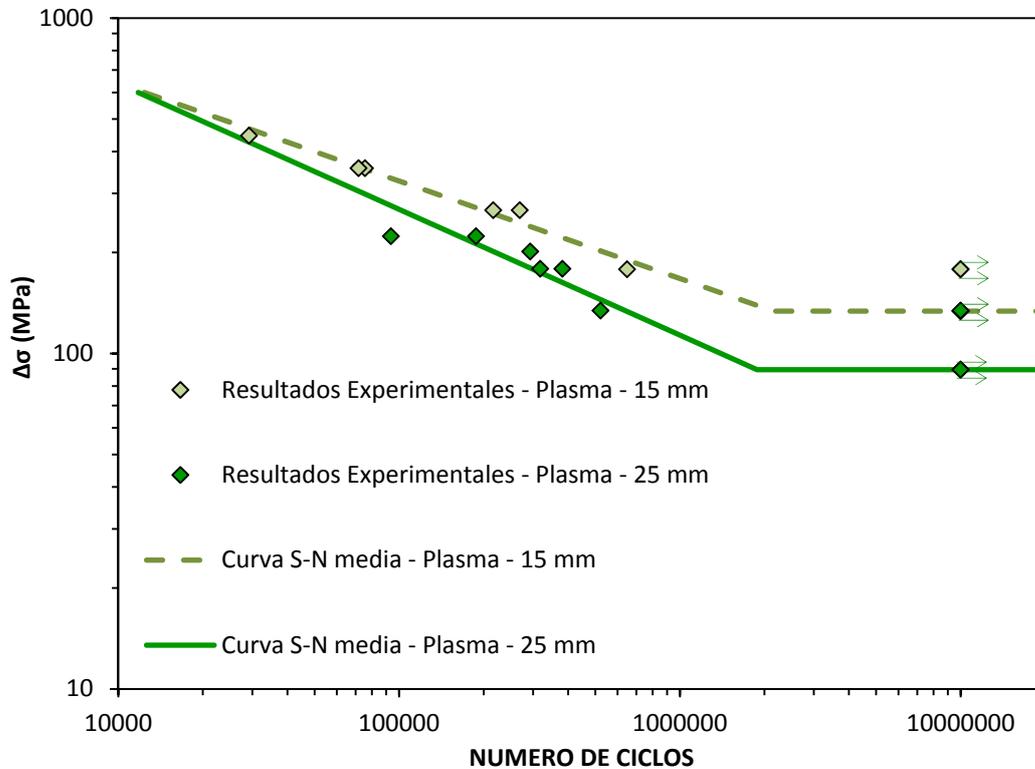


Figura 5.74 – Efecto del espesor sobre la resistencia a fatiga del acero S460M y agujeros cortados por plasma.

Respecto a los agujeros cortados por láser, en primer lugar conviene señalar que la disminución de la calidad superficial producida al aumentar el espesor es significativamente mayor a la obtenida en los otros dos procesos de corte.

Por un lado, en la Figura 5.75 se observa que el valor del límite de fatiga no se ha visto afectado por el incremento del espesor, obteniendo el mismo valor para ambos espesores (89 MPa). Esto podría tener su explicación en el hecho de que la calidad superficial de los agujeros cortados por láser en el espesor de 15 mm era tan baja para el límite de fatiga que el empeoramiento de la misma en el espesor de 25 mm no supone una reducción adicional de dicho parámetro.

Por otro lado, en la Figura 5.75 también se comprueba una evidente reducción de la resistencia a fatiga en el rango de vida a fatiga finita cuando se aumenta el espesor de 15 a 25 mm.

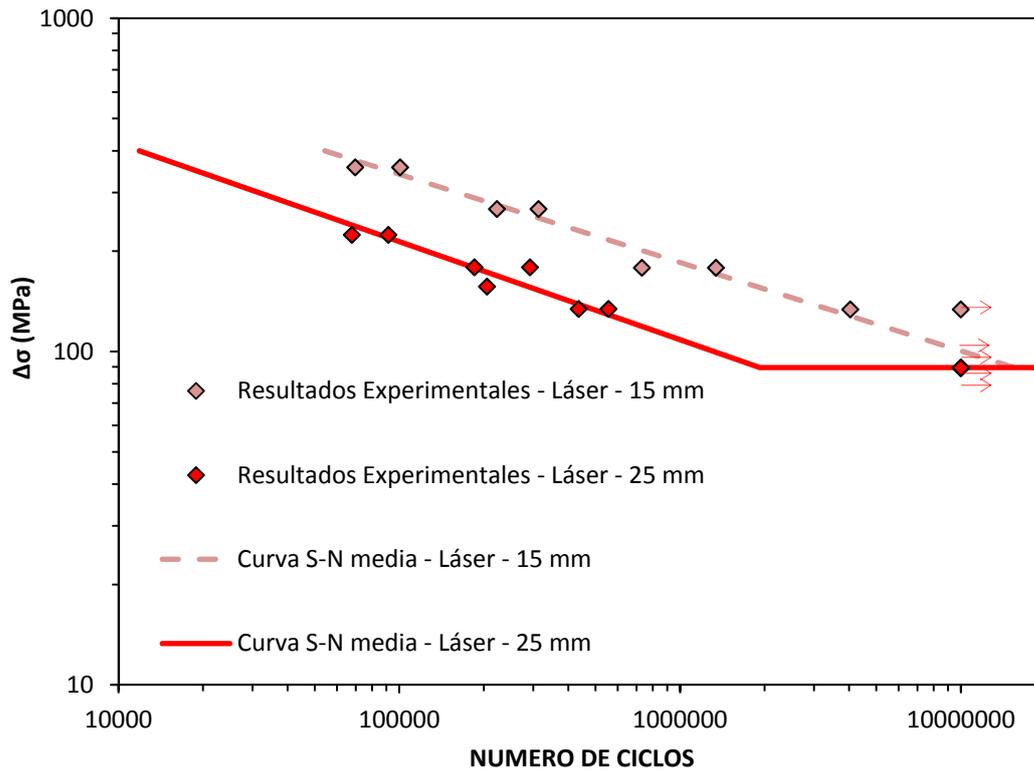


Figura 5.75 – Efecto del espesor sobre la resistencia a fatiga del acero S460M y agujeros cortados por láser.

En la Tabla 5.22 se evalúa la influencia de incrementar el espesor de 15 mm a 25 mm sobre la clase $FAT_{media,ensayos}$ de los tres procesos de corte. Conviene señalar que el valor de $FAT_{media,ensayos}$ se ha estimado asumiendo una pendiente $m=3$ [35, 36, 37] para los tres procesos de corte.

Tabla 5.22 – Influencia del espesor en la clase FAT de los tres procesos corte.

PROCESO DE CORTE	$FAT_{media,ensayos}$ 15 mm	$FAT_{media,ensayos}$ 25 mm	$1 - \frac{FAT_{25\ mm}}{FAT_{15\ mm}}$
OXICORTE	169	125	0.26
PLASMA	122	95	0.22
LÁSER	138	81	0.41

Los resultados mostrados en la Tabla 5.22 muestran una reducción similar de la clase FAT al aumentar el espesor en los agujeros oxicortados y cortados por plasma (0.26 y 0.22, respectivamente). Teniendo en cuenta que la disminución de la calidad superficial es pequeña en ambos casos, la menor clase FAT obtenida en el espesor de 25 mm es debida principalmente al efecto estadístico. En el caso de los agujeros cortados por láser, se comprueba que la reducción de la clase FAT (0.41) al pasar de 15

mm a 25 mm de espesor es mayor a la observada en los otros dos procesos de corte. La razón a este hecho reside en que a la componente estadística argumentada para los agujeros oxicortados y cortados por plasma es necesario añadir la componente debida a la importante disminución de la calidad superficial observada en los agujeros cortados por láser de espesor 25 mm.

5.3.4 – Influencia de la relación de tensiones

En principio, el número de ciclos hasta rotura en un componente entallado sometido a un determinado rango de tensiones también se reduciría conforme el valor elegido de la relación de tensiones (R) fuera mayor, en tanto que la tensión media se incrementaría según se definió en la ecuación (5.3).

La presencia de un elemento concentrador de tensiones, como es un orificio, provoca una alteración del campo de tensiones en las inmediaciones del mismo. De esta manera, la tensión máxima viene definida por la ecuación (5.27):

$$\sigma_{max} = K_t \cdot \sigma_{nominal} \quad (5.27)$$

Donde K_t es el factor concentrador de tensiones y $\sigma_{nominal}$ es la tensión nominal a la que está sometido el componente.

Como se observa en la Figura 5.76a, en el caso de que la carga aplicada sea cíclica, tanto el rango de tensiones (ecuación (5.28)) como la carga media (ecuación (5.29)) se verán afectadas por el factor concentrador de tensiones

$$\Delta\sigma_{total} = K_t \cdot \Delta\sigma_{carga\ cíclica\ externa} \quad (5.28)$$

$$\sigma_{med,total} = K_t \cdot \sigma_{med,carga\ cíclica\ externa} \quad (5.29)$$

Por lo tanto, atendiendo a lo definido en la ecuación (5.29), en el caso de los elementos entallados no solo debería tenerse en cuenta el efecto de R sobre la tensión media, sino también el efecto que tiene el factor concentrador de tensiones sobre dicho parámetro.

Sin embargo, la ecuación (5.29) es cierta si se cumple el criterio definido en la ecuación (5.30), es decir, mientras la tensión máxima alcanzada en el componente sea inferior al límite elástico [4].

$$\sigma_{max,total} = K_t \cdot \left[\sigma_{med,carga\ cíclica\ exter} + \frac{\Delta\sigma_{carga\ cíclica\ exter}}{2} \right] \leq R_e \quad (5.30)$$

En caso contrario, se produce una plastificación del material junto al elemento concentrador de tensiones, de tal manera que $\Delta\sigma_{total}$ se mantiene constante pero se produce un descenso de las tensiones respecto de las obtenidas al aplicar el factor concentrador de tensiones (Figura 5.76b) y al suponer un comportamiento totalmente elástico. Por lo tanto, el valor de tensión media se reduce respecto del calculado en la ecuación (5.29).

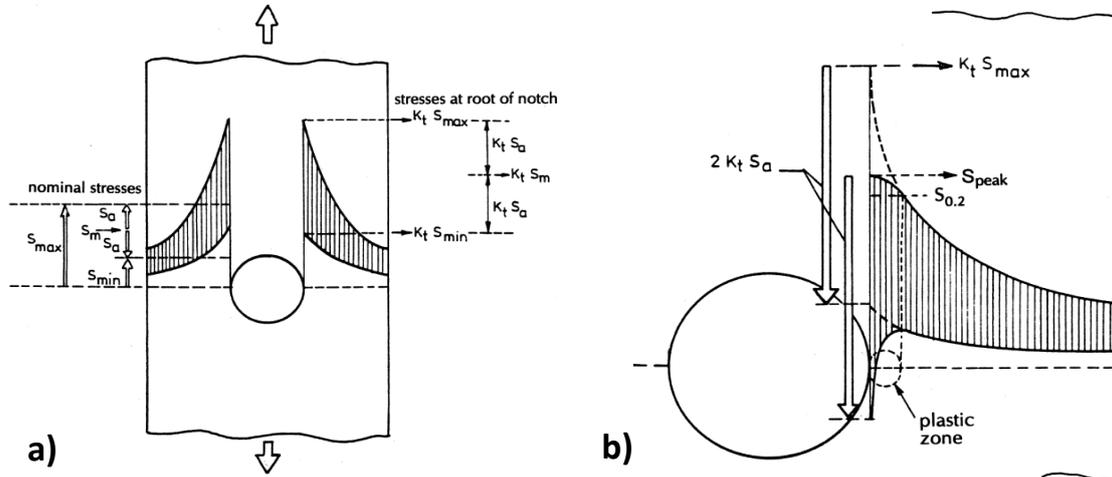


Figura 5.76 – a) Efecto del concentrador de tensiones sobre el rango de tensiones y la tensión media aplicada; b) Efecto sobre las tensiones en el componente cuando la tensión máxima supera el límite elástico [4].

Así mismo, Schijve [4] afirma que la plastificación generada al superar el límite elástico provoca unas tensiones residuales de compresión en la región plastificada, las cuales tienen un efecto favorable sobre el comportamiento a fatiga.

Teniendo en cuenta la geometría de las probetas con agujero consideradas en esta Tesis, se ha empleado la expresión del factor de concentración de tensiones obtenida por Howland [164] y Heywood [165], la cual viene definida en la ecuación (5.31):

$$K_t = 2 + \left(1 - \frac{D}{W}\right)^3 \quad (5.31)$$

Donde D es el diámetro del orificio y W el ancho de la probeta.

Considerando las dimensiones de las probetas utilizadas ($D=15$ mm y $W=45$ mm para las probetas de 15 mm de espesor, y $D=25$ mm y $W=75$ mm para las probetas de 25 mm de espesor), el factor concentrador de tensiones resultante es de 2.3.

En las figuras 5.77 a 5.80 se comparan los resultados obtenidos con $R=0.1$ y $R=0.5$ en el acero S460M (25 mm) y en los tres métodos de corte. Así mismo, en la Figura 5.81 se representan los resultados correspondientes al acero S890Q (15 mm) y agujeros oxicrotados, para el cual también se llevaron a cabo ensayos con los dos valores de R .

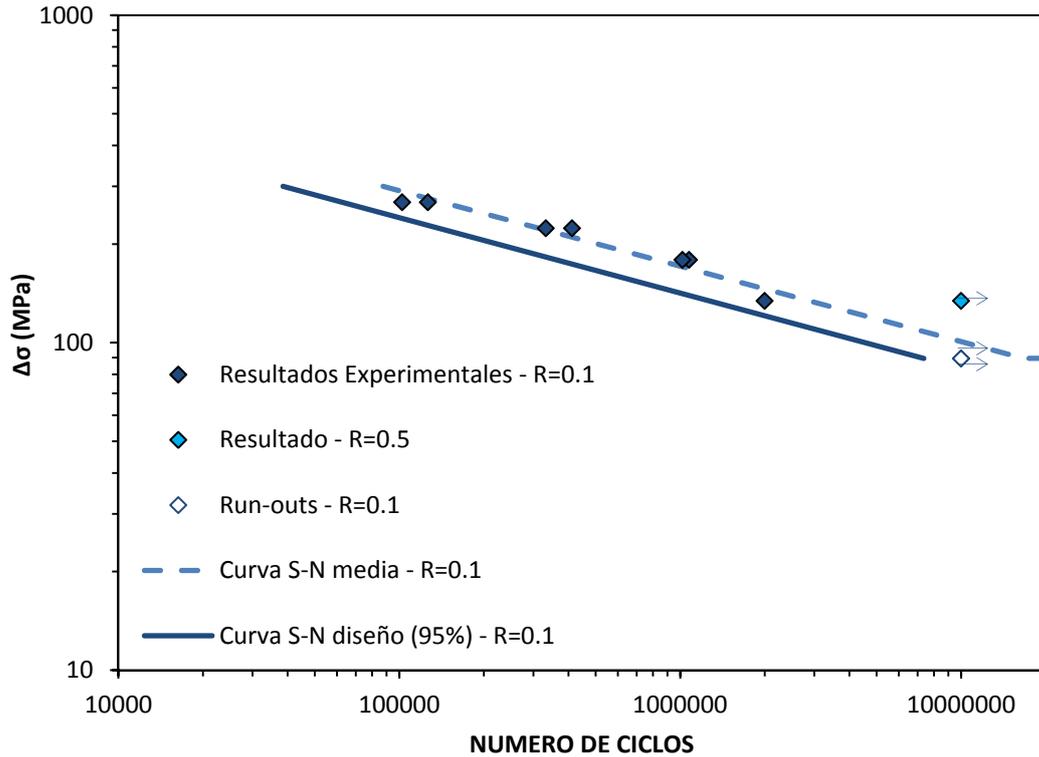


Figura 5.77 – Efecto del valor de R en la resistencia a fatiga de agujeros oxicortados. Acero S460M y 25 mm de espesor.

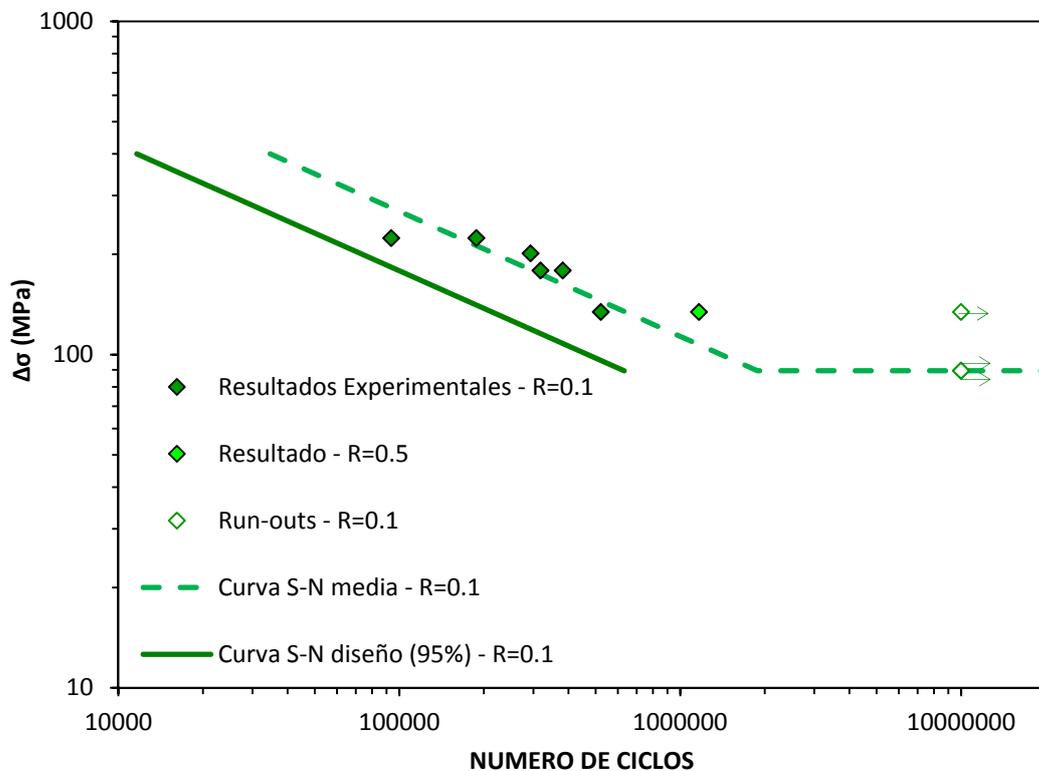


Figura 5.78 – Efecto del valor de R en la resistencia a fatiga de agujeros cortados por plasma. Acero S460M y 25 mm de espesor.

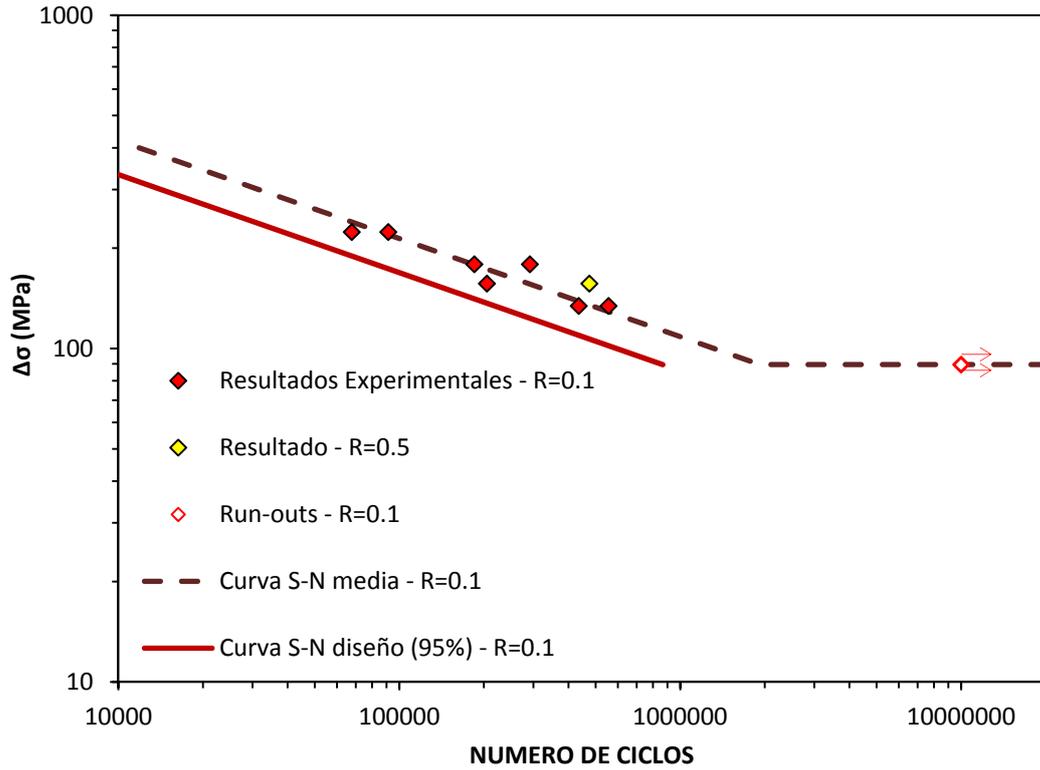


Figura 5.79 – Efecto del valor de R en la resistencia a fatiga de agujeros cortados por láser. Acero S460M y 25 mm de espesor.

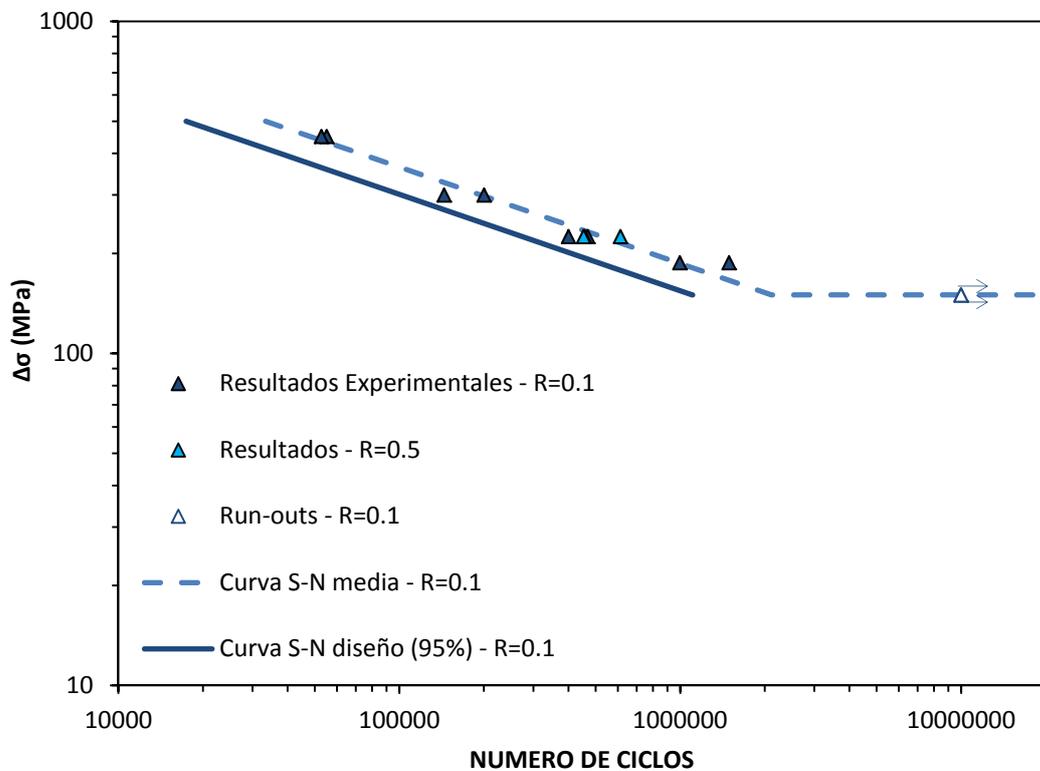


Figura 5.80 – Efecto del valor de R en la resistencia a fatiga de agujeros oxicortados. Acero S890Q y 15 mm de espesor.

Como se puede observar en los cuatro casos analizados, para el rango de tensiones aplicado con $R=0.5$, la vida a fatiga del componente agujereado es muy similar a su homólogo realizado con $R=0.1$ o incluso ligeramente superior. Para justificar este comportamiento, en la Tabla 5.3 se compara la situación tensional entre los ensayos con $R=0.1$ y con $R=0.5$ en los agujeros oxicortados (acero S460M y 25 mm de espesor) para un rango de tensiones nominal de 134 MPa.

Tabla 5.23 – Situación tensional entre los ensayos con $R=0.1$ y con $R=0.5$ en los agujeros oxicortados. Acero S460M y 25 mm de espesor.

	R=0.1		R=0.5		
	$\sigma_{\text{nominales}}$	$K_t \sigma_{\text{nominales}}$	$\sigma_{\text{nominales}}$	$K_t \sigma_{\text{nominales}}$	$K_t \sigma_{\text{nominales}}$ ($K_t \sigma_{\text{max}} \approx \sigma_{\text{peak}}$)
$\Delta\sigma$	134	308	134	308	308
σ_{max}	149	343	268	616	465
σ_{min}	14.9	34.3	134	308	157
σ_{med}	82	189	201	462	311

Analizando la Tabla 5.23 se observa que para un mismo valor de $\Delta\sigma_{\text{nominales}}$ (134 MPa), con $R=0.5$ la tensión máxima en las inmediaciones del agujero ($K_t \sigma_{\text{max}} = 616 \text{ MPa}$) superaría el límite elástico del acero S460M (465 MPa), por lo tanto se produciría una plastificación del material junto al orificio y, según lo afirmado por Schijve, el nivel tensional descendería manteniendo el valor de $K_t \Delta\sigma_{\text{nominales}}$ constante.

Para calcular el valor de $K_t \sigma_{\text{max}}$ una vez aplicada la corrección por plastificación (σ_{peak}) se ha utilizado la metodología propuesta por Neuber [166]. De esta manera, el valor de σ_{peak} se correspondería con el punto de intersección entre la curva definida por la ecuación (5.32) y la curva tensión-deformación ($\sigma - \varepsilon$) del ensayo de tracción del material.

$$\sigma = \left[\frac{(K_t \cdot \sigma_{\text{max}})^2}{E} \right] \cdot \frac{1}{\varepsilon} \quad (5.32)$$

En la Figura 5.81 se ha representado gráficamente la ecuación (5.32), particularizada para el valor de σ_{max} obtenido con $R=0.5$, y la curva $\sigma - \varepsilon$ del acero S460M y 25 mm de espesor.

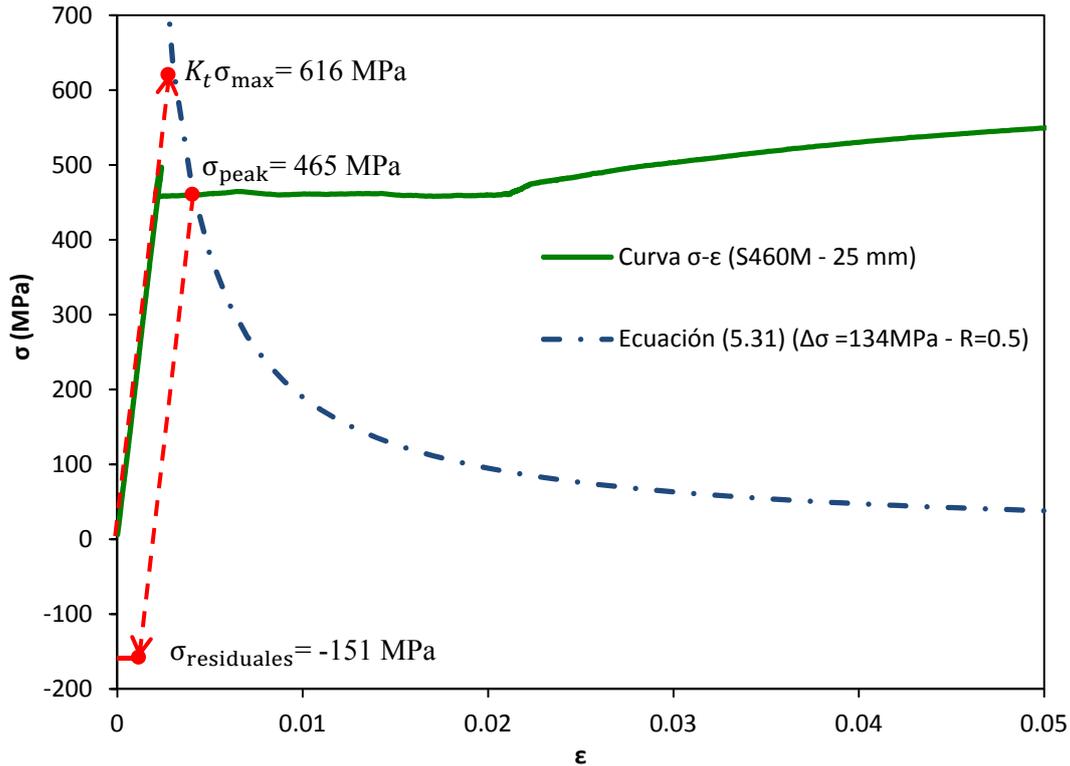


Figura 5.81 – Determinación de σ_{peak} y $\sigma_{residuales}$ cuando $K_t \sigma_{max}$ ha superado el valor del límite elástico.

Teniendo en cuenta que $K_t \sigma_{max}$ alcanzaría el valor de σ_{peak} tras aplicar la corrección por plastificación ($K_t \sigma_{max} = \sigma_{peak} = 465$ MPa), el valor de $K_t \sigma_{med}$ sería de 311 MPa con $R=0.5$ frente a los 189 MPa obtenidos con $R=0.1$. Teniendo en cuenta las tensiones residuales de compresión generadas en la zona plástica ($\sigma_{residuales} = -151$ MPa), la cuales solo afectan al valor de la tensión media (ecuación (5.6)), el valor de $K_t \sigma_{med} + \sigma_{residuales}$ sería de 160 MPa, ligeramente inferior al calculado con $R=0.1$ (189 MPa).

De esta manera queda justificado el similar comportamiento observado en los ensayos realizados con los dos valores de R (0.1 y 0.5).

Con todo ello se puede concluir que la no consideración del efecto R sobre la resistencia a fatiga que realizan algunas normativas como la BS7608 [37] o el Eurocódigo 3 [36] sería adecuado en las categorías de detalle asociadas a elementos agujereados.

5.3.5 – Comparación con los resultados de fatiga correspondientes a agujeros taladrados y punzonados

El taladrado y el punzonado son las dos principales tecnologías empleadas hasta el momento para la ejecución de orificios en chapas de acero.

En esta Tesis no se han llevado a cabo ensayos sobre probetas con agujeros realizados por ninguno de ambos métodos, pero sin embargo se dispone de los resultados procedentes del programa experimental llevado a cabo en el proyecto europeo COLDFOSS [148]. La particularidad de dicho programa experimental, y que permite su comparación con los valores aquí obtenidos, es la similitud de los parámetros de ensayo empleados:

- Tipología de probeta: El diseño de la probeta es idéntico al empleado en esta Tesis.
- Aceros: S355N, S460Q y S690Q.
- Espesor de chapa: 15 mm.
- Relación de tensiones: $R=0.1$.

En las figuras 5.82 a 5.84 se comparan las curvas S-N medias estimadas para los agujeros realizados mediante corte térmico y los resultados de fatiga en los agujeros taladrados y punzonados.

En el acero S335M/S355N (Figura 5.82) se observa que los agujeros cortados por láser presentan un comportamiento a fatiga similar al de los punzonados tanto en el rango de vida a fatiga finita como rango de vida a fatiga infinita. Los agujeros cortados por plasma también proporcionan la misma resistencia a fatiga que los agujeros punzonados en el rango de vida a fatiga finita, sin embargo el límite de fatiga es muy superior al de estos últimos. Los agujeros oxicortados proporcionan una resistencia a fatiga idéntica que los agujeros taladrados en ambos rangos de comportamiento.

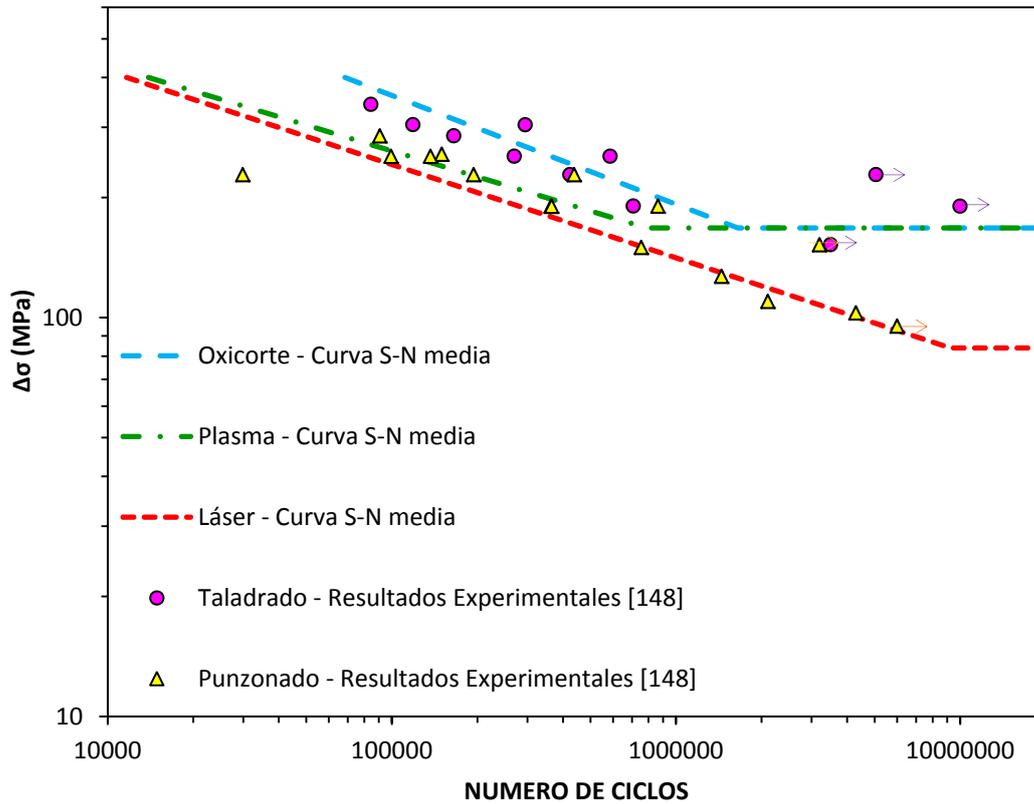


Figura 5.82 – Comparación de los resultados obtenidos en agujeros taladrados y punzonados con los cortados térmicamente. S355M/S355N.

Analizando la Figura 5.83 se comprueba que, para el acero S460M/S460Q, los agujeros punzonados presentan una resistencia a fatiga inferior a la obtenida con cualquiera de los procesos de corte térmico. Así mismo, convendría señalar que el límite de fatiga de los agujeros punzonados es idéntico al de los agujeros cortados por láser (90 MPa).

Los agujeros taladrados presentan un comportamiento en el rango de vida a fatiga finita similar al de los procesos de corte térmico, incluso ligeramente peor que el correspondiente al oxicorte. En lo que respecta al límite de fatiga, el valor obtenido en los agujeros taladrados (188 MPa) se aproxima al valor de los agujeros oxicortados y cortados por plasma (134 MPa), sin embargo, es muy superior al de los agujeros cortados por láser (90 MPa).

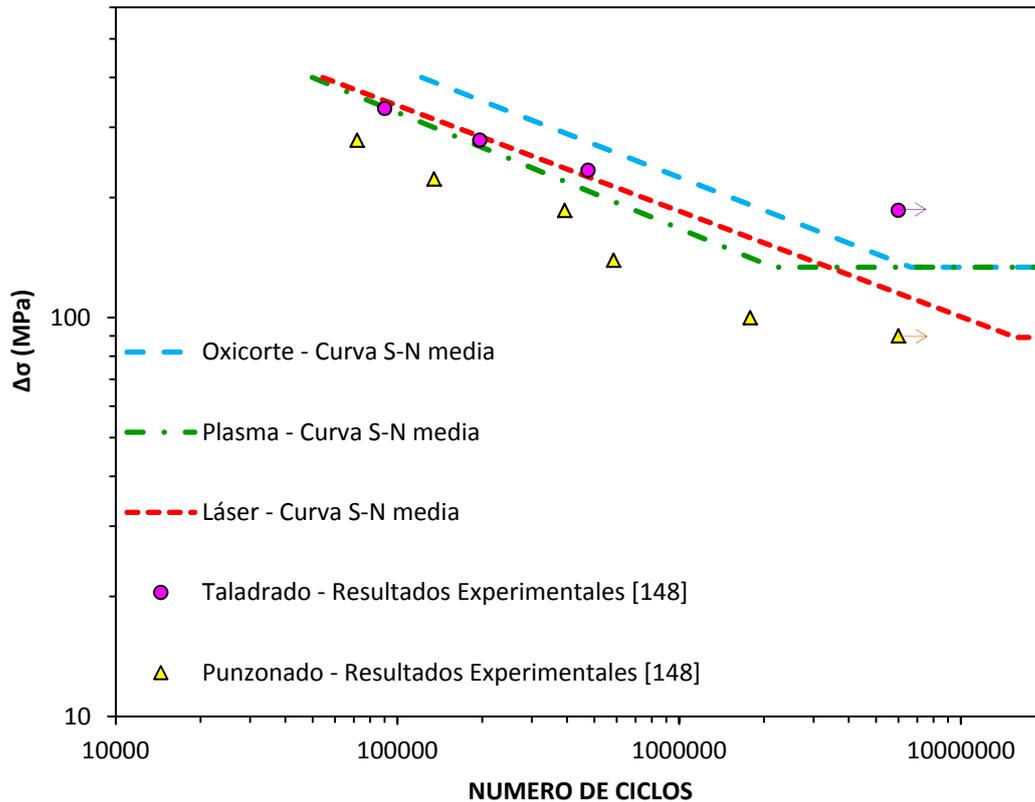


Figura 5.83 – Comparación de los resultados obtenidos en agujeros taladrados y punzonados con los cortados térmicamente. S460M/S460Q.

Los resultados obtenidos en el acero S690Q (Figura 5.84) son muy similares a los mostrados en el acero S460M/S460Q. Se comprueba que los agujeros cortados mediante cualquier proceso de corte térmico proporcionan una resistencia a fatiga superior a la de los agujeros punzonados, siendo el límite de fatiga correspondiente a estos últimos (102 MPa) ligeramente inferior que el alcanzado en los agujeros cortados por láser (125 MPa).

En el rango de vida a fatiga finita, los agujeros taladrados presentan un comportamiento a fatiga prácticamente idéntico al de los agujeros cortados térmicamente. El valor de límite de fatiga en los agujeros taladrados coincide con el obtenido en los agujeros oxicortados (192 MPa), lo cual supone un valor intermedio entre el límite de fatiga de los agujeros cortados por plasma (250 MPa) y los cortados por láser (125 MPa.)

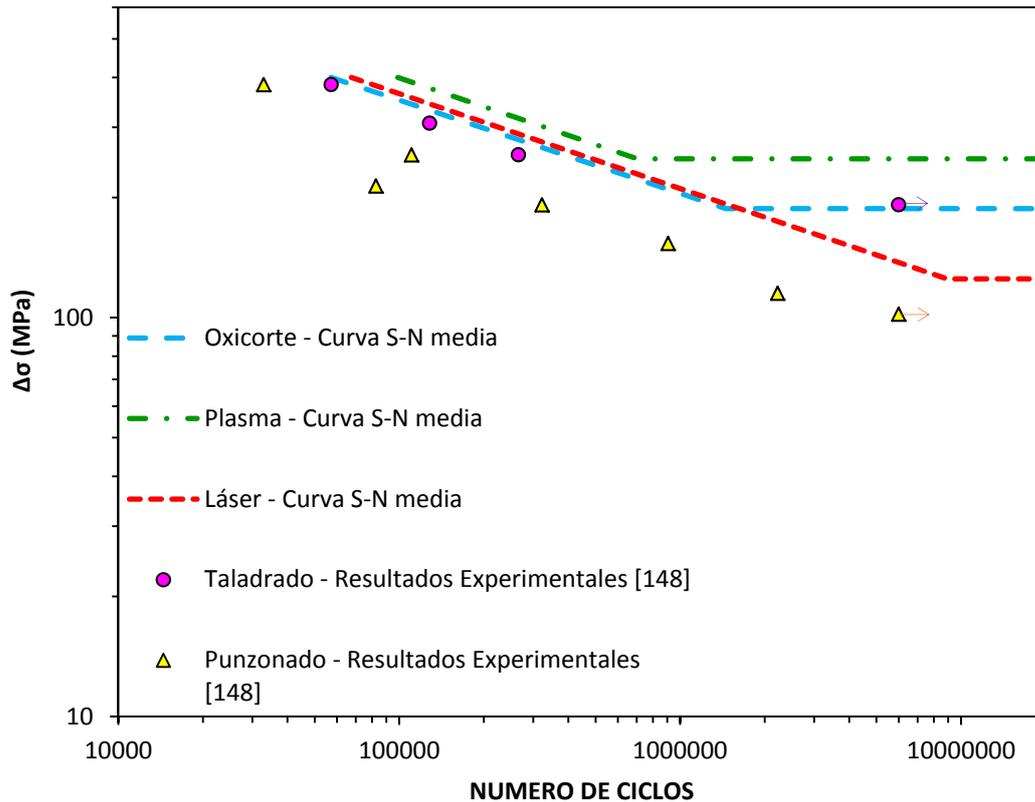


Figura 5.84 – Comparación de los resultados obtenidos en agujeros taladrados y punzonados con los cortados térmicamente. S690Q.

Por lo tanto, tras la comparación de los resultados de fatiga obtenidos en los tres aceros considerados (S355M/S355N, S460M/S460Q y S690Q), se han obtenido las siguientes conclusiones:

- Generalmente, los agujeros punzonados presentan una resistencia fatiga inferior a los agujeros cortados térmicamente en el rango de vida a fatiga finita.
- El límite de fatiga de los agujeros punzonados es el más bajo de todas las tecnologías de fabricación de orificios analizadas, siendo en todo caso muy similar al obtenido con los agujeros cortados por láser.
- Tanto el comportamiento en el rango de vida a fatiga finita como el valor del límite de fatiga de los agujeros taladrados es muy similar al de los agujeros oxicortados.

5.3.6 – Evaluación de las normativas de fatiga

En este apartado se va a llevar a cabo la definición de las curvas de diseño que corresponderían a componentes con agujeros cortados térmicamente, ya que ninguna de las normativas de fatiga actuales considera una categoría de detalle para elementos estructurales de este tipo.

Siguiendo con la metodología empleada en el análisis de los bordes rectos cortados térmicamente, se han considerado las siguientes normativas para su evaluación: BS7608 [37], Eurocódigo 3 [36] y ASSHTO [35].

5.3.6.1 – BS7608

La versión más actualizada de la normativa BS7608 [37] no considera ninguna categoría de detalle asociada a agujeros cortados térmicamente. En un supuesto no exento de incertidumbres, dada la escasa información disponible actualmente en la bibliografía, se consideraría la utilización de la categoría de detalle D, la cual se corresponde con los siguientes criterios de fabricación:

- Agujeros taladrados o escariados.
- La distancia mínima entre el centro del orificio y el borde debe ser superior a 1.5 veces el diámetro del mismo.
- El agujero puede incluir elementos de unión a componentes ligeros en los que la transferencia de carga en la dirección de la tensión aplicada sea despreciable.

Por ello se va a evaluar la posibilidad de extrapolar la categoría D a agujeros cortados térmicamente, y en caso negativo se determinará cual es la categoría de diseño más adecuada para este detalle estructural.

El procedimiento seguido en la validación de las categorías de diseño para los agujeros cortados térmicamente es el definido por la propia normativa BS7608 [37] y que se explicó detalladamente en el apartado 5.2.5.1.

En la Tabla 5.24 se resumen los valores de $\log A_{\text{ensayos}}$ (los cuales se han estimado asumiendo una pendiente $m=3$, ya que es el valor adoptado para la categoría D y todas las inferiores a esta), el intercepto correspondiente a la curva S-N de la categoría de diseño que se ha validado ($\log A_{\text{media, categoría}}$), y el intercepto de validación calculado a partir de la ecuación (5.15) ($\log A_{\text{limite}}$) para la categoría que se ha considerado, el cual debe ser inferior a $\log A_{\text{ensayos}}$.

Tabla 5.24 – Categorías de la BS7608 [37] correspondientes a cada combinación de proceso de corte y acero en el espesor de 15 mm.

OXICORTE				
	logA_{ensayos}	logA_{media, categoría}	logA_{límite}	CATEGORÍA
S355M	12.731	12.601	12.722	D
S460M	12.987	12.601	12.722	D
S690Q	12.735	12.601	12.731	D
S890Q	12.737	12.601	12.722	D
CORTE POR PLASMA				
S355M	12.217	11.753	11.873	G
S460M	12.559	12.237	12.383	F
S690Q	12.838	12.601	12.722	D
S890Q	12.720	12.517	12.673	E
CORTE POR LÁSER				
S355M	12.158	11.753	11.857	G
S460M	12.722	12.517	12.673	E
S690Q	12.765	12.601	12.722	D
S890Q	12.998	12.601	12.731	D

Analizando la Tabla 5.24 se observa que la categoría D, aplicada actualmente a agujeros taladrados, podría ser extrapolada a agujeros realizados mediante oxicorte. En el caso de los agujeros cortados por plasma o por láser, los resultados obtenidos en el acero S355M obligan a adoptar una categoría de detalle general para aceros estructurales de G.

Siguiendo la misma metodología que la utilizada en el espesor de 15 mm, se ha obtenido que la categoría de detalle que corresponde al acero S460M y 25 mm para cada uno de los procesos de corte térmico. En la Tabla 5.25 se comparan las categorías en ambos espesores del acero S460M. Se observa que el descenso más importante en la categoría de detalle se produce en los agujeros cortados láser, pasando de la categoría E en el espesor de 15 mm a la categoría G en el de 25 mm. Tanto en el oxicorte como en el corte por plasma se produce una ligera disminución de la categoría de detalle, lo cual es debido, como se explicó en el apartado 5.3.3, al efecto

estadístico que supone aumentar la superficie susceptible de presentar un defecto iniciador de la rotura por fatiga.

Tabla 5.25 – Categorías de la BS7608 [37] correspondientes a los espesores de 15 y 25 mm del acero S460M.

CORTE	15 mm	25 mm
OXICORTE	D	F
PLASMA	F	F2
LÁSER	E	G

En las figuras 5.85 a 5.87 se comparan los resultados experimentales obtenidos con los tres procesos de corte y las curvas S-N media y de diseño correspondientes a las categorías D y la menor determinada para cada proceso de corte.

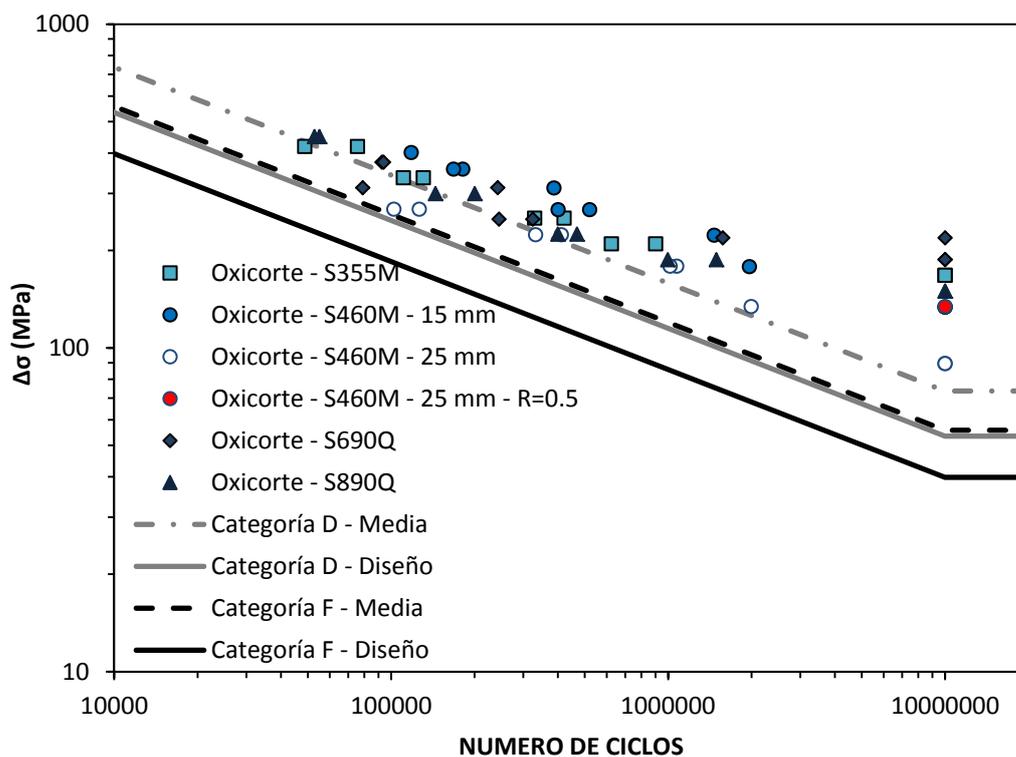


Figura 5.85 – Comparación entre los resultados obtenidos con agujeros oxicrotados y las categorías D y F de la normativa BS7608 [37].

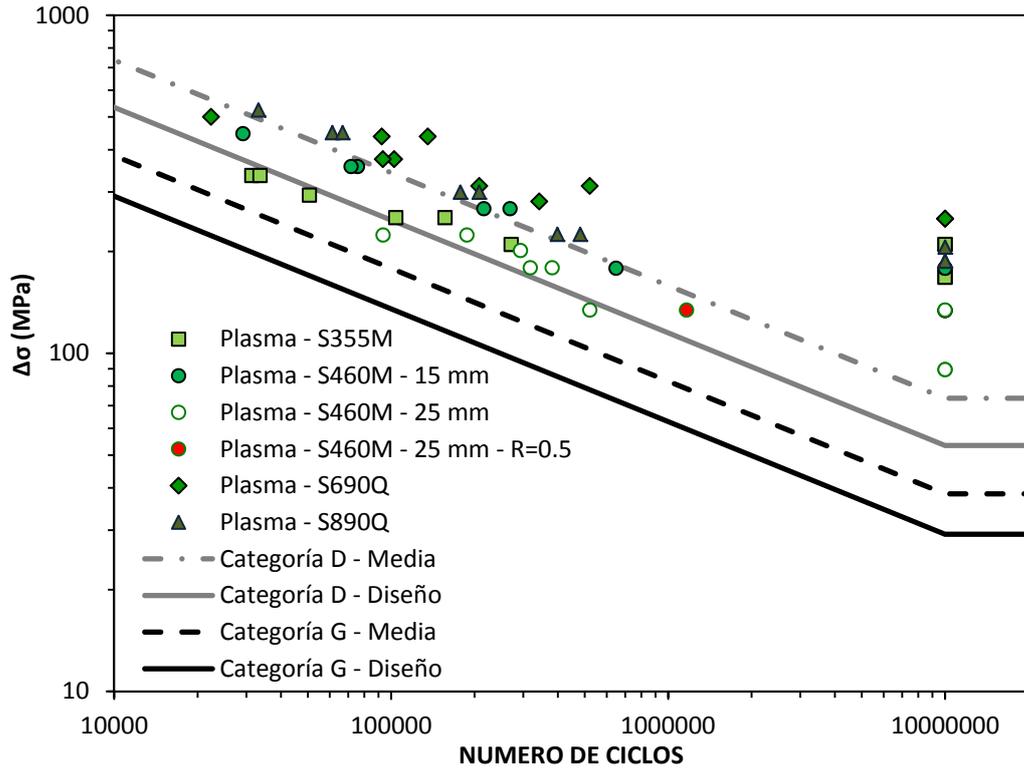


Figura 5.86 – Comparación entre los resultados obtenidos con agujeros cortados por plasma y las categorías D y G de la normativa BS7608 [37].

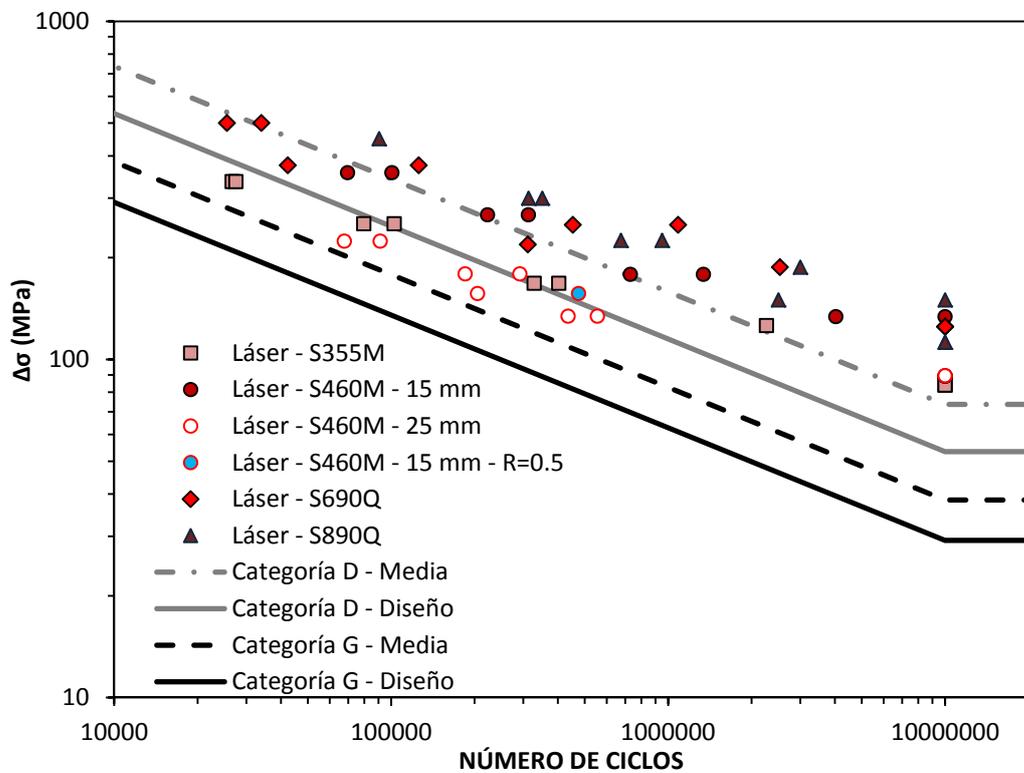


Figura 5.87 – Comparación entre los resultados obtenidos con agujeros cortados por láser y las categorías D y G de la normativa BS7608 [37].

Teniendo en cuenta el criterio que sigue la normativa BS7608 [37] de aplicar la misma categoría de diseño para un componente estructural independientemente del tipo de acero, las categorías correspondientes a agujeros cortados térmicamente y espesores inferiores a 25 mm serían la F para agujeros oxicortados, G para los cortados por plasma y G para los cortados por láser.

Como se puede observar en las figuras 5.85 a 5.87, todos los resultados experimentales se encuentran del lado de la seguridad respecto de los valores de diseño proporcionados por las categorías de detalle propuestas. Sin embargo, tanto en los agujeros cortados por plasma como los agujeros cortados por láser se observa que dichas categorías de diseño podrían resultar conservadoras para los resultados obtenidos en los aceros S460M, S690Q y S890Q (15 mm de espesor).

5.3.6.2 – Eurocódigo 3

El tratamiento que hace en la actualidad el Eurocódigo 3 [36] para componentes que presentan orificios es similar al de la normativa BS7608 [37]. Únicamente aplica la clase FAT90 para agujeros taladrados en elementos estructurales sometidos a un esfuerzo normal y un momento flector.

Con objeto de evaluar que clase FAT correspondería a los agujeros cortados térmicamente, se van a determinar las curvas S-N de diseño teniendo en cuenta los condicionantes impuestos por el Eurocódigo 3:

- Pendiente m igual a 3, independientemente de la clase FAT considerada.
- La curva S-N de diseño representa una probabilidad de supervivencia del 95% y un nivel de confianza del 75% respecto a la media.

De esta manera, el procedimiento que se va a seguir es similar al empleado en el apartado 5.2.5.2 para bordes rectos. Dado que el Eurocódigo 3 [36] no proporciona el valor de la desviación típica (Stv) correspondiente a cada clase FAT, se ha adoptado el propuesto por la normativa BS7608 [37] para agujeros taladrados en la categoría D (0.2095).

En la Tabla 5.26 se recogen los valores de $FAT_{\text{diseño, ensayos}}$ para los ensayos realizados en el espesor de 15 mm y la clase FAT inmediatamente inferior que les correspondería.

Tabla 5.26 – Clases FAT del Eurocódigo 3 [36] correspondientes a cada combinación de proceso de corte y acero en el espesor de 15 mm.

OXICORTE				
	logA_{ensayos,media}	logA_{ensayos,diseño}	FAT_{ensayos,diseño}	FAT_{Normativa}
S355M	12.731	12.293	100	100
S460M	12.987	12.549	121	112
S690Q	12.735	12.289	100	100
S890Q	12.737	12.299	100	100
CORTE POR PLASMA				
S355M	12.217	11.761	66	63
S460M	12.559	12.103	86	80
S690Q	12.838	12.400	108	100
S890Q	12.720	12.273	98	90
CORTE POR LÁSER				
S355M	12.158	11.720	64	63
S460M	12.722	12.276	98	90
S690Q	12.765	12.328	102	100
S890Q	12.998	12.548	121	112

Analizando la Tabla 5.26, se observa que la clase FAT90 correspondiente a los agujeros taladrados no solo podría extrapolarse a los agujeros oxicortados, sino que incluso se podría elevar a la FAT100. En los agujeros cortados por plasma se produce una diferencia significativa entre el acero S355M (FAT63) y los aceros S460M, S690Q y S890Q, en los cuales se podrían adoptar las clases FAT80, FAT100 y FAT90, respectivamente. En cuanto a los agujeros cortados por láser, se observa un comportamiento similar al de los cortados por plasma: al acero S355M le correspondería la clase FAT63, mientras que en los tres aceros más resistentes se podría aplicar la clase FAT correspondiente a los agujeros taladrados (FAT90).

Una vez obtenidas las clases FAT de diseño para las distintas técnicas de corte y espesor de 15 mm, se va a realizar el mismo proceso con los resultados obtenidos en el acero S460M y 25 mm de espesor. En la Tabla 5.27 se comparan los valores de la clase FAT para ambos espesores y los tres procesos de corte. Similares conclusiones a las obtenidas en la comparación con la normativa BS7608 [36] (Tabla 5.25) pueden

deducirse del análisis de la Tabla 5.27. Tanto en el oxicorte como en el corte por plasma se produce un ligero descenso de la clase FAT al incrementar el espesor de 15 mm a 25 mm, sin embargo la clase FAT obtenida es la que se había deducido en el espesor de 15 mm para ambos procesos de corte. En el corte por láser dicha disminución de clase FAT es más significativa, de FAT90 a FAT56, lo cual viene motivado por el hecho de que el espesor de 25 mm está en el límite de aplicación de esta tecnología y la calidad superficial es tan reducida que condiciona el comportamiento en el rango de vida a fatiga finita, y por lo tanto la clase FAT asociada.

Tabla 5.27 – Clases FAT del Eurocódigo 3 [36] correspondientes a los espesores de 15 y 25 mm del acero S460M.

CORTE	15 mm	25 mm
OXICORTE	112	90
PLASMA	80	63
LÁSER	90	56

En las figuras 5.88 a 5.90 se comparan los resultados experimentales obtenidos con los tres procesos de corte y las curvas S-N media y de diseño correspondientes a la clase FAT90 y a la menor determinada para cada proceso de corte.

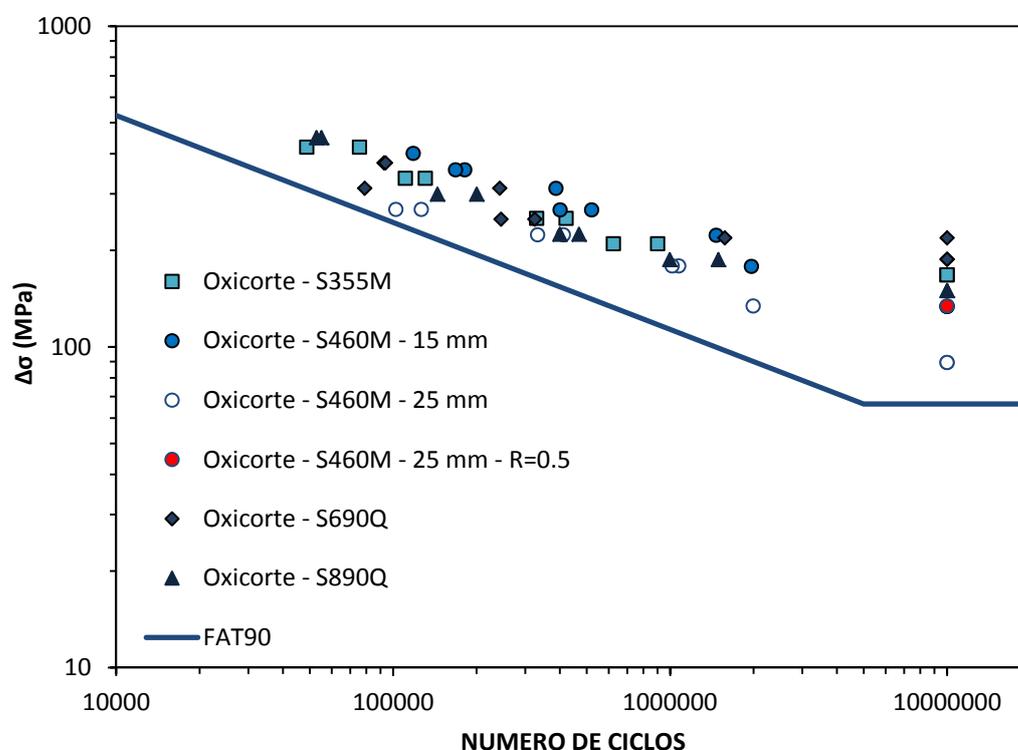


Figura 5.88 – Comparación entre los resultados obtenidos con agujeros oxicortados y la clase FAT90 del Eurocódigo 3 [36].

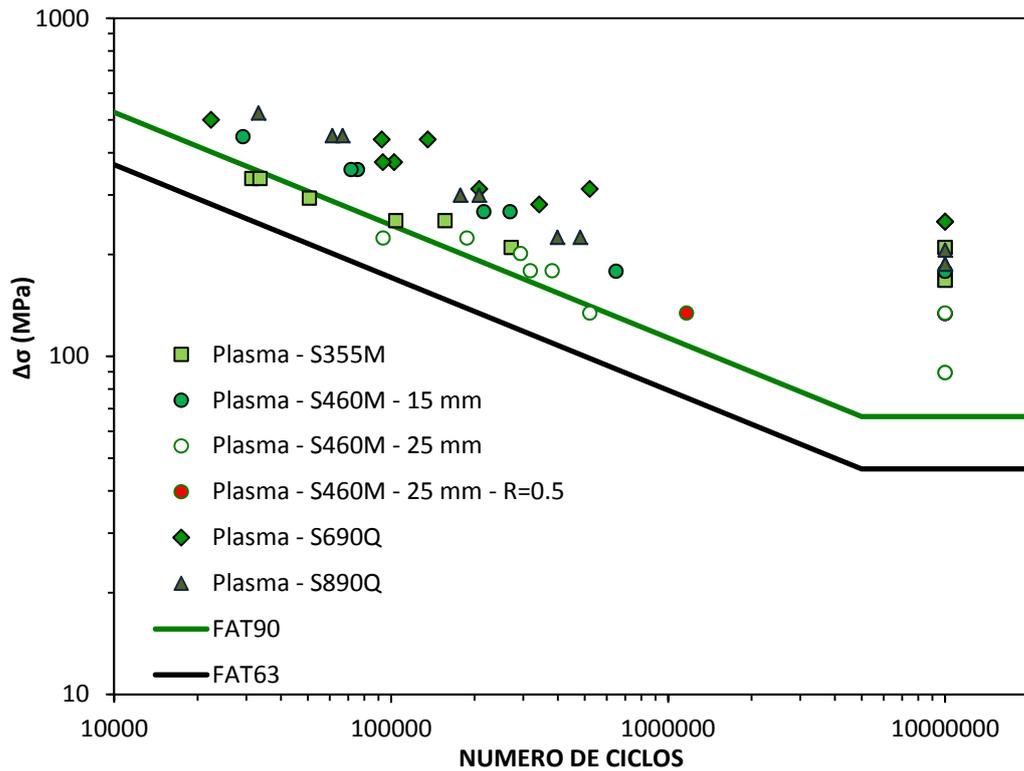


Figura 5.89 – Comparación entre los resultados obtenidos con agujeros cortados por plasma y las clases FAT90 y FAT63 del Eurocódigo 3 [36].

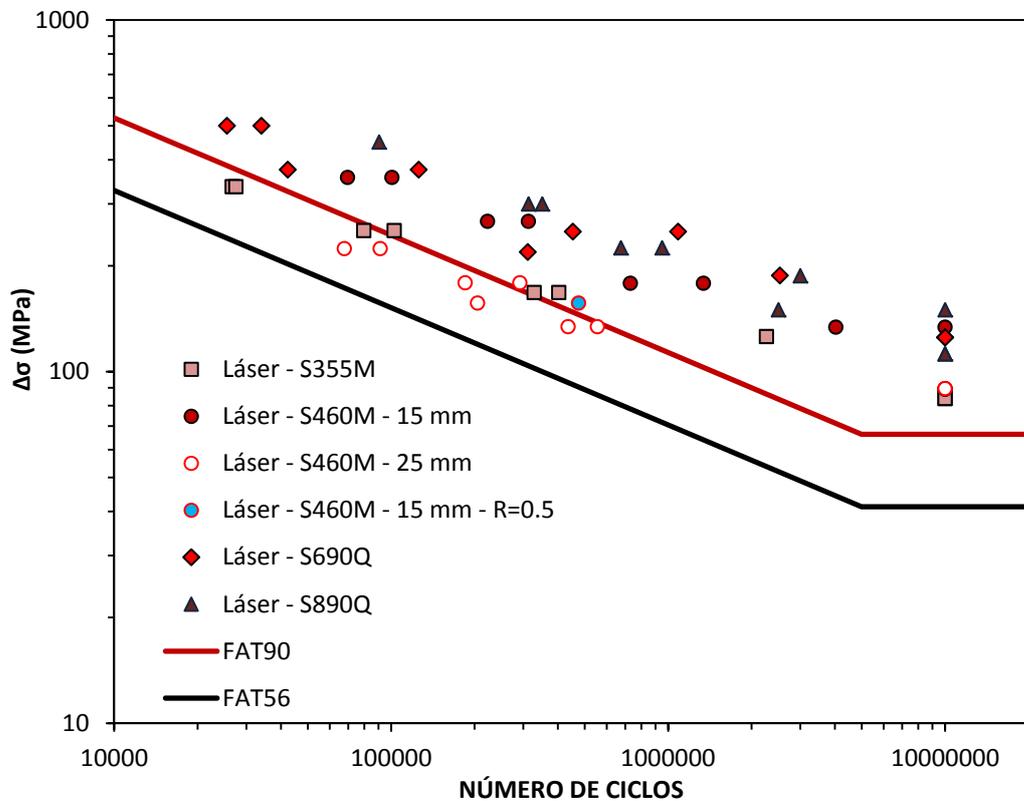


Figura 5.90 – Comparación entre los resultados obtenidos con agujeros cortados por plasma y las clases FAT90 y FAT56 del Eurocódigo 3 [36].

El Eurocódigo 3 [36] tampoco considera la categoría la influencia del tipo de acero sobre la categoría de diseño asociada a un detalle estructural. Así mismo, de forma similar a la normativa BS7608 [37], el Eurocódigo 3 [36] adopta 25 mm como espesor de referencia.

Teniendo en cuenta estos condicionantes, las clases FAT aplicables a agujeros cortados térmicamente serían la FAT90 para agujeros oxicortados, la FAT63 para agujeros cortados por plasma y FAT56 para los agujeros cortados por láser.

5.3.6.3 – ASSHTO: Bridge Design Specifications

A pesar de que la ASSTHO [35] presenta cierta desactualización respecto a las curvas S-N asociadas a borde rectos cortados térmicamente, la categoría correspondiente a elementos estructurales con orificios (categoría D) fue revista por Brown et al. [106] en el año 2007, permitiendo su aplicación tanto a agujeros taladrados como punzonados.

Sin embargo, de forma similar a lo comentado sobre las dos normativas anteriormente analizadas, la ASSHTO [35] tampoco contempla ninguna categoría de diseño asociada a agujeros cortados térmicamente. Por ello, en este apartado se va a evaluar cuál de las categorías de diseño consideradas por la ASSHTO [35] sería la más apropiada para el diseño en fatiga de agujeros cortados térmicamente.

La metodología que se va a emplear para la validar estadísticamente la utilización de dichas categorías en agujeros cortados térmicamente es similar a la adoptada con el Eurocódigo 3 [36], pero teniendo en cuenta que la ASSHTO [35] considera una probabilidad de supervivencia del 95% y un nivel de confianza del 95% respecto de la media.

En la Tabla 5.28 se ha evaluado la categoría de la ASSHTO [35] que le correspondería a cada combinación de proceso de corte y acero en el espesor de 15 mm.

Tabla 5.28 – Categorías de la ASSHTO [35] asignadas a cada combinación de proceso de corte y acero en el espesor de 15 mm.

OXICORTE		
	FAT_{ensayos,diseño}	CATEGORÍA (FAT EQUIVALENTE)
S355M	93	CATEGORÍA C (FAT90)
S460M	113	CATEGORÍA C (FAT90)
S690Q	93	CATEGORÍA C (FAT90)
S890Q	94	CATEGORÍA C (FAT90)
CORTE POR PLASMA		
S355M	61	CATEGORÍA E (FAT56)
S460M	79	CATEGORÍA D (FAT71)
S690Q	101	CATEGORÍA C (FAT90)
S890Q	91	CATEGORÍA C (FAT90)
CORTE POR LÁSER		
S355M	60	CATEGORÍA E (FAT56)
S460M	92	CATEGORÍA C (FAT90)
S690Q	96	CATEGORÍA C (FAT90)
S890Q	113	CATEGORÍA C (FAT90)

En el caso de los agujeros oxicortados se podría aplicar no solo la categoría D, asociada a agujeros taladrados y punzonados, sino que sería posible elevarla a la categoría C.

En cuanto a los agujeros cortados por plasma y láser, el comportamiento observado es muy similar al mencionado para las dos normativas anteriormente analizadas. El acero S355M obliga a un descenso notable de categoría, siendo necesario utilizar la categoría E en ambos procesos de corte.

En lo que respecta a las categorías correspondientes a los agujeros cortados térmicamente y de 25 mm de espesor, las conclusiones son muy similares a las obtenidas en las otras dos normativas analizadas. En la Tabla 5.29 se comparan las categorías resultantes en los dos espesores (15 mm y 25 mm) del acero S460M. En el caso de los agujeros oxicortados se produce un descenso de categoría al incrementar el espesor (de la categoría C a la D) y en el corte por plasma también se reduce una

categoría, de la D a la E. En el caso de los agujeros cortados por láser se produce un descenso de la categoría C a la E, lo cual supone una reducción de dos categorías.

Tabla 5.29 – Categorías de la ASSHTO [35] correspondientes a los espesores de 15 y 25 mm del acero S460M.

CORTE	15 mm	25 mm
OXICORTE	CATEGORÍA C	CATEGORÍA D
PLASMA	CATEGORÍA D	CATEGORÍA E
LÁSER	CATEGORÍA C	CATEGORÍA E

En las figuras 5.91 a 5.93 se comparan los resultados experimentales obtenidos con los tres procesos de corte y las curvas S-N media y de diseño correspondientes a la categoría D y a la menor determinada para cada proceso de corte.

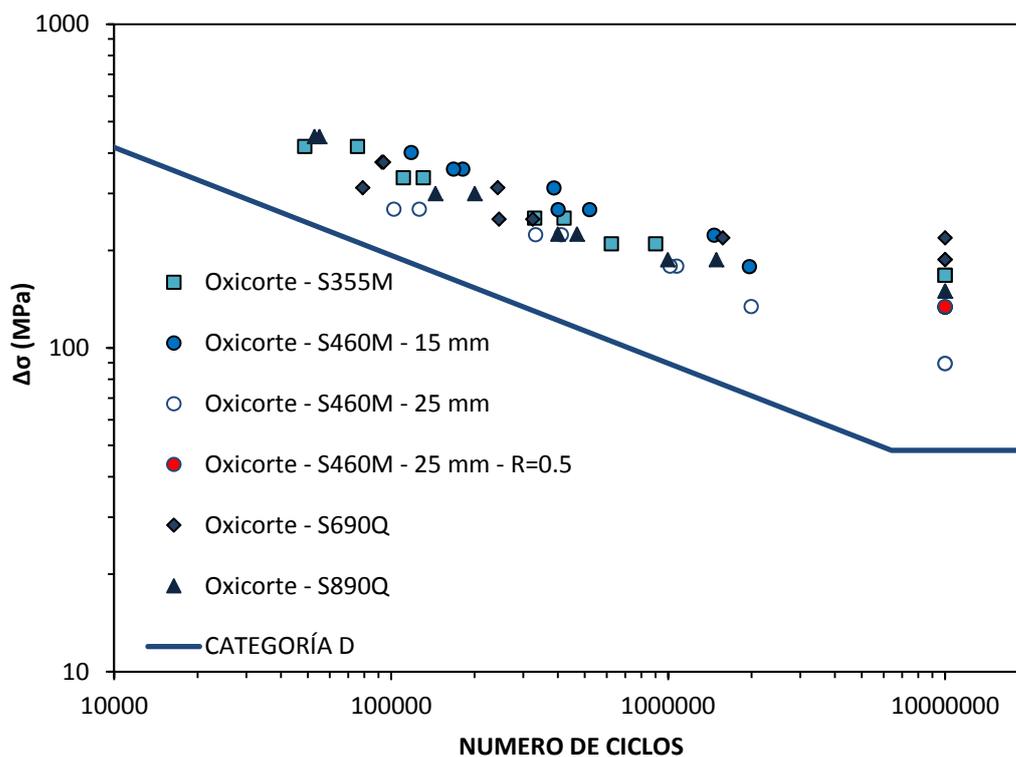


Figura 5.91 – Comparación entre los resultados obtenidos con agujeros cortados oxicotados y la categoría D de la ASSHTO [35].

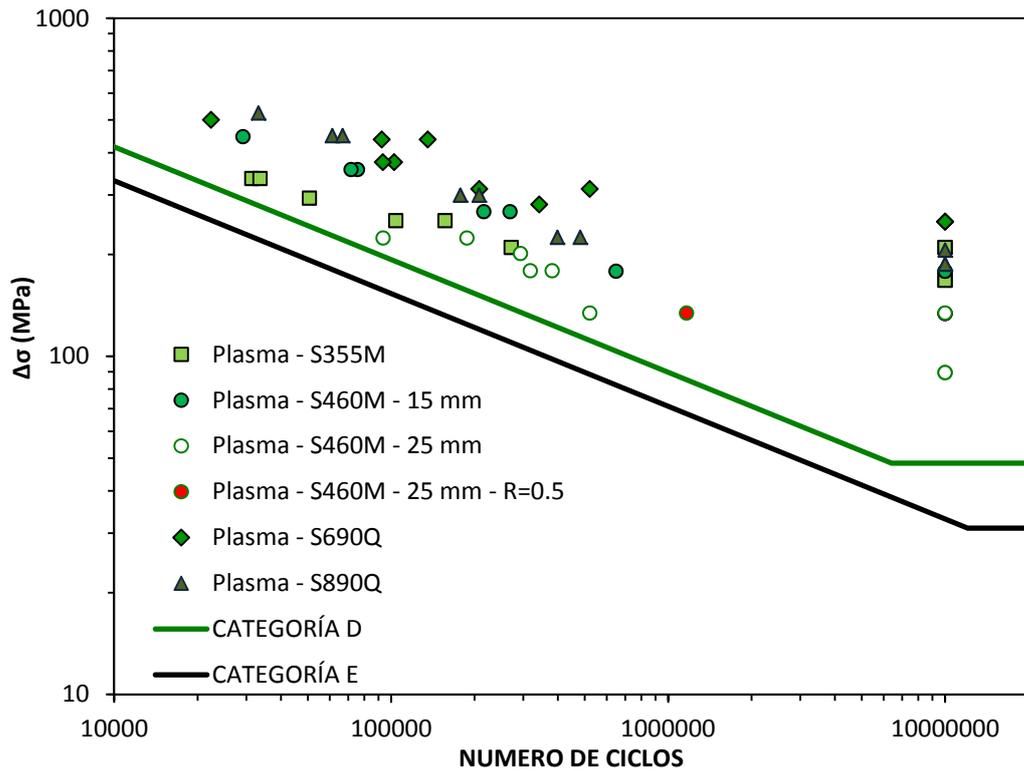


Figura 5.92 – Comparación entre los resultados obtenidos con agujeros cortados por plasma y las categorías D y E de la ASHTO [35].

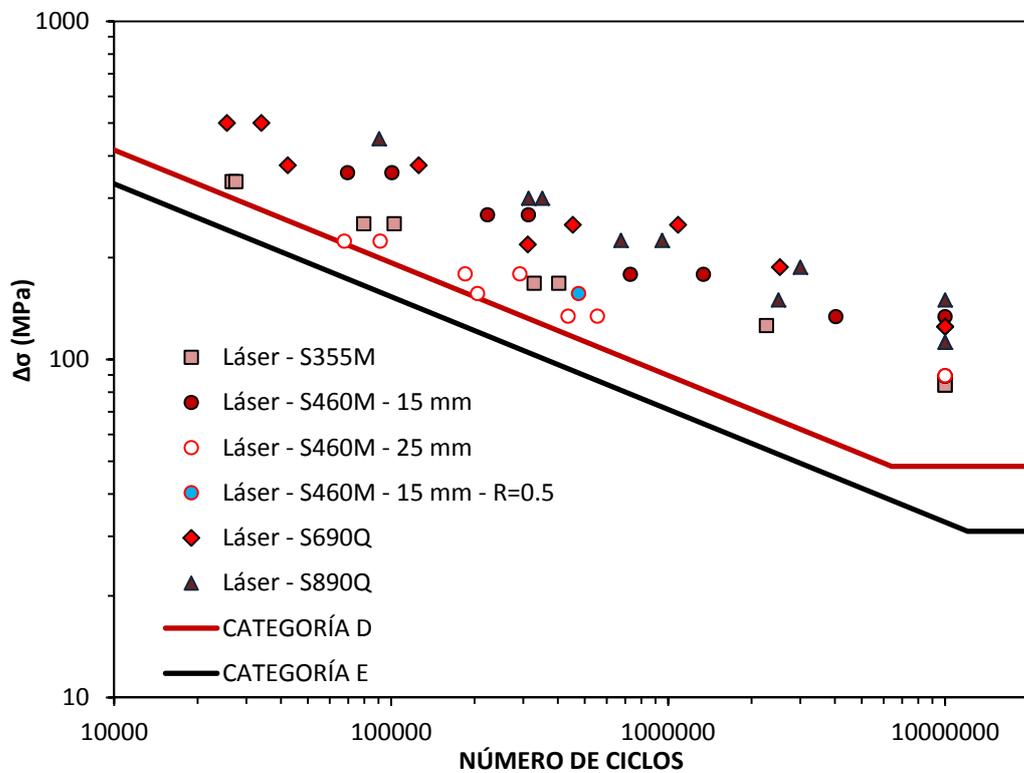


Figura 5.93 – Comparación entre los resultados obtenidos con agujeros cortados por láser y las categorías D y E de la ASHTO [35].

Teniendo en cuenta los resultados recogidos en las tablas 5.28 y 5.29, en los agujeros oxicortados se podría utilizar la categoría D aplicada a agujeros taladrados y punzonados. Por el contrario, en los agujeros cortados por plasma y láser, la categoría D no podría ser seleccionada, siendo necesario reducirla hasta la categoría E.

Un aspecto que conviene señalar de la categoría E es el reducido valor del límite de fatiga que lleva asociado (31 MPa), el cual es muy inferior al obtenido experimentalmente en los agujeros cortados por plasma y láser.

5.3.7 – Validación de las categorías de diseño propuestas con resultados procedentes de la bibliografía

De forma similar a lo realizado con los bordes rectos cortados térmicamente, se ha llevado a cabo una búsqueda bibliográfica tratando de obtener el mayor número de datos relativos a programas de ensayos de fatiga realizados sobre agujeros cortados térmicamente.

Sin embargo, dada la escasa investigación llevada a cabo previamente sobre agujeros cortados térmicamente, solo ha sido posible encontrar dos programas experimentales:

- Mang et al. [167]: Realizaron ensayos de fatiga tanto en probetas como en vigas reales con agujeros oxicortados. El espesor de las chapas era de 12 mm y los agujeros tenían un diámetro de 21 mm. Los aceros empleados eran St 37-2, St 52-3, St E460 y St E690. Así mismo, en los ensayos se adoptó un valor de $R=0.1$.
- Jezernik et al. [109]: Llevaron a cabo ensayos de fatiga en probetas con agujeros cortados por plasma. El espesor de las chapas era de 5mm y los agujeros presentaban un diámetro de 40 mm. Se utilizó un acero S960Q. También adoptaron un valor de $R=0.1$.

En la Figura 5.94 se comparan las curvas S-N correspondientes a la normativa BS7608 [37], el Eurocódigo 3 [36] y la ASSHTO [35] propuestas en esta Tesis para agujeros oxicortados y los resultados procedentes de la bibliografía. La clase FAT90 del Eurocódigo [36] proporciona valores de diseño muy adecuados, dejando la totalidad de los resultados de la bibliografía del lado de la seguridad (por encima de las curvas de diseño). Tanto a la categoría F de la BS7608 [37] como a la categoría D de la ASSTHO [35] les corresponden valores de diseño ligeramente más conservadores. El espesor de referencia considerado por estas normativas (25 mm) parece razonable para bordes oxicortados, en tanto que se ha verificado la adecuada aplicación de las curvas de diseño propuestas hasta espesores de 25 mm.

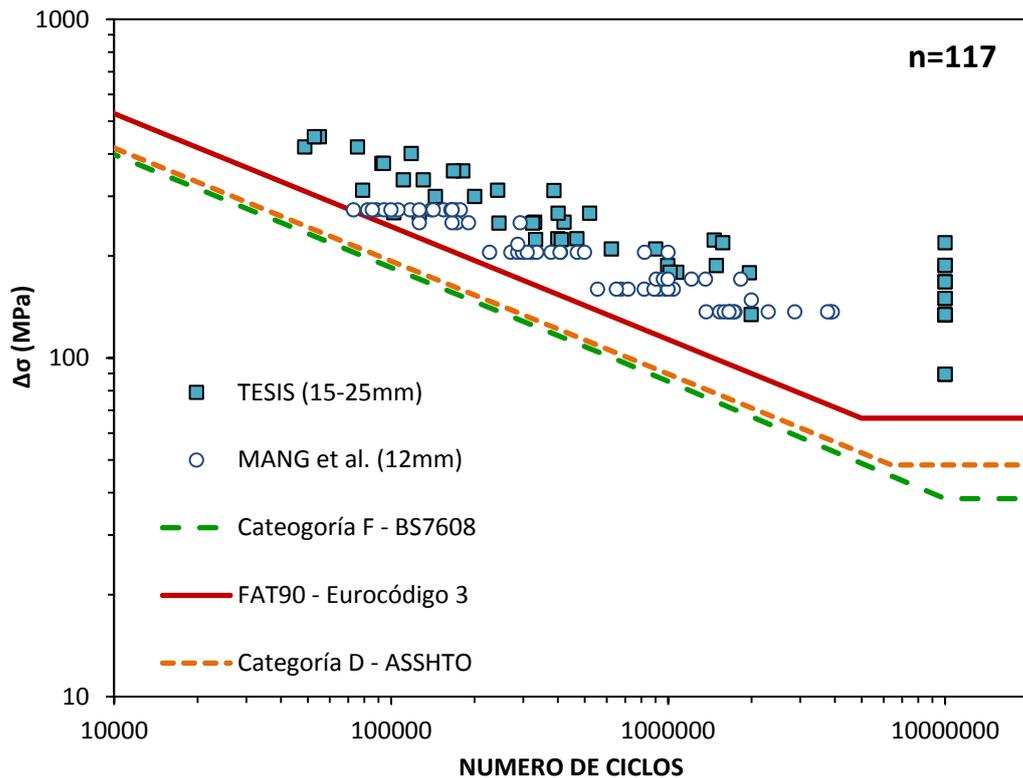


Figura 5.94 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para agujeros oxicotados y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

En la Figura 5.95 se comparan las curvas S-N correspondientes a la normativa BS7608 [37], el Eurocódigo 3 [36] y la ASSHTO [35] propuestas en esta Tesis para agujeros cortados por plasma y los resultados procedentes de la bibliografía.

En primer lugar se observa que, en el rango de vida a fatiga finita, las categorías de detalle correspondientes a las tres normativas seleccionadas proporcionan valores de diseño muy similares, dejando todos los resultados de la bibliografía del lado de la seguridad.

En segundo lugar, los valores del límite de fatiga asociados a las categorías de diseño seleccionadas resultan excesivamente conservadores, sobre todo los correspondientes a la categoría G de la BS7608 [37] y la categoría E de la ASSHTO [35].

En tercer lugar, la aplicación de las curvas S-N de diseño propuestas en esta Tesis para bordes cortados por plasma se ha verificado para espesores de hasta 25 mm.

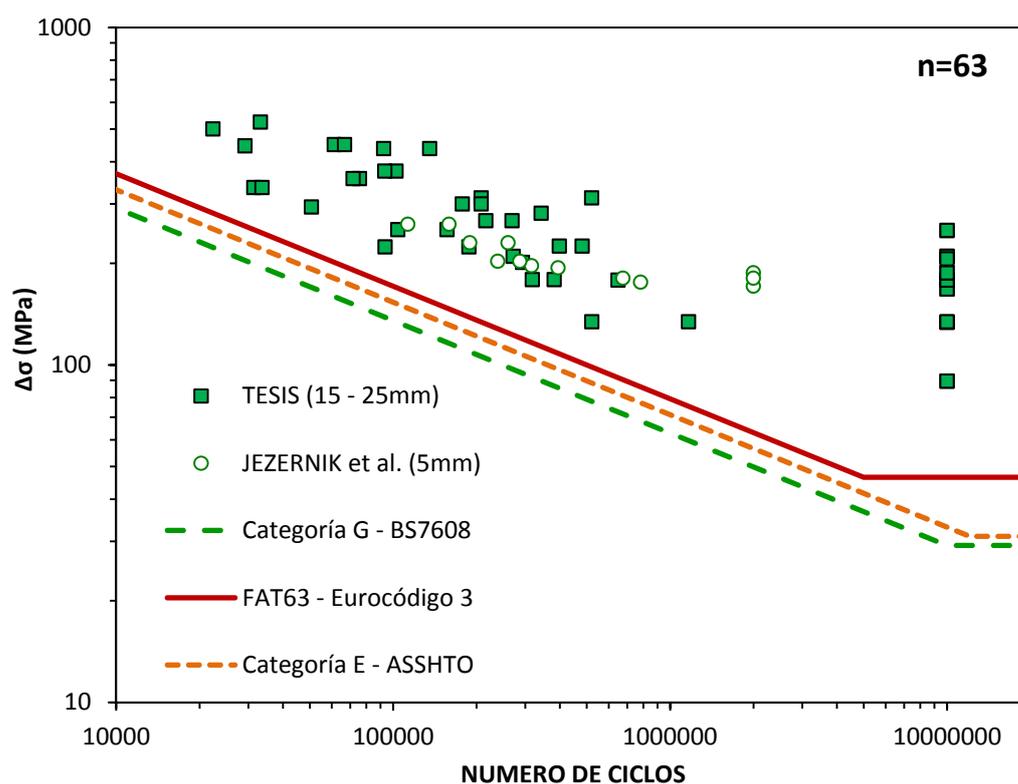


Figura 5.95 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para agujeros cortados por plasma y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

Finalmente, en la Figura 5.96 se comparan las curvas S-N correspondientes a la normativa BS7608 [37], el Eurocódigo 3 [36] y la ASSHTO [35] propuestas para agujeros cortados por láser con los resultados obtenidos en esta Tesis, ya que en la bibliografía no se ha encontrado ningún estudio que analice el comportamiento a fatiga de agujeros cortados mediante esta técnica.

Se observa que la categoría E de la ASSHTO [35] y la FAT56 del Eurocódigo 3 [36] proporcionan valores de diseño idénticos y del lado de la seguridad en todos los casos. La categoría G de la BS7608 [37] presenta valores de diseño ligeramente más conservadores que las dos normativas anteriores. De forma similar a lo comentado en los agujeros cortados por plasma, el límite de fatiga correspondiente a las categorías de detalle adoptadas presenta un nivel de conservadurismo elevado si se compara con el valor de este parámetro obtenidos con los resultados experimentales

En base a lo mostrado en la Figura 5.96 se ha comprobado la aplicación de las categorías propuestas en esta Tesis para bordes cortados por láser y espesor inferior a 25 mm.

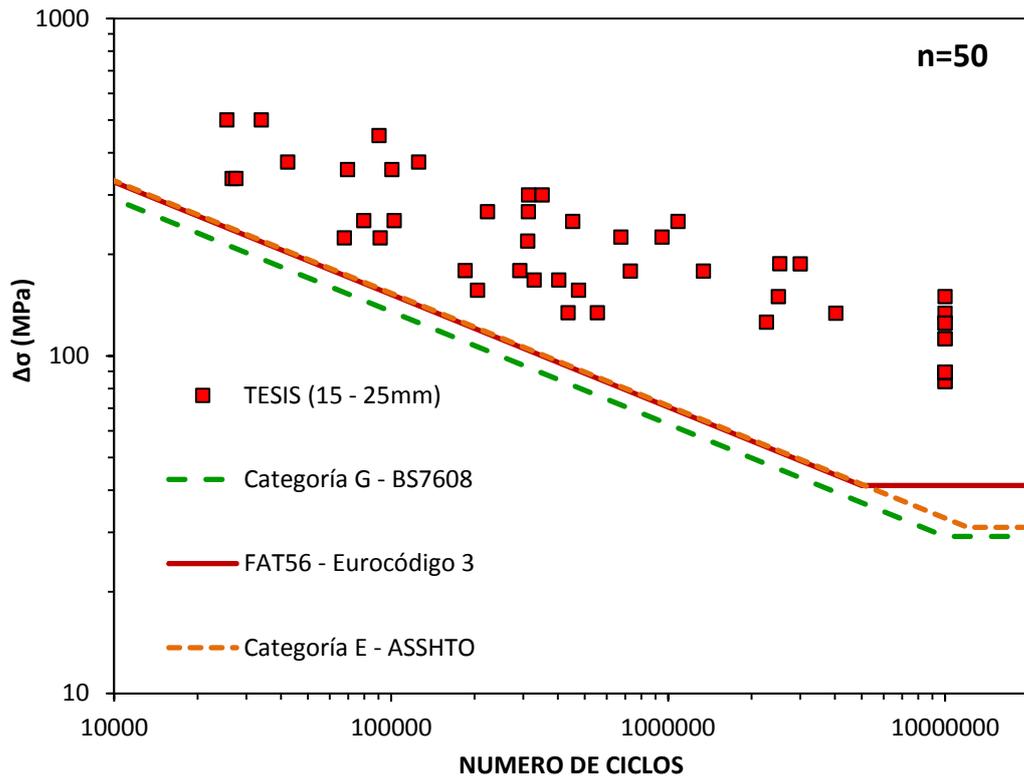


Figura 5.96 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para agujeros cortados por láser y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

En la Tabla 5.30 se comparan situaciones frente al diseño existentes antes de esta Tesis y con posterioridad a la misma en relación con el análisis de fatiga de agujeros cortados térmicamente.

Tabla 5.30 – Comparación entre las categorías de detalle utilizadas previamente a esta Tesis y las categorías de detalle aquí propuestas para los agujeros cortados térmicamente.

PROCESO DE CORTE	ESPESOR	NORMATIVA	ANTERIOR A ESTA TESIS	POSTERIOR A ESTA TESIS
OXICORTE	≤25 mm	BS7608	-	F
		EUROCÓDIGO 3	-	FAT90
		ASSHTO	-	D
PLASMA	≤25 mm	BS7608	-	G
		EUROCÓDIGO 3	-	FAT63
		ASSHTO	-	E
LASER	≤15 mm	BS7608	-	G
		EUROCÓDIGO 3	-	FAT63
		ASSHTO	-	E
	>15 mm	BS7608	-	G
		EUROCÓDIGO 3	-	FAT56
		ASSHTO	-	E

Conviene añadir que las categorías de detalle propuestas en esta Tesis son de aplicación a cargas cíclicas con cualquier valor de R , no siendo necesaria su corrección en otras situaciones donde $R \neq 0.1$.

CAPITULO 6:

CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO

6.1 – CONCLUSIONES

En esta Tesis Doctoral se ha evaluado la influencia de los métodos de corte térmico en el comportamiento en fatiga de aceros estructurales y la idoneidad de las normativas actuales para el diseño en fatiga de componentes cortados térmicamente. Para ello, se han considerado dos geometrías con una importante presencia en las estructuras reales: probetas con bordes de corte rectos y probetas con un orificio circular.

En el caso de los bordes rectos cortados térmicamente, se ha observado una cierta obsolescencia de las normas de diseño a fatiga empleadas en la actualidad. Tanto el corte por plasma como el corte por láser son tecnologías con una amplia aplicación en el ámbito industrial, a pesar de lo cual dichas normativas no los consideran, refiriéndose exclusivamente a la tecnología de corte tradicional (oxicorte).

En cuanto a la fabricación de componentes con orificios circulares, la versatilidad, productividad y calidad obtenida con los procesos de corte térmico los posiciona como una alternativa real y eficaz frente al taladrado y al punzonado. Sin embargo, su uso en la actualidad está muy restringido, sobre todo en estructuras sometidas a cargas variables, en tanto que las normativas de fabricación actuales limitan su uso a estructuras secundarias o dejan a criterio del ingeniero responsable la utilización de estas tecnologías. Así mismo, las normativas de fatiga actuales carecen de una categoría de detalle específica para orificios cortados térmicamente.

Teniendo en cuenta la estructura con la que se ha desarrollado el documento, se van a exponer las principales conclusiones obtenidas para cada geometría considerada.

6.1.1 – Probetas de borde recto

6.1.1.1 – Comportamiento en fatiga

- 1) La mayor parte de las roturas por fatiga en las superficies oxicortadas se inician en el borde inferior, donde el material fundido que no se ha expulsado correctamente provoca, por un lado, una alteración de las condiciones de enfriamiento en dicha región, y actúa, por otro lado, como un concentrador de tensiones. En las superficies cortadas por plasma, la práctica totalidad de las roturas se produce en ambos bordes (superior e inferior). La presencia de defectos lenticulares en las superficies cortadas por láser es la causa de la iniciación en todas las roturas por fatiga.

Más aun, teniendo en cuenta los valores de rugosidad que presentan las superficies aquí obtenidas, la presencia de material fundido en el borde inferior de las superficies oxicrotadas, las condiciones de los bordes en las superficies cortadas por plasma y los defectos lenticulares presentes en las superficies cortadas por láser son más críticos desde el punto de vista del comportamiento en fatiga que la propia rugosidad superficial. Por lo tanto, una mayor restricción de la rugosidad respecto de los valores aquí presentados no parece que aporte ninguna ventaja desde el punto de vista de la resistencia a fatiga, en tanto que son otros elementos los que desencadenan el fallo por fatiga.

- 2) De los tres procesos de corte térmico considerados, el oxicrote proporciona el valor del límite de fatiga más reducido en los cuatro aceros analizados. El corte por láser presenta el límite de fatiga más elevado en los aceros S355M y S890Q, mientras que dicha ventaja sobre los bordes cortados por plasma desaparece en los aceros S460M y S690Q, donde la presencia de defectos lenticulares es más numerosa y su tamaño es mayor.

Por su parte, en el rango de vida a fatiga finita, el oxicrote y el corte por plasma presentan un comportamiento muy similar, con una pendiente m comprendida entre 3-4. Por el contrario, el corte por láser se caracteriza por unos valores de m superiores (4-9), de tal manera que, para un número de ciclos próximo a $5 \cdot 10^5 - 10^6$, la resistencia a fatiga obtenida con el corte por láser es superior a la de los otros dos métodos de corte; sin embargo, a medida que el número de ciclos decrece, también lo hace la mejora en el comportamiento a fatiga que presenta el corte por láser respecto al oxicrote y corte por plasma.

- 3) En lo que respecta a la influencia del espesor del componente sobre el comportamiento a fatiga, tanto en los bordes oxicrotados como en los cortados por plasma se ha observado una ligera reducción de la resistencia a fatiga al aumentar el espesor. Teniendo en cuenta que ambos procesos de corte proporcionan unas condiciones superficiales muy similares en los dos espesores considerados, este empeoramiento en el comportamiento a fatiga tiene una componente puramente estadística en tanto que la probabilidad de aparecer un elemento iniciador de una rotura por fatiga es tanto mayor cuanto mayor es el espesor. En el caso de los bordes cortados por láser, la disminución de la resistencia a fatiga al pasar de 15 mm a 25 mm de espesor es más acusada, lo cual viene motivado por el notable empeoramiento de la calidad superficial en el mayor espesor, estando este último próximo al límite superior de empleo de esta tecnología.

- 4) En referencia a la relación entre las propiedades a tracción y el límite de fatiga, se ha comprobado que los bordes cortados térmicamente presentan un comportamiento intermedio entre los componentes con concentradores de tensiones importantes (o con tensiones residuales), en los cuales el límite de fatiga del material es prácticamente independiente de las propiedades intrínsecas del acero, y aquellos sin presencia de defectos en la superficie, en los cuales se asume que el límite de fatiga crece linealmente con la tensión de rotura del material con una pendiente cuyo valor oscila en torno a 0.5. Estimando dicha pendiente para los bordes cortados térmicamente, se ha obtenido un valor que varía entre 0.3 para el oxicorte y 0.4 para el corte por plasma.
- 5) Habiendo realizado una serie de ensayos representativos con un valor de la relación de tensiones (R) igual a 0.5, se ha evaluado el efecto de la tensión media sobre la vida a fatiga de bordes cortados térmicamente. La asunción que realizan algunas normativas, como la BS7608 [5], sobre la nula influencia de R en el comportamiento a fatiga de bordes cortados térmicamente no parece cierta, si bien su efecto se ve reducido debido al conservadurismo de las curvas S-N de diseño.

6.1.1.2 – Revisión de las normativas de fatiga

- 6) Se ha realizado una revisión sobre la aplicabilidad de las normativas actuales al diseño a fatiga de bordes cortados térmicamente. Para ello, se han seleccionado tres normativas representativas a nivel mundial y de aplicación en el ámbito de las estructuras metálicas en general y en la construcción: la BS7608 [5], el Eurocódigo 3 [6] y la ASSHTO *Bridge Design Specifications* [7]. En la Tabla 6.1 se recogen, para cada una de estas normativas, las categorías de detalle que se proponen en esta Tesis para bordes oxicortados, cortados por plasma y cortados por láser.

Tabla 6.1 – Categorías de detalle propuestas en esta Tesis para el diseño a fatiga de bordes cortados térmicamente.

PROCESO DE CORTE	ESPESOR	NORMATIVA	CATEGORÍAS DE DETALLE PROPUESTAS EN ESTA TESIS
OXICORTE	≤25 mm	BS7608	C
		EUROCÓDIGO 3	FAT125
		ASSHTO	C
PLASMA	≤25 mm	BS7608	B
		EUROCÓDIGO 3	FAT125
		ASSHTO	B
LASER	≤15 mm	BS7608	B
		EUROCÓDIGO 3	FAT140
		ASSHTO	B
	>15 mm	BS7608	D
		EUROCÓDIGO 3	FAT100
		ASSHTO	C

En el caso de la BS7608 [37], la categoría C, aplicada a bordes oxicortados, no solo podría extrapolarse a bordes cortados por plasma y por láser, sino que estos podrían analizarse como B.

En cuanto al Eurocódigo 3 [36], la clase FAT125 se podría mantener en bordes oxicortados. En los bordes cortados por plasma se podría adoptar la clase FAT125, mientras que en los bordes cortados por láser la categoría de detalle podría ser elevada a FAT140, la cual en la actualidad está restringida a bordes mecanizados.

La categoría A de la ASSHTO [35], que se utiliza actualmente en superficies laminadas y en bordes oxicortados con una rugosidad inferior a 25 μm , presenta una doble problemática. Por un lado, la rugosidad exigida es muy restrictiva para su obtención en condiciones industriales, a pesar de lo cual no propone ninguna alternativa para superficies de inferior calidad. Por otro lado, la categoría A considera una resistencia a fatiga muy elevada, siendo equivalente a la clase FAT160 del Eurocódigo 3 [36]. Por ello, se ha propuesto reducir la categoría aplicada a bordes oxicortados hasta la C. En los bordes cortados por plasma y por láser sería aplicable la categoría B.

Tanto en los bordes oxicortados como en los cortados por plasma, las categorías de detalle obtenidas en las tres normativas son de aplicación hasta

un espesor igual o inferior a 25 mm. En el caso de los bordes cortados por láser, el empleo de las categorías de detalle propuestas en esta Tesis se restringe a componentes con un espesor máximo de 15 mm. Para valores superiores, el corte por láser se encuentra al límite de su capacidad, lo cual provoca un descenso muy notable de la calidad superficial. Por este motivo, para espesores superiores a 15 mm se considerarán las categorías de detalle minoradas propuestas en esta Tesis (Tabla 6.1).

- 7) Se se ha propuesto una modificación del factor corrector por la tensión media, $f(R)$, recogido en el IIW [54]. La aplicación de dicha modificación, recogida en las ecuaciones (6.1) a (6.3), ha quedado validada en las tres normativas adoptadas, habiendo obtenido resultados satisfactorios y siempre del lado de la seguridad.

$$f(R) = 1.38 \quad \text{Para } R < -1 \quad (5.17)$$

$$f(R) = -0.345 \cdot R + 1.034 \quad \text{Para } -1 \leq R \leq 0.5 \quad (5.18)$$

$$f(R) = 0.86 \quad \text{Para } R > 0.5 \quad (5.19)$$

- 8) Con objeto de validar los resultados obtenidos en esta Tesis, se ha realizado una profunda revisión bibliográfica tratando de disponer del mayor número de resultados procedentes de programas experimentales anteriores. Como se muestra en la figuras 6.1 a 6.3, las categorías de detalle propuestas proporcionan valores de diseño ajustados y del lado de la seguridad en la mayor parte de los casos.

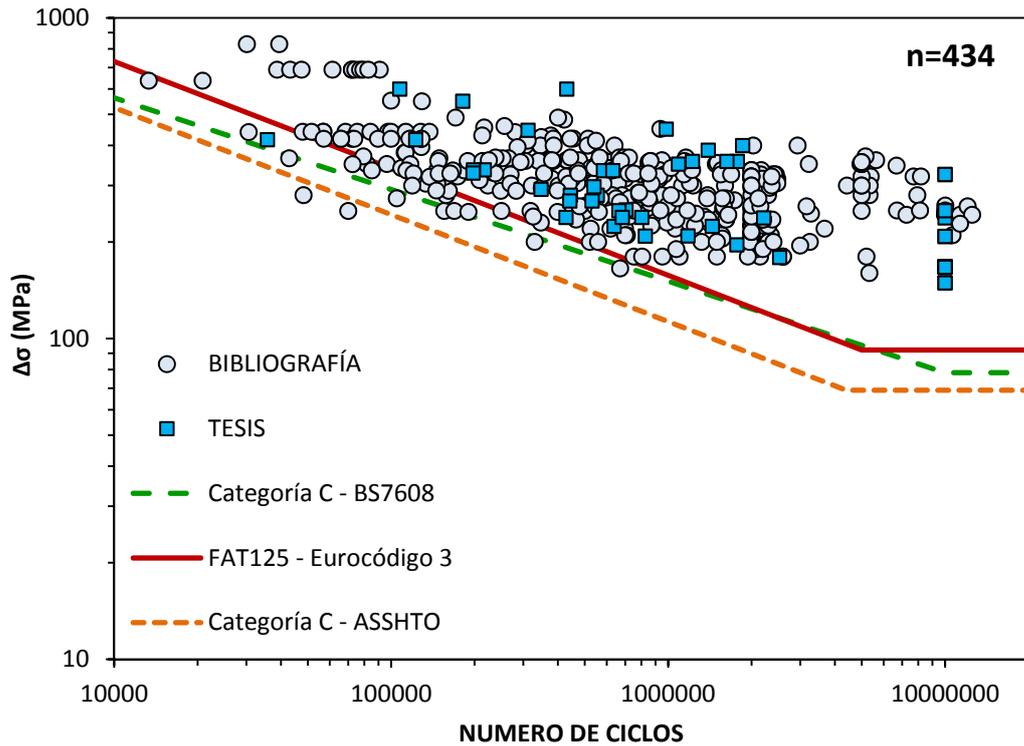


Figura 6.1 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para bordes oxicotados y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

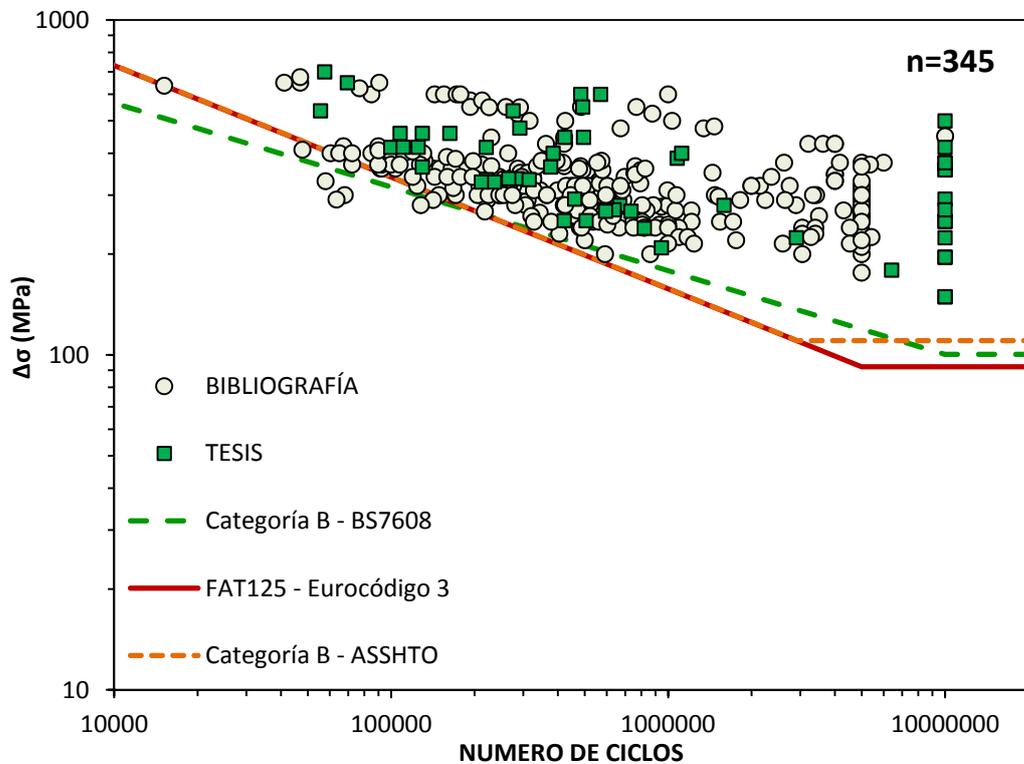


Figura 6.2 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para bordes cortados por plasma y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

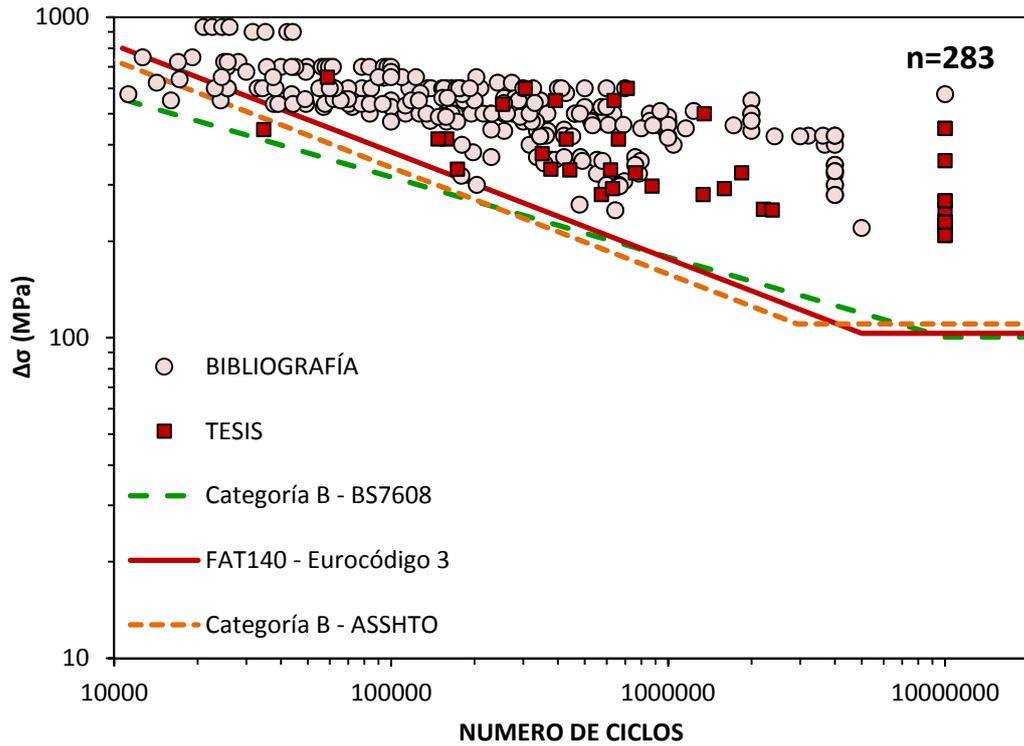


Figura 6.3 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para bordes cortados por láser (espesor inferior a 15 mm) y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

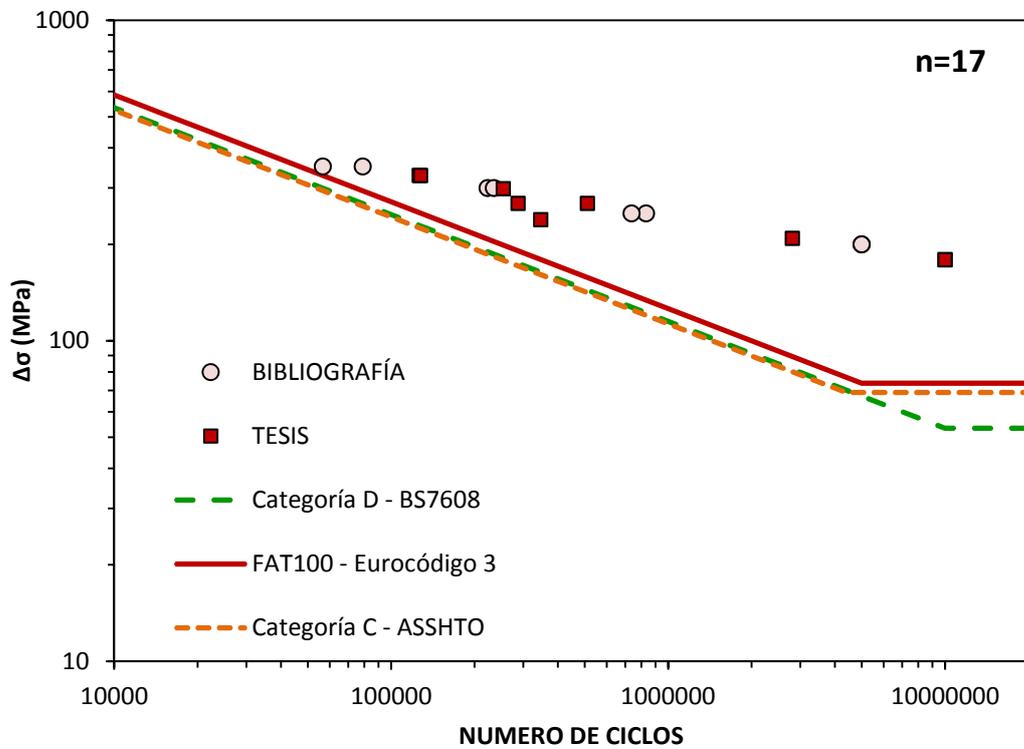


Figura 6.4 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para bordes cortados por láser (espesor superior a 15 mm) y los resultados procedentes de la bibliografía. n es el número total de resultados experimentales representados.

6.1.2 – Probetas con agujero

6.1.2.1 – Comportamiento en fatiga

- 9) Los agujeros cortados por láser proporcionan el valor del límite de fatiga más reducido en los cuatro aceros considerados, siendo la presencia de estrías la causa principal de este comportamiento. Los agujeros oxicrotados y cortados por plasma presentan un límite de fatiga muy similar, siendo el de los primeros ligeramente inferior en los aceros S690Q y S890Q.

En el rango de vida a fatiga finita, la resistencia a fatiga obtenida con los tres procesos de corte es muy similar en los aceros S460M, S690Q y S890Q. Sin embargo, en el acero S355M se ha observado un notable empeoramiento del comportamiento a fatiga en los agujeros cortados por láser y plasma.

Al aumentar el espesor de 15 mm a 25 mm, se ha observado en los agujeros oxicrotados y cortados por plasma una idéntica reducción de la resistencia a fatiga tanto en el rango de vida a fatiga finita como infinita. En el caso de los agujeros cortados por láser, la disminución de la resistencia a fatiga en el rango de vida a fatiga finita es superior a la mostrada por los otros dos procesos de corte, mientras que el límite de fatiga no se ha visto afectado.

- 10) Teniendo en cuenta por un lado la reducción del efecto de la tensión media al superarse el límite elástico en las inmediaciones del orificio, y por otro lado las tensiones de compresión generadas en la región plastificada, se ha justificado la nula influencia de R sobre el comportamiento a fatiga de los agujeros cortados térmicamente.

6.1.2.2 – Revisión de las normativas de fatiga

- 11) Teniendo en cuenta que ninguna de las normativas consideran el comportamiento a fatiga de agujeros cortados térmicamente, las categorías de diseño propuestas en esta Tesis constituyen el punto de partida para su introducción en los códigos actuales. En la Tabla 6.2 se recogen, para cada una de estas normativas, las categorías de detalle que se proponen en esta Tesis para los agujeros oxicrotados, cortados por plasma y cortados por láser.

Tabla 6.2 – Categorías de detalle propuestas en esta Tesis para el diseño a fatiga de agujeros cortados térmicamente.

PROCESO DE CORTE	ESPESOR	NORMATIVA	CATEGORÍAS DE DETALLE PROPUESTAS EN ESTA TESIS
OXICORTE	≤25 mm	BS7608	F
		EUROCÓDIGO 3	FAT90
		ASSHTO	D
PLASMA	≤25 mm	BS7608	G
		EUROCÓDIGO 3	FAT63
		ASSHTO	E
LASER	≤15 mm	BS7608	G
		EUROCÓDIGO 3	FAT63
		ASSHTO	E
	>15 mm	BS7608	G
		EUROCÓDIGO 3	FAT56
		ASSHTO	E

En el caso de la BS7608 [37], la categoría D, aplicada a agujeros taladrados, no podría extrapolarse a agujeros cortados térmicamente. En los agujeros oxicotados, la categoría debería reducirse ligeramente hasta la F, mientras, que en los agujeros cortados por plasma y en los cortados por láser la categoría de detalle a utilizar sería la G.

En cuanto al Eurocódigo 3 [36], la clase FAT90, de uso en agujeros taladrados, podría adoptarse en agujeros oxicotados. Por el contrario, en los agujeros cortados por plasma y en los cortados por láser la clase de detalle debería minorarse hasta la FAT63.

La categoría D de la ASSHTO [35], que se utiliza tanto en agujeros taladrados como en punzonados, podría ser adoptada en los agujeros oxicotados. Sin embargo, en los agujeros cortados por plasma y láser sería necesario reducir la categoría de diseño hasta la E de la ASSHTO [35].

- 12) Finalmente, las categorías de diseño propuestas en esta Tesis para agujeros oxicotados y cortados por plasma han sido verificadas con ensayos procedentes de la bibliografía. En los agujeros cortados por láser no ha sido posible realizar esta comprobación dada la inexistencia de programas experimentales anteriores llevados a cabo sobre este tipo de componentes. Las

Figuras 6.5 a 6.7 muestran la adecuación de las curvas propuestas, si bien el conservadurismo en el corte por plasma y láser es notable en muchos casos

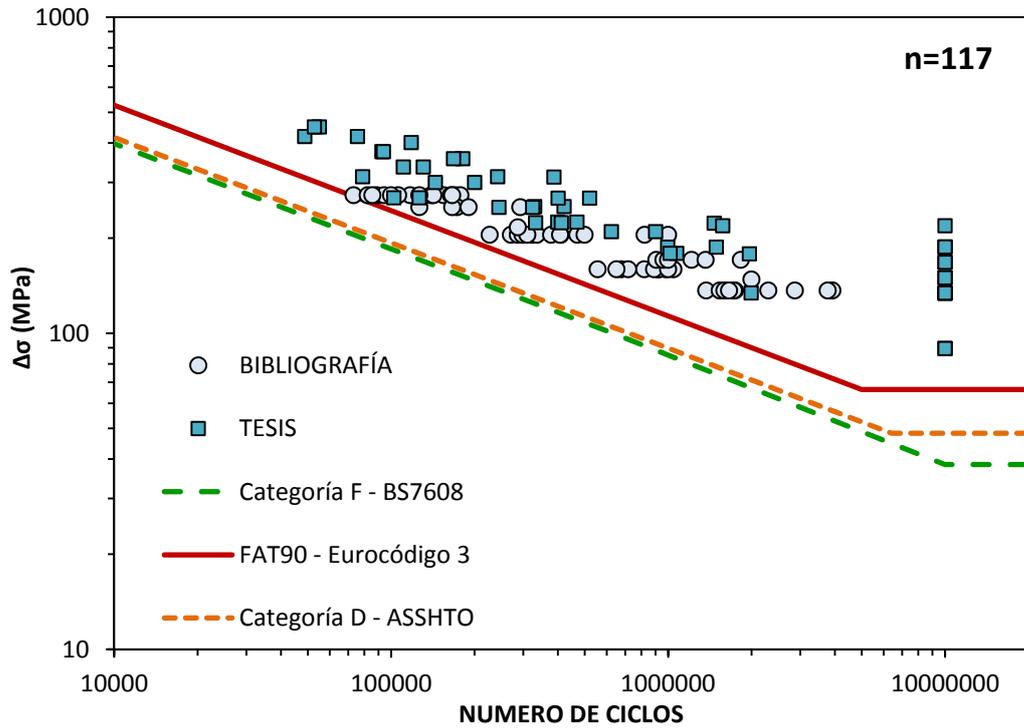


Figura 6.5 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para agujeros oxicotados y los resultados procedentes de la bibliografía. *n* es el número total de resultados experimentales representados.

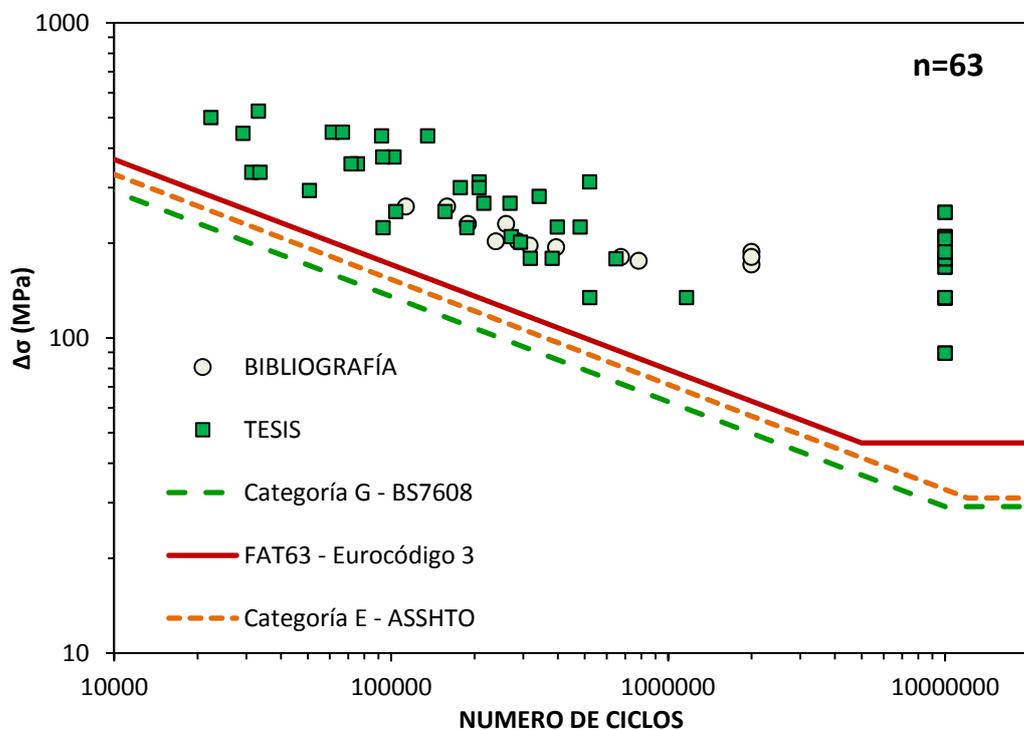


Figura 6.6 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para agujeros cortados por plasma y los resultados procedentes de la bibliografía. *n* es el número total de resultados experimentales representados.

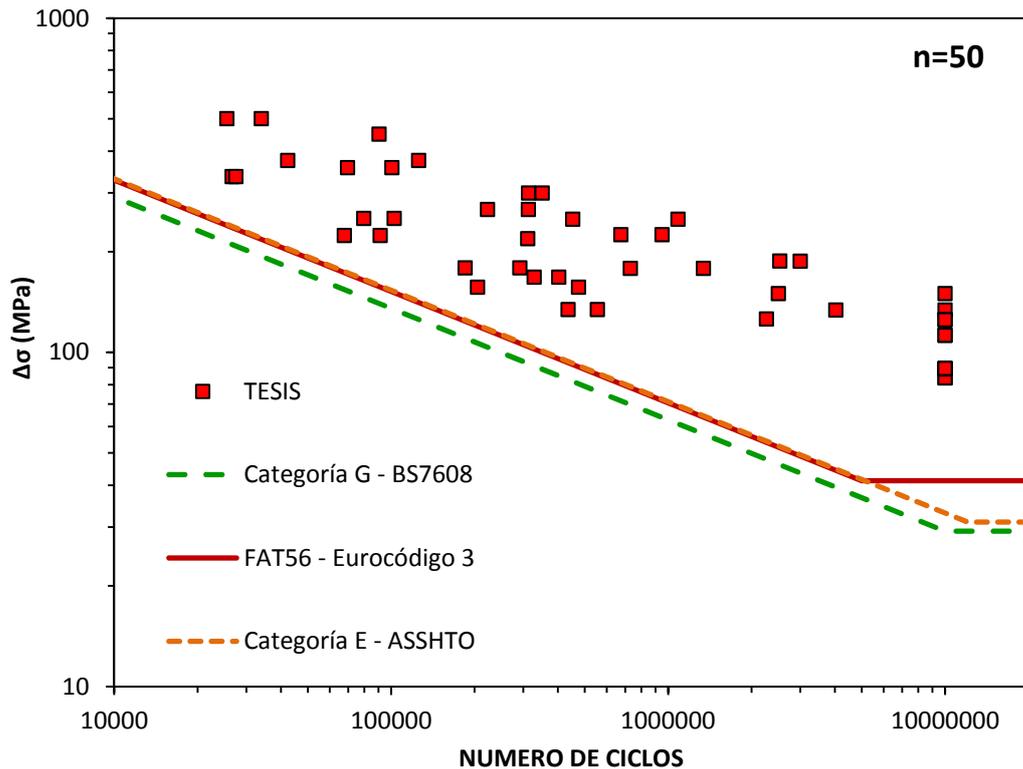


Figura 6.7 – Comparación entre las curvas S-N de diseño propuestas para agujeros cortados por láser y los resultados obtenidos en esta Tesis.

En definitiva, esta Tesis Doctoral ha comparado el comportamiento a fatiga obtenido tras los principales procesos de corte térmico y proporciona curvas de diseño a fatiga para multitud de situaciones prácticas que hasta este momento no tienen soporte normativo.

6.2 – TRABAJO FUTURO

El trabajo desarrollado en esta Tesis proporciona una base sólida para futuras revisiones de las normativas de diseño a fatiga que permitan incorporar categorías de detalle asociadas tanto a bordes rectos cortados por plasma y láser como a agujeros obtenidos mediante un sistema de corte térmico. Sin embargo, a lo largo de este trabajo se han presentado una serie de aspectos que son susceptibles de un análisis más profundo, de una validación más exhaustiva o de una cuantificación más detallada.

A continuación se señalan las principales líneas de investigación que, a partir de los resultados y del análisis de esta Tesis, podrían ser objeto de estudio.

6.2.1 – Influencia de la relación de tensiones (R) en el comportamiento a fatiga de bordes rectos cortados térmicamente

En esta Tesis se ha comprobado la influencia de R (o de la tensión media) sobre la resistencia a fatiga de bordes rectos cortados térmicamente, y se ha propuesto una modificación del correspondiente factor corrector del IIW [54]. Sin embargo, dado el limitado número de ensayos realizados con $R=0.5$, sería necesario llevar a cabo un programa experimental más extenso con valores de R distintos (ej., -1, 0.5 y 0.8) que permitieran constatar dichas afirmaciones.

6.2.2 – Mejora de la resistencia a fatiga de bordes rectos cortados térmicamente

En el caso de los bordes oxicortados, la práctica totalidad de las roturas por fatiga se inician en el borde inferior, mientras que en los bordes cortados por plasma se distribuyen entre ambos bordes. El Eurocódigo 3 [36] permite mejorar la categoría de detalle a adoptar en caso de llevar a cabo una mecanización completa de la superficie de corte. Teniendo en cuenta la localización de los puntos de iniciación, podría evaluarse la mejora en el comportamiento a fatiga que supondría el desbaste exclusivo del borde inferior en los bordes oxicortados, y de ambos bordes en los bordes cortados por plasma, lo cual supondría una operación menos costosa económicamente que la recogida en el Eurocódigo 3 [36].

Por su parte, en el corte por láser se ha comprobado que la rotura se origina en los defectos lenticulares que aparecen en la superficie de corte. La eliminación de tales defectos mediante la optimización de los parámetros de corte podría mejorar de forma significativa la vida en fatiga.

6.2.3 – Definición de categorías de detalle para uniones atornilladas con los orificios realizados mediante corte térmico

La aplicación más habitual de los agujeros presentes en las estructuras es permitir el paso de los elementos de conexión en las uniones atornilladas. Para validar la aplicación de los agujeros cortados térmicamente en este tipo de uniones sería necesario determinar la categoría de detalle asociada, teniendo en cuenta que dichas uniones se pueden ejecutar mediante tornillos pretensados o sin pretensar.

6.2.4 – Efecto de las tensiones residuales en la vida a fatiga

Los procesos de corte considerados en esta Tesis Doctoral introducen tensiones residuales en superficie que pueden influir en el comportamiento en fatiga de los componentes cortados. La evaluación de dichas tensiones así como su efecto en la vida a fatiga se revela como una cuestión de gran importancia.

6.2.5 – Validación de las curvas de diseño propuestas en componentes estructurales

Las curvas de fatiga propuestas en este trabajo se verían claramente respaldadas desde el punto de vista de su aplicación en ingeniería (y de su inclusión en normativas de diseño) si, más allá de su validación en probetas de laboratorio, se validasen en componentes estructurales reales.

6.2.6 – Efecto de las cargas de fatiga de amplitud no constante

Los ensayos realizados en esta Tesis se han realizado siempre con amplitud de tensiones constante, tal y como indican las normativas de caracterización a fatiga. Sin embargo, la realidad tensional en las estructuras puede ser muy diferente, con amplitudes tensionales variables e incluso aleatorias. El efecto de este tipo de variaciones tensionales frente a los tres tipos de corte térmico es, por lo tanto, una cuestión de gran trascendencia científica y tecnológica.

CAPITULO 7: BIBLIOGRAFÍA

- [1] Bolaños F. Módulo I - Tema 13: Procesos de corte, punzonado y preparación de bordes. Formación Ingeniero Internacional de Soldadura. Asociación Española de Soldadura y Técnicas de Unión. 2012.
- [2] http://www.hypertherm.com/en-us/Training_and_education/
- [3] Meurling F., Melander A., Linder J., Larsson M. The influence of mechanical and laser cutting on the fatigue strengths of carbon and stainless sheet steels. Scandinavian Journal of Metallurgy 2001; 30: 309–319.
- [4] Schijve J. Fatigue of structures and materials. Springer. 2009.
- [5] Norwegian Public Commission. Report of Norwegian public commission: The Alexander L. Kielland accident. 1981.
- [6] http://www.kosori.org/02.R&D/08_0101.asp
- [7] <http://officerofthewatch.com/2013/04/29/alexander-l-kielland-platform-capsize-accident/>
- [8] <http://www.twi-global.com/news-events/case-studies/alexander-l-kielland-accommodation-platform-145/>
- [9] Oehme, P. Damage analysis of steel structures. IABSE Proceedings 1989; 139-189.
- [10] Fisher J.W. Fatigue and fracture in steel bridges. Wiley-Interscience. 1984.
- [11] Chen W.F., Lui E.M. Handbook of structural engineering. 2ª Edición, Taylor & Francis. 2004.
- [12] Suresh S., Fatigue of Materials. 2ª Edición, Cambridge Solid State Science Series, Cambridge University Press. 2006
- [13] Bannantine J.A. et al. Fundamentals of Metal Fatigue Analysis. Prentice Hall. 1989.
- [14] Stephens R.I., Fatemi A., Stephens R.R., Fuchs H.O. Metal Fatigue in Engineering. Wiley-InterScience. 2001.

- [15] Ashby M.F., Jones D.R.H. *Engineering Materials 1: An Introduction to their Properties and Applications*. 2ª Edición, Butterworth Heinemann. 1996.
- [16] Hosford W.F. *Solid Mechanics*. University of Cambridge. 2010.
- [17] de Forest A.V. The rate of growth of fatigue cracks. *Journal of Applied Mechanics* 1936; 3: 23-25.
- [18] Zappfe C.A., Worden C.O. Fractographic registrations of fatigue. *Transactions: American Society of Metals* 1951; 43: 985-969.
- [19] Paris PC., Gomez MP., Anderson WP. A rational analytic theory of fatigue. *The Trend in Engineering* 1961; 13: 9-13.
- [20] Fernandez de Rucoba D. Optimización del diseño a fatiga de unions soldadas a tope y su aplicación al dimensionamiento de soldaduras transversales de torres eólicas. Tesis Doctoral. Departamento de Ingeniería Y Ciencia de los Materiales; Universidad de Cantabria. 2012.
- [21] ASTM E647-13, Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates. American Society for Testing and Materials. 2013.
- [22] *Damage Tolerant Design Handbook, A Compilation of Fracture and Crack Growth Data for High Strength Alloys*, CINDAS/Purdue University, Lafayette, IN, 1994.
- [23] Barsom J.M. Fatigue-Crack Propagation in Steels of Various Yield Strengths. *Journal of Engineering for Industry-Transactions of the ASME* 1971; B-4: 1190.
- [24] FITNET FFS Procedure, Final Draft MK7, Prepared by European Fitness-for-Service Network-FITNET, 2006.
- [25] Radaj D. Review of fatigue-strength assessment of non-welded and welded structures based on local parameters. *International Journal of Fatigue* 1996; 18: 153-170.
- [26] Thomas D.J. Characterisation of steel cut edges for improved fatigue property data estimations and enhanced CAE durability. Tesis Doctoral. Materials Research Centre; School of Engineering; University of Wales. 2002.
- [27] Wöhler A. Über die versuche zur ermittlung der festigkeit von achsen, welche in den werkstätten der niederschlesisch-märkischen eisenbahn zu Frankfurt a.d.o. angestellt sind. *Z. f. Bauwesen* 1863; 13:233–258.

- [28] Maddah N. Fatigue life assessment of roadway bridges based on actual traffic loads. Tesis Doctoral. Laboratoire de la Construction Métallique; École Polytechnique Fédérale de Lausanne. 2013.
- [29] Basquin O.H. The exponential law of endurance tests. Proceedings of the American Society for Testing and Materials 1910; 10: 625-630.
- [30] Mason S.S. Behaviour of Materials under conditions of thermal stress. Heat Transfer Symposium; 9-75. Engineering Institute; University of Michigan. 1953.
- [31] Coffin L.F. A study of the effect of cyclic thermal stresses on a ductile metal. Transactions: American Society for Testing and Materials 1954; 76: 931-950.
- [32] Coffin L.F. The problem of thermal stress fatigue in austenitic steels at elevated temperatures. Transactions: American Society for Testing and Materials 1954; 16: 31.
- [33] Ellwood R. Fatigue performance of downgauged high strength steel automotive components. Tesis Doctoral. Materials Research Centre; School of Engineering; University of Wales. 2002.
- [34] Fisher, J.W., Albrecht, P.A., Yen, B.T., Klingerman, D.J., McNamee, B.M. Report 147, Fatigue strength of steel beams with welded stiffeners and attachments. National Cooperative Highway Research Program (NCHRP), Transportation Research Board. 1974.
- [35] ASSTHO, LRFD Bridge-Design specifications. American Association of State Highway and Transportation Officials (ASSTHO). 2012.
- [36] EN 1993-1-9, Eurocódigo 3: Proyecto de estructuras de acero. Parte 1-9: Fatiga. European Committee for Standardization (CEN). 2005.
- [37] BS 7608: 2013, Code of practice for fatigue design and assessment of steel structures. British Standard Institution (BSI). 2013.
- [38] Gurney T.R., Maddox S J. A re-analysis of fatigue data for welded joints in steel. Welding Research International 1973; 3: 1-54.
- [39] Schneider C.R.A., Maddox S. J. IIW-XIII-WG1-121r3-06, Guidance for the application of the best practice guide on statistical analysis of fatigue working sheets. International Institute of Welding. 2006.
- [40] Ferguson G.A. Statistical analysis in psychology and education (Table 21.4). McGraw-Hill Publishing Company. 1966.

- [41] Box G.E.P., Tidwell P. W. Transformation of the independent variables. *Technometrics* 1962; 4:531-550.
- [42] D'Augustino R.B., Stevens M.A. Goodness-of-fit techniques. Marcel Dekker. 1986.
- [43] Filliben J.J. The probability plot correlation coefficient test for normality. *Technometrics* 1975; 17:111.
- [44] Ryan T.A., Joiner B.L. Normal probability plots and tests for normality. Technical Report. Statistics Department; The Pennsylvania State University. 1976.
- [45] Shapiro S.S., Francia R.S. An approximate analysis of variance test for normality. *Journal of the American Statistical Association* 1972; 67: 215-216.
- [46] Shapiro S.S., Wilk M.B. An analysis of variance test for normality (complete samples). *Biometrika* 1965; 52: 591-611.
- [47] Cooper B.E. *Statistics for experimentalists*. Pergamon. 1969
- [48] Minitab reference manual – Release 12 for Windows. Minitab Inc. (USA). 1998
- [49] Bastenaire F. New method for the statistical evaluation of constant stress amplitude fatigue test results. *Probabilistic Aspects of Fatigue* 1972; ASTM STP 511: 3-28.
- [50] Reliasoft Corporation, 1992. Life data types [Online].
- [51] Draft International Standard ISO/DIS 14345. Fatigue testing of welded components. International Organization for Standardization. 2000.
- [52] Maddox S.J. Fatigue design rules for welded structures. *Progress in Structural Engineering and Materials* 2000; 2: 102-109.
- [53] BS ISO 12107:2003, Metallic materials – Fatigue testing: Statistical planning and analysis of data. International Organization for Standardization. 2003.
- [54] Hobbacher A. XIII-1965-03/XV-1127-03, Recommendations for fatigue design of welded joints and components. International Institute of Welding. 2009.
- [55] Spiegel M.R. *Schaum's outline of theory and problems of probability and statistics*. McGraw-Hill Publishing Company. 1998.

- [56] ASTM E739-10, Standard practice for statistical analysis of linear or linearized stress-life (S-N) and strain life (ϵ -N) fatigue data. American Society for Testing and Materials. 2010.
- [57] Dixson W.J., Mood A.M. A Method for obtaining and analyzing sensitivity data. Journal of the American Statistical Association 1948; 43: 109-126.
- [58] NIST/SEMATECH, Engineering statistics handbook (Online). 2006.
- [59] Little R.E., Ekvall J. C. Review of statistical analyses of fatigue life data using one sided lower statistical tolerance limits. Statistical Analysis of Fatigue Data 1981; ASTM STP 744: 3-23.
- [60] Hahn G.J., Nelson W. B. Report No. 72CRD027, A survey of prediction intervals and their applications. General Electric Co. Corporate Research and Development Technical Information Series. 1972.
- [61] BS EN 13445, Unfired pressure vessels, Part 3. British Standard Institution (BSI). 2002.
- [62] Yu J. Development of data sheets for statistical evaluation of fatigue data. Tesina de Master. Department of Mechanical Engineering; University of Lappeenranta. 2007.
- [63] Owen D.B. Handbook of statistical tables. Addison-Wesley. 1962.
- [64] Miki C. Nominal stress based fatigue design. Viva presentation.
- [65] Comparison of fatigue provisions in codes and standards. Offshore technology report. UK Health & Safety Executive (UK Department of Energy). 2001.
- [66] Steel construction manual. 14th Edition. American Institute of Steel Construction (AISC). 2010.
- [67] Manual for railway engineering, Chapter 15: Steel Structures. American Railway Engineering and Maintenance of Way Association (AREMA). 2002.
- [68] ANSI/AWS D1.1-02, Structural welding code - steel. American Welding Society (AWS). 2002.
- [69] CSA S16-2001, Limit states design of steel structures. Canadian Standards Association (CSA). 2001.

- [70] Fisher J.W., Frank K.H., Hirt M.A., McNamee, B.M. Report 102, Effect of weldments on the fatigue strength of steel beams. National Cooperative Highway Research Program (NCHRP). Highway Research Board. 1970.
- [71] Keating P.B., Fisher, J.W. Report 286, Evaluation of fatigue tests and design criteria on welded details. National Cooperative Highway Research Program (NCHRP). Transportation Research Board. 1986.
- [72] Instrucción de Acero Estructural (EAE), Capitulo XI: Estado límite de fatiga. Ministerio de Fomento. 2010.
- [73] DNV-RP-C203, Fatigue design of offshore steel structures. Det Norske Veritas. 2012.
- [74] Guide for fatigue strength assessment of tankers. American Bureau of Shipping (ABS). 1992.
- [75] Design guidance for steel welded joints in offshore structures. H.M.S.O. UK Health & Safety Executive (UK Department of Energy). 1984.
- [76] Norsok N-004, Design of steel structures. Norsok Standard. 2004.
- [77] API RP 2A - WSD, Recommended practice for planning, designing, and constructing fixed offshore platforms. American Petroleum Institute (API). 2007.
- [78] ISO 19902:2007, Petroleum and natural gas industries. Fixed steel offshore structures. International Organization for Standardization (ISO). 2007
- [79] <http://pune.all.biz/oxy-fuel-cutting-s18488#.VE9clvJ0yP8>
- [80] Welding Handbook, Welding Processes. 8^o Edition. 2(14): 449-80. American Welding Society (AWS). 1991
- [81] <http://www.waterside-training.co.uk/oxy-fuel-cutting--47.html>
- [82] <http://www.alabamaplate.com/portfolio.php>
- [83] Ramakishnan S. Shrinet V. Polivka F.B. Kearney T.N. and Koulun P. Influence of gas composition on plasma arc cutting. Journal of Applied Physics 2000; 33: 2288-2299.
- [84] Plasma cutting. The history of plasma cutting. November 2001. <http://www.azom.com/article.aspx?ArticleID=1061>.

- [85] Harris I.D. Report 384, Plasma arc cutting of bridge steels. National Cooperative Highway Research Program (NCHRP). Highway Research Board. 1995.
- [86] Plasma Cutting Process. ESAB. <http://www.esab.com>.
- [87] Jiayou W., Zhengyu Z., Conghui H., Feng Y. Effect of dual swirling plasma arc cutting parameters on kerf characteristics. *International Journal of Material Forming* 2010; 4: 39-43.
- [88] David Cook. Exploring dry cutting technologies. 2002. www.fabricator.com
- [89] <http://www.prweb.com/releases/2011/3/prweb8202245.htm>
- [90] <https://www.i depot.ie/blog/plasma-cutter-work/>
- [91] <http://www.directindustry.com/prod/messer-cutting-systems/plasma-cutting-downdraft-tables-6012-885395.html>
- [92] Gariboldi E., Previtali B. High tolerance plasma arc cutting of titanium quality investigation and optimization. *Journal of Materials Processing Technology* 2005; 160: 77-89.
- [93] Severance W.S., Anderson W. How plasma arc cutting gases affect productivity. *Welding Journal* 1984; 2: 35-39.
- [94] http://www.brilliantdesignonline.com/CNC_Plasma_Cutting.htm
- [95] Klimpel A. *Technologie laserowe*. Wyd. Pol. Slaska. 2012.
- [96] Howse D.S. TWI Report No: 5682/10/98, The effect of thermal cutting on the mechanical properties of structural steels. *International Institute of Welding (IIW)*. 1998.
- [97] Plecki R., Yeske R., Altstetter C., Lawrence F.V. Fatigue resistance of oxygen cut steel. *Welding Research Supplement* 1977; 225-230.
- [98] Yilbas B.S. The analysis of CO2 laser cutting. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part B. Journal of Engineering Manufacture* 1997; 211: 223-232.
- [99] Sperle J-O. Influence of parent metal strength on the fatigue strength of parent material with machined and thermally cut edges. *Welding in the world* 2008; 52: 79-92.

- [100] Chiarelli M., Lanciotti A. Effect of plasma cutting on the fatigue resistance of Fe510 D1 steel. *Journal of Engineering Materials and Technology* 2000; 122: 141-145.
- [101] Koenigsberger F., Garcia M. Fatigue strength of flame-cut specimens in bright mild steel. *British Welding Journal* 1955; 37-41.
- [102] Koenigsberger F., Mech M.I., Green H.W. "Fatigue strength of flame-cut specimens in black mild steel". *British Welding Journal* 1955; 313-321.
- [103] Goldberg F. Influence of thermal cutting and its quality on the fatigue strength of steel. *Welding Research Supplement* 1973; 392-404.
- [104] Alegre J.M., Aragon A., and Gutierrez-Solana F. A finite element simulation methodology of the fatigue behavior of punched and drilled plate components. *Engineering Failure Analysis* 2004; 11: 737-750.
- [105] Gutierrez-Solana F., Sanchez L., Pesquera D. Fatigue Behavior of Punched Structural Plates. *Engineering Failure Analysis* 2004; 11: 751-764.
- [106] Brown J.D., Lubitz D.J., Cekov Y.C., Frank K. H. Report No. FHWA/TX-07/0-4624-1, Evaluation of influence of hole making upon the performance of structural steel plates and connections. University of Texas. 2007.
- [107] Iwankiw N., Schlafly T. Effect of hole-making on the strength of double lap joints. *Engineering Journal of the American Institute of Steel Construction* 1982; 19: 170-178.
- [108] Rassati G.A., Swanson J.A., Yuan Q. Investigation of hole making practices in the fabrication of structural steel. *American Institute of Steel Construction (AISC)*. 2004.
- [109] Jezernik N., Glodez S., Vuherer T., Spes B., Kramberger J. The influence of plasma cutting process on the fatigue strength of high strength steel S960Q. *Key Engineering Materials* 2007; 348-349: 669-672.
- [110] RCSC Main Meeting, Meeting Minutes. Research Council on Structural Connections. University of Cincinnati. 2013.
- [111] Specification for structural joints using high-strength bolts. Research Council on Structural Connections, Committee A.1. 2009.
- [112] ANSI/AISC 360-10, Specification for structural steel buildings. American Institute of Steel Constuction (AISC). 2005.

- [113] <http://www.pythonx.com/>
- [114] ANSI/ASSHTO/AWS 01.5-88, Bridge welding code. AASHTO/AWS publication. 1988.
- [115] EN 1090-2:2011, Ejecución de estructuras de acero y aluminio. Parte 2: Requisitos técnicos para la ejecución de estructuras de acero. European Committee for Standardization (CEN). 2011.
- [116] EN ISO 9013, Corte térmico, Clasificación de los cortes térmicos, Especificación geométrica de los productos y tolerancias de calidad. European Committee for Standardization (CEN). 2003.
- [117] Steel construction manual. 3rd edition. New York State Department of Transportation Engineering, Division Office of Structures. 2008.
- [118] Standard Specifications for bridge construction, Section 6: Structural Steel. Alberta Transportation. 2013.
- [119] SCI P-185, Guidance notes on best practices in steel bridge construction. Steel Bridge Group. 2002.
- [120] BS 5400-6:1999, Steel, concrete and composite bridges. Specification for materials and workmanship, steel. British Standard Institution (BSI). 1999.
- [121] EN 10025-2:2006, Productos laminados en caliente de aceros para estructuras. Parte 2: Condiciones técnicas de suministro de los aceros estructurales no aleados. European Committee for Standardization (CEN). 2006.
- [122] UNE-EN 10025-5:2007, Productos laminados en caliente de aceros para estructuras. Parte 5: Condiciones técnicas de suministro de los aceros estructurales con resistencia mejorada a la corrosión atmosférica. European Committee for Standardization (CEN). 2007.
- [123] UNE-EN 10210-1:2007, Perfiles huecos para construcción, acabados en caliente, de acero no aleado y de grano fino. Parte 1: Condiciones técnicas de suministro. European Committee for Standardization (CEN). 2007.
- [124] UNE-EN 10219-1:2007, Perfiles huecos para construcción soldados, conformados en frío de acero no aleado y de grano fino. Parte 1: Condiciones técnicas de suministro. European Committee for Standardization (CEN). 2007.

- [125] UNE-EN 10149-2:1996, Productos planos laminados en caliente de acero de alto límite elástico para conformado en frío. Parte 2: Condiciones de suministro para aceros en estado de laminado termomecánico. European Committee for Standardization (CEN). 1996.
- [126] UNE-EN 10149-3:1996, Productos planos laminados en caliente de acero de alto límite elástico para conformado en frío. Parte 3: Condiciones de suministro para aceros en estado de normalizado o laminado de normalización. European Committee for Standardization (CEN). 1996.
- [127] UNE-EN 10025-6:2007, Productos laminados en caliente de aceros para estructuras. Parte 6: Condiciones técnicas de suministro de los productos planos de aceros estructurales de alto límite elástico en la condición de templado y revenido. European Committee for Standardization (CEN). 2007.
- [128] Manual for Design, Construction and maintenance of orthotropic steel deck bridges. Federal Highway Administration (FHWA), U.S. Department of Transportation. 2012.
- [129] TxDOT, Standard specifications for construction and maintenance of highways, streets, and bridges. Texas Department of Transportation. 2004.
- [130] B46.1, Surface texture (surface roughness, waviness, and lay). American Society of Mechanical Engineers (ASME). 2009.
- [131] ANSI/AISC 360-10, Specification for structural steel buildings. American Institute of Steel Construction (AISC). 2010.
- [132] AASHTO, Load and Resistance Factor Design Bridge Construction Specifications. American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO). 2010.
- [133] Construction specification for structural steel for bridges. Ontario Provincial Standard Specification. 2012.
- [134] TGS8 (Technical Group Steel: Steel products and applications for building, construction and industry). Internal report. Research Fund for Coal and Steel Unit (RFCS). European Commission.
- [135] UNE-EN 10025-4:2007, Productos laminados en caliente de aceros para estructuras. Parte 6: Condiciones técnicas de suministro de los productos planos de aceros estructurales soldables de grano fino laminados termomecánicamente. European Committee for Standardization (CEN). 2007.

- [136] ASTM E112-96 (2004), Standard test method for determining average grain size. American Society for Testing and Materials. 2004.
- [137] ASTM E2627-10, Standard practice for determining average grain size using electron backscatter diffraction (EBSD) in fully recrystallized polycrystalline materials. American Society for Testing and Materials. 2010.
- [138] EN ISO 6892-1:2010, Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayos a temperatura ambiente. European Committee for Standardization (CEN). 2010.
- [139] EN ISO 148-1:2011, Materiales metálicos, Ensayo de flexión por choque con péndulo Charpy. Parte 1: Método de ensayo. European Committee for Standardization (CEN). 2011.
- [140] ASTM E1921-13a, Standard test method for determination of reference temperature, T_0 , for ferritic steels in the transition range. American Society for Testing and Materials. 2013.
- [141] EN 1993-1-1, Eurocódigo 3: Proyecto de estructuras de acero. Parte 1-9: Reglas generales y reglas para edificios. European Committee for Standardization (CEN). 2008.
- [142] ASTM E1820-13, Standard test method for measurement of fracture toughness. American Society for Testing and Materials. 2013.
- [143] <https://e-shop.struers.com/DK/EN/>
- [144] ASTM E384-11e1, Standard test method for Knoop and Vickers hardness of materials. American Society for Testing and Materials. 2011.
- [145] ASTM E466-07, Standard practice for conducting force controlled constant amplitude axial fatigue test of metallic materials. American Society for Testing and Materials. 2007.
- [146] Danks S. Corus Report No: 132590, Appropriate specification for a plasma cut surface. Corus Research, Development & Technology. 2007.
- [147] Bennett R.C., Swanson J.A., Linzell D.G. Fatigue resistance of HPS-485W (70W) continuous plate with punched holes. Journal of Bridge Engineering 2007; 12:98-104.

- [148] Bannister A.C., Skalidakis M., Pariser A., Langenberg P., Gutierrez-Solana F., Sánchez L., Pesquera D., Azpiazu W. EUR 22056_{EN}, Performance criteria for cold formed structural steels. Research Fund for Coal and Steel Unit (RFCS). European Commission. 2003.
- [149] <http://www.us.trumpf.com/en/products/machine-tools/products/2d-laser-cutting/laser-cutting-machines/trulaser-5030-5040-5060.html>
- [150] Klevstov G.V., Klevstova N.A. Influence of stress ratio R on the fatigue strength and fatigue crack path in metal materials. International Conference on Crack Paths. 2009.
- [151] Amadioha A.U. Tata Steel Report No: 152628, Fatigue performance of laser and plasma cut edges. Tata Steel Research, Development & Technology. 2011.
- [152] Paetzold H., Petershagen H. Fatigue assessment of plasma cut edges in ship structures. International Conference on Fatigue of Welded Components and Structures. 1996.
- [153] AutoCAD 2015. Copyright Autodesk, Inc.
- [154] Portoles A., Reina M. Módulo II - Tema 5: Comportamiento de los aceros estructurales en el soldeo por fusión. Formación Ingeniero Internacional de Soldadura. Asociación Española de Soldadura y Técnicas de Unión. 2013.
- [155] Kaleidagraph v4. Copyright Kaleida, Inc.
- [156] Parmentier G., Huther M. S-N curves for welded, non-welded or improved welded details of marine structures. Fatigue Design, International Conference Proceedings 2013; 66: 49-61.
- [157] Sonsino C.M., Kaufmann H., Müller F., Berghöfer U. Schwingfestigkeit von hochfesten Feinkornbaustählen im brenngeschnittenen Zustand. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit. 1993.
- [158] Ho N.J., Lawrence J.R., Alstetter C.J. The fatigue resistance of plasma and oxygen cut steel. Welding Research Supplement 1991; 231-236.
- [159] Nibbering J.J.W. The properties of flame cut edges, EUR 6218_{EN}, Research Fund for Coal and Steel, 1973.
- [160] Paetzold H., Petershagen H. Fatigue assessment of plasma cut edges in ship structures. International conference on fatigue of welded components and structures 1996; 123-127.

- [161] Trull M. Tata Steel Report No: 160033, Examination of the quality of laser cut edges in ABRAZO 400 steel. Tata Steel Research, Development & Technology. 2015.
- [162] Kantola J., Mäntyjärvi K., Karjalainen J.A. Cutting edge and its influence on the fatigue life of high strength CrMn-austenitic stainless steel. Key Engineering Materials 2013; 554-557: 1967-1975.
- [163] Vass A., Heijne J. Fatigue performance of cut edges. Tata Steel Research, Development & Technology. 2007.
- [164] Howland R.C.J. On the stress in the neighbourhood of a circular hole in a strip under tension. Philosophical Transactions of the Royal Society of London 1930; 229: 49-86.
- [165] Heywood R.B. Designing against fatigue. Chapman and Hall. 1962.
- [166] Neuber H. Theory of stress concentration for shear strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law. Transactions ASME Journal of Applied Mechanics 1961; 28: 544-550.
- [167] Mang F. Investigation into the fatigue strength of specimens of steel with flame-cut holes. Scheweissen und Schneiden 1989; 41: 81-85.