

Tesis Doctoral

Definición de un modelo de  
comportamiento plástico durante la  
estricción para los aceros corrugados de  
alta ductilidad

Autor:

Beatriz Hortigón Fuentes

Director:

Jose María Gallardo Fuentes

Catedrático

Tutor:

Enrique José Nieto García

Profesor titular

Dept. de Mecánica de Madios Continuos y Teoría de Estructuras  
Escuela Politécnica Superior  
Universidad de Sevilla

Sevilla, 2015

*A Beatriz, mi madre*

IN MEMORIAM

*A mis hijos, Beatriz y  
Carlos*

# Agradecimientos

---

En primer lugar mi agradecimiento más sincero a mi director, Jose María Gallardo, por su implicación en esta investigación, sus enseñanzas y su trato afable. Además de maestro, amigo.

A mi tutor, Enrique Nieto. Él me animó a iniciar este trabajo y, en los momentos difíciles, siempre estuvo ahí con palabras de aliento. Mil gracias por haber confiado en mí.

A mis alumnos, Oscar Hernández, Francisco Castillo, María López, Jose Antonio Cabrera, Miguel Angel Calderón y, en especial, a María Angeles Herrera e Isabel Barrientos. Su colaboración, en mayor o menor medida, ha sido imprescindible para que este proyecto llegara a buen puerto.

A SIDERÚRGICA SEVILLANA S.A., ACERINOX ESPAÑA S.A.U.- ROLDÁN S.A. y MUÑOZ y CABRERA S.L., por la aportación totalmente desinteresada de los aceros al carbono, aceros inoxidables y del compuesto BELZONA respectivamente.

A Otilio Fernández, por su diligencia y sus inestimables consejos respecto a los aceros TEMPCORE.

A Juan Manuel Jaramillo, técnico del Taller de Mecanizado de la Escuela Politécnica Superior, y a Jesús Pinto, técnico del Laboratorio de Ciencias de los Materiales de la Escuela Técnica Superior de Ingeniería, por su gran ayuda en la realización de la parte experimental.

Al Centro Andaluz de Metrología (CAM), por su colaboración igualmente en el proceso de experimentación.

A Fernando Mateo, compañero del Departamento del Departamento de Ingeniería del Diseño, por sus aportaciones en el modelado de las barras.

A mis compañeros del Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras de la Escuela Politécnica Superior, en especial a Fernando Fernández Ancio y a Sergio Marcos, por su compañerismo, su ayuda y su ánimo constante.

Por último no quiero olvidarme de mis hijos, Beatriz y Carlos. Sin darse cuenta han sido los principales impulsores de este trabajo y los que me han dado la fuerza necesaria para llegar a la meta.

MUCHAS GRACIAS A TODOS.

*Beatriz Hortigón Fuentes*

*Sevilla, 2015*

# Resumen

---

El factor más influyente en la reducción de la rigidez de las estructuras de hormigón armado se encuentra en la capacidad de deformación anelástica de los aceros utilizados en las armaduras, es decir, en su ductilidad. En esta tesis se aborda el análisis del comportamiento plástico de varios tipos de acero corrugado hasta rotura, estudiando en profundidad las dos fases claramente diferenciadas que experimenta un acero sometido a tracción, evidenciado a nivel de deformaciones, con una primera etapa en la que éstas se traducen en un alargamiento uniforme de la probeta asociado a un estado de tensiones uniaxial, y una segunda en la que dichas deformaciones se concentran en la zona del cuello, pasándose a un complejo estado tensional triaxial.

El conocimiento del comportamiento real de estos aceros hasta su agotamiento resulta de gran interés para un aprovechamiento más óptimo de las estructuras, especialmente en zonas de alto riesgo sísmico. Así mismo, resulta de gran utilidad a la hora de abordar el análisis de patologías estructurales, permitiendo conocer la capacidad de deformación del material antes del colapso y sus tensiones asociadas.

# Abstract

---

The most influential factor in the reduction of the rigidity of reinforced concrete structures is the capacity of plastic strain of steels used in the armor. This thesis deals with the analysis of the plastic behavior of various types of corrugated steel to break, studying in depth the two distinct phases experienced by a steel in tensile test, evidenced at the level of strain, with a first phase in which they translate into a uniform elongation of the specimen associated with a uniaxial state of stress, and a second in which such deformations are concentrated in the area of the neck, passing to a triaxial stress state complex.

Knowledge of the actual behavior of these steels until their exhaustion is of great interest for a more optimal use of structures, especially in areas of high seismic risk. Likewise, it is very useful in dealing with the analysis of structural pathologies, allowing to know the deformation capacity of the material before the collapse and its associated tensions.

<b>Agradecimientos</b>	<b>ix</b>
<b>Resumen</b>	<b>xi</b>
<b>Abstract</b>	<b>xiii</b>
<b>Índice</b>	<b>xv</b>
<b>Notación</b>	<b>xxi</b>
<b>1. Introducción</b>	<b>25</b>
1.1. <i>Planteamiento del problema y objetivos</i>	25
1.2. <i>Metodología de trabajo</i>	28
1.2. <i>Estructura de la memoria</i>	29
<i>Referencias bibliográficas</i>	31
<b>2. Los aceros en las estructuras de hormigón armado</b>	<b>33</b>
2.1. <i>Definición y clasificación general de los aceros</i>	33
2.2. <i>Las armaduras tradicionales de acero al carbono</i>	34
2.2.1. Comportamiento tenso-deformacional	34
2.2.2. Antecedentes	37
2.2.3. Características exigibles a las armaduras de hormigón armado. Evolución de la normativa en España	41
2.2.4. Proceso de fabricación	54
2.3. <i>Las armaduras de acero inoxidable</i>	56
2.3.1. Justificación de su uso. Durabilidad del hormigón armado	56
2.3.2. Tipos, características y aplicaciones	57
2.3.3. Proceso de fabricación y diseño de las barras corrugadas	61
2.3.4. Comportamiento tenso-deformacional	63



2.3.5. Evolución del uso de los aceros inoxidables en las estructuras de hormigón armado	66
<i>Referencias bibliográficas</i>	70
<b>3. Interpretación analítica del ensayo de tracción</b>	<b>73</b>
3.1. <i>Comportamiento tenso-deformacional antes de la estricción</i>	73
3.1.1. Diagrama tensión-deformación real	73
3.1.2. Leyes empíricas de comportamiento elastoplástico. Ecuaciones de Hollomon y Ramberg-Osgood	75
3.2. <i>Comportamiento tenso-deformacional durante la estricción</i>	84
3.2.1. Modelo de comportamiento de Bridgman	84
3.2.1.1. Distribución de deformaciones en el cuello	86
3.2.1.2. Distribución de tensiones en el cuello	88
3.2.2. Evolución de las investigaciones en el campo de la estricción	94
3.2.2.1. Leyes de comportamiento para diferentes materiales. Ajustes del factor de corrección de Bridgman	95
3.2.2.2. Cuello difuso y cuello localizado	100
3.2.2.3. Influencia de otros mecanismos	102
<i>Referencias bibliográficas</i>	105
<b>4. Procedimiento experimental</b>	<b>111</b>
4.1. <i>Materiales ensayados</i>	111
4.2. <i>Ejecución de los ensayos</i>	115
4.2.1. Probetas	115
4.2.2. Equipos de ensayo	116
4.2.3. Procedimiento de ensayo	119
4.2.3.1. Pesado de las probetas	119
4.2.3.2. Marcado de las probetas	121
4.2.3.3. Ejecución de los ensayos	121
4.3. <i>Análisis estadístico de los resultados</i>	124
4.3.1. Tratamiento previo de datos	124
4.3.2. Determinación de los parámetros de la curva tensión-deformación ingenieril	125
4.3.3. Obtención de la curva tensión-deformación real	127
4.4. <i>Zona de endurecimiento plástico hasta estricción</i>	128
4.5. <i>Zona de estricción</i>	128
4.5.1. Tensión axial media-deformación equivalente	128
4.5.1.1. Tratamiento y medición de imágenes	129

4.5.1.2. Obtención de la sección mínima en los aceros corrugados	132
4.5.1.3. Ley de comportamiento	139
4.5.2. Tensión de fluencia-deformación equivalente	140
4.5.2.1. Determinación de la relación $\varepsilon_{equ} - a/R$	140
4.5.2.2. Ley de comportamiento	145
<i>Referencias bibliográficas</i>	147
<b>5. Resultados obtenidos y discusión</b>	<b>149</b>
5.1. <i>Introducción</i>	149
5.2. <i>Resultados experimentales</i>	150
5.2.1. Acero liso 500SD	150
5.2.2. Acero corrugado B500SD	151
5.2.3. Acero corrugado TEMP CORE	152
5.2.4. Acero corrugado AISI 304	154
5.2.5. Acero corrugado Dúplex 2205	156
5.2.6. Comentarios adicionales	158
5.3. <i>Zona de endurecimiento plástico hasta estricción</i>	159
5.3.1. Introducción	159
5.3.2. Acero liso 500SD	159
5.3.2.1. Adecuación al modelo de Hollomon	160
5.3.2.2. Adecuación al modelo de Rasmussen	166
5.3.3. Acero corrugado B500SD	168
5.3.3.1. Adecuación al modelo de Hollomon	168
5.3.3.2. Adecuación al modelo de Rasmussen	171
5.3.4. Acero corrugado TEMP CORE	172
5.3.4.1. Adecuación al modelo de Hollomon	172
5.3.4.2. Adecuación al modelo de Rasmussen	175
5.3.5. Acero corrugado AISI 304	177
5.3.5.1. Adecuación al modelo de Hollomon	177
5.3.5.2. Adecuación al modelo de Rasmussen	180
5.3.6. Acero corrugado Dúplex 2205	181
5.3.6.1. Adecuación al modelo de Hollomon	182
5.3.6.2. Adecuación al modelo de Rasmussen	184
5.4. <i>Discusión del modelo de Hollomon</i>	186
5.5. <i>Discusión del modelo de Rasmussen</i>	189
5.6. <i>El corrugado compuesto por dos materiales</i>	191

5.7. Zona de estricción	194
5.7.1. Introducción	194
5.7.2. $a_{aletas} - A$	195
5.7.3. Acero liso 500SD	197
5.7.3.1. Relación $\varepsilon_{equ} - a/R$	197
5.7.3.2. Tensión de fluencia-deformación equivalente	200
5.7.4. Acero corrugado B500SD	203
5.7.4.1. Relación $\varepsilon_{equ} - a/R$	203
5.7.4.2. Tensión de fluencia-deformación equivalente	207
5.7.5. Acero corrugado AISI 304	210
5.7.5.1. Relación $\varepsilon_{equ} - a/R$	210
5.7.5.2. Tensión de fluencia-deformación equivalente	213
5.7.6. Acero corrugado Dúplex 2205	215
5.7.6.2. Relación $\varepsilon_{equ} - a/R$	215
5.7.6.3. Tensión de fluencia-deformación equivalente	218
5.8. Discusión sobre la relación $\varepsilon_{equ} - a/R$ . Geometría del cuello	219
5.9. Discusión sobre los factores de corrección de Bridgman y La Rosa	220
Referencias bibliográficas	225
<b>6. Modelado y simulación</b>	<b>229</b>
6.1. Consideraciones generales sobre la simulación	229
6.2. Modelado	230
6.2.1. Planteamiento general	230
6.2.2. Elementos SOLID 185 y SOLID 186 de ANSYS	231
6.2.2.1. SOLID 185	232
6.2.2.2. SOLID 186	232
6.2.3. Simplificaciones topológicas del modelo para los corrugados	233
6.2.4. Simulación de la estricción	235
6.3. Mallado	236
6.3.1. Método de mallado	236
6.3.2. Generación de la malla	237
6.4. Condiciones de contorno	239
6.5. Definición del comportamiento de los materiales	239
6.6. Validación de las simulaciones software	241
6.7. Resultados obtenidos	243
6.7.1. Acero liso 500SD	243
6.7.1.1. Tensiones	243

6.7.1.2. Deformaciones	247
6.7.1.3. Comportamiento tenso-deformacional	249
6.7.2. Acero corrugado B500SD	250
6.7.2.1. Tensiones	250
6.7.2.2. Deformaciones	257
6.7.2.3. Comportamiento tenso-deformacional	259
6.7.3. Acero corrugado AISI 304	260
6.7.3.1. Tensiones	260
6.7.3.2. Deformaciones	266
6.7.3.3. Comportamiento tenso-deformacional	268
6.7.4. Acero corrugado Dúplex 2205	269
6.7.4.1. Tensiones	269
6.7.4.2. Deformaciones	275
6.7.4.3. Comportamiento tenso-deformacional	276
<i>Referencias bibliográficas</i>	278
<b>7. Conclusiones y trabajos futuros</b>	<b>279</b>
7.1. Conclusiones	279
7.2. Trabajos futuros	283
<b>Anexo A. Resultados numéricos</b>	<b>285</b>
<b>Anexo B. Cálculo de incertidumbre</b>	<b>287</b>
B.1. Conceptos fundamentales	287
B.2. Procedimiento de estimación de la incertidumbre	289
B.3. Estimación de la incertidumbre aplicada a la tesis	295
B.3.1. Incertidumbre del desplazamiento	295
B.3.2. Incertidumbre de la fuerza aplicada	296
B.3.3. Incertidumbre del peso de las barras	297
B.3.4. Incertidumbre de la tensión axial ingenieril media	297
B.3.5. Incertidumbre de la deformación ingenieril	299
B.3.6. Incertidumbre de la tensión real	300
B.3.7. Incertidumbre de la deformación real	300
<i>Referencias bibliográficas</i>	301
<b>Índice de Figuras</b>	<b>303</b>

# Notación

---

$\bar{\sigma}_z$	Tensión axial media ingenieril
$F$	Fuerza
$A_0$	Área inicial de la sección transversal
$\varepsilon$	Deformación longitudinal unitaria ingenieril
$L_0$	Longitud calibrada inicial
$L'_0$	Longitud inicial entre puntos
$L_t$	Longitud inicial total
$L$	Longitud instantánea
$p$	Masa de la probeta
$E$	Módulo elástico o de Young
$\mu$	Coefficiente de Poisson
$f_y$	Límite elástico ingenieril
$f_{si}$	Punto inferior de fluencia ingenieril
$f_{sh}$	Punto superior de fluencia ingenieril
$f_s$	Carga unitaria de rotura ingenieril
$f_u$	Tensión última ingenieril
$A_{equ}$	Área equivalente
$D_{equ}$	Diámetro equivalente
$D_{nom}$	Diámetro nominal
$f_{yreal}$	Límite elástico real

$f_{ynom}$	Límite elástico nominal
$\epsilon_y$	Deformación o alargamiento unitario en límite elástico ingenieril
$\epsilon_{max}$	Deformación ó alargamiento unitario bajo carga máxima ingenieril
$\epsilon_{u,5}$	Alargamiento de rotura (en 5 diámetros)
$A$	Área instantánea
$\bar{\sigma}_{zreal}$	Tensión axial media real
$\epsilon_{real}$	Deformación longitudinal unitaria real
$f_{sreal}$	Carga unitaria de rotura real
$n$	Coefficiente de endurecimiento por deformación
$V$	Volúmen
$\epsilon_{maxreal}$	Deformación ó alargamiento unitario bajo carga máxima real
$\sigma_z$	Tensión axial
$\sigma_r$	Tensión radial
$\sigma_\theta$	Tensión circunferencial
$\epsilon_z$	Deformación axial
$\epsilon_r$	Deformación radial
$\epsilon_\theta$	Deformación circunferencial
$u_z$	Desplazamiento axial
$u_r$	Desplazamiento radial
$u_\theta$	Deformación circunferencial
$D_0$	Diámetro inicial
$D$	Diámetro instantáneo de la sección mínima
$\epsilon^p$	Deformación plástica efectiva
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensiones principales
$\sigma_f$	Tensión de fluencia ó equivalente
$\rho$	Radio de curvatura de una línea isostática
$R$	Radio de curvatura del perfil del cuello
$\epsilon_{equ}$	Deformación unitaria axial equivalente

$a$	Radio de la sección mínima
$A_{min}$	Área transversal mínima
$d_{aletas}$	Distancia entre aletas
$Z$	Reducción del área transversal

En este trabajo todos los valores de deformación se encuentran expresados en tanto por uno.

# 1. INTRODUCCIÓN

---

*La ductilidad es como la salud: se ignora su existencia hasta que se pierde*

- T.P. Tassios-

## 1.1. Planteamiento del problema y objetivos

A la hora de proyectar una estructura, además de los conceptos básicos a tener en cuenta de *equilibrio*, *resistencia* y *estabilidad* enunciados por Eduardo Torroja [1], en los últimos tiempos están cobrando importancia otras premisas como son la *durabilidad* y la *ductilidad*, definiendo esta última como la capacidad de disipación de energía dentro del rango plástico que posee un material, una sección o una estructura.

Centrándonos en las estructuras de hormigón armado, la ductilidad depende, sobre todo, de decisiones relacionadas con el diseño adoptado, y no del método o herramienta de cálculo utilizados [2]. Dentro de las variables a tener en cuenta en dicho diseño la elección del acero de las armaduras adquiere especial relevancia, dependiendo la ductilidad a nivel de sección prácticamente en su totalidad de la ductilidad del acero empleado.

Esta propiedad es especialmente importante en zonas de alto riesgo sísmico, las cuales demandan una mayor absorción de energía antes del colapso, lo que implica una capacidad superior de deformación que se traduce en un incremento en las exigencias de ductilidad de las armaduras que las forman.

En este ámbito, las sucesivas instrucciones tanto españolas como internacionales, han ido incluyendo mayores exigencias en referencia a los parámetros relacionados



con la ductilidad de los aceros para hormigón armado, lo que ha conllevado la aparición en el mercado de los aceros de “alta ductilidad”, denominados en España aceros SD.

Los parámetros establecidos en la actual instrucción española [3] relativas a ductilidad de las armaduras se encuentran asociados a la zona con deformaciones plásticas homogéneas del diagrama tensión-deformación ingenieril comprendida entre el límite elástico ( $f_y$ ) y la tensión máxima o carga unitaria de rotura ( $f_s$ ), esta última asociada al valor de deformación denominado “alargamiento bajo carga máxima” ( $\epsilon_{\max}$ ). Sobrepasado este punto, inicio de la estricción previa a rotura, la instrucción únicamente determina un valor mínimo del alargamiento de rotura ( $\epsilon_{u,5}$ ), resultante de medir el incremento de una longitud igual a 5 veces el diámetro inicial, procurando que la estricción quede lo más centrada posible.

En esta tesis se realiza un estudio pormenorizado del comportamiento plástico hasta rotura del acero corrugado al carbono más utilizado en la actualidad, el B500SD, realizando una comparativa con un acero similar al B500S, de menor ductilidad, y con aceros lisos de igual límite elástico ( $f_y$ ) y similar composición y proceso de fabricación, lo que permitirá determinar la influencia del diseño de la corruga en el comportamiento de estos aceros.

El trabajo se completa con el estudio de aceros corrugados inoxidables, que están entrando con fuerza en el mercado como alternativa a los aceros al carbono, ya que su gran durabilidad los convierte en un material idóneo en estructuras ubicadas en ambientes agresivos. Concretamente se ha trabajado con el acero AISI 304, un acero con microestructura austenítica, y con el Dúplex 2205, de naturaleza austenoferrítica. Con ello se pretende mejorar el conocimiento sobre el comportamiento de las estructuras de hormigón armado realizadas con estos aceros, sobre los que no existe actualmente en España normativa de obligado cumplimiento. Este material sería idóneo para estructuras de hormigón armado en ambientes agresivos donde se produzca corrosión como, por ejemplo, en puentes sobre el mar.

Además de determinar los parámetros exigidos en la actual instrucción [3], se realiza un análisis exhaustivo del comportamiento plástico de todos los materiales citados, diferenciando la fase de deformación plástica homogénea hasta el punto asociado a la carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) y la fase de estricción o formación del cuello que finaliza con la rotura del material, de la que no existe referente alguno en

la literatura para estos aceros.

En la primera fase se ha realizado una comparativa del comportamiento tensión-deformación real, obtenido mediante las ecuaciones de Nadai [4], con las leyes empíricas planteadas por Hollomon [5] y Rasmussen [6]. La curva de Hollomon se encuentra asociada al valor del coeficiente de endurecimiento  $n$  del material, del que se ha analizado su evolución dividiendo el rango de deformación homogénea en varios intervalos, además de dar un valor para la totalidad de los puntos. Teniendo en cuenta que las investigaciones realizadas a día de hoy presentan valores del parámetro  $n$  únicamente para materiales homogéneos, resulta de interés la aportación de esta tesis en referencia a la determinación de dicho parámetro para corrugados TEMPCORE [7], materiales que presentan una microestructura compuesta por un anillo martensítico exterior y un núcleo de naturaleza ferrítico-perlítica.

En relación ahora a la fase de estricción, tradicionalmente las tensiones y deformaciones reales asociadas a este fenómeno han sido desechadas en la normativa, ya que el diagrama obtenido del ensayo de tracción simple no refleja el complejo estado de tensiones que se originan en el cuello ni las grandes deformaciones localizadas que se producen. Estos datos pueden ser de gran utilidad en las estructuras de hormigón armado, ya que permitirían conocer la ductilidad real máxima del material, tan importante en casos de zonas de alto riesgo sísmico como se ha dicho anteriormente. Así mismo, conocer la ley de comportamiento hasta rotura de estas armaduras sería un dato importante cuando se trata de abordar las patologías estructurales, permitiendo traducir las deformaciones existentes medibles experimentalmente en datos de tensión  $y$ , por tanto, determinar un coeficiente de seguridad real, referenciado a la rotura, de un elemento estructural de hormigón armado. Como consecuencia a lo anterior las decisiones a adoptar en la rehabilitación de estructuras de hormigón armado que presenten patologías podrán ser más acertadas.

Por tanto, otro de los objetivos de esta tesis es la definición del comportamiento de estos aceros durante este fenómeno. Para ello, se ha trabajado con las ecuaciones de Bridgman [8, 9] para probetas de sección circular, que permiten determinar la deformación equivalente ( $\epsilon_{equ}$ ), obtenida a partir de la reducción experimentada en la sección mínima del cuello y la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) asociada, conforme al criterio de plastificación de Von Mises. Investigaciones similares para otros materiales se citan en el capítulo 3, aunque la principal aportación de este trabajo es

el estudio de barras corrugadas, cuya sección no es exactamente circular, lo que ha obligado a definir una metodología experimental y una sistemática de proceso de los datos experimentales que se espera pueda ser de utilidad para investigaciones futuras.

Otro objetivo de esta tesis es la obtención de un modelo software basado en el Método de los Elementos Finitos (MEF) para simular el ensayo de tracción de una probeta corrugada hasta rotura, en los diferentes materiales objeto de estudio. Se ha trabajado con el programa ANSYS hasta obtener modelos que al ser sometidos a los esfuerzos del ensayo de tracción experimental han presentado deformaciones muy similares a las reales. Esto ha permitido completar el análisis de la fase de estricción en las barras de acero corrugado estudiadas, en base a los estados de tensión triaxial extraídos de los modelos software.

## 1.2. Metodología de trabajo

Para realizar el estudio de los cinco aceros analizados se ha seguido la siguiente metodología:

- Primero se ha realizado un amplio trabajo experimental partiendo del ensayo de rotura a tracción, regulado en las normas UNE-EN ISO 6892-1 [10] y UNE-EN ISO 15630-1 [11].
- Posteriormente, y partiendo de los datos resultantes de dichos ensayos, se han aplicado las diferentes teorías relativas al comportamiento plástico de diversos materiales sometidos a rotura por tracción, diferenciando entre la fase plástica previa a la estricción y dicho fenómeno en sí.
- Una vez realizada la comparativa entre las teorías que aparecen en la literatura y los resultados experimentales, se plantea una discusión de los mismos, realizando nuevas propuestas en los casos en los que se ha estimado conveniente.
- Finalmente, se han obtenido los correspondientes modelos software con ANSYS de las diferentes barras de acero corrugado hasta conseguir que los comportamientos en deformación de las diferentes simulaciones de los ensayos de tracción sean muy similares a los obtenidos en la experimentación de laboratorio para los mismos ensayos.

### 1.3. Estructura de la memoria

La presente memoria está distribuida en 7 capítulos. Además de esta introducción, los capítulos 2 y 3 constituyen una recopilación de información relacionada con el trabajo desarrollado. Los capítulos 4, 5 y 6 presentan todo el trabajo de laboratorio desarrollado y los resultados experimentales obtenidos, los modelos software desarrollados y los resultados obtenidos en la simulación con ANSYS del fenómeno de la estricción, así como el análisis del conjunto del trabajo experimental y de simulación software. Finalmente, el capítulo 7 establece las conclusiones a las que se ha llegado, expone las principales aportaciones de la tesis y propone futuras líneas de investigación.

Más concretamente, en el capítulo 2 se describen las características mecánicas, químicas y geométricas de los aceros utilizados en las estructuras de hormigón armado, tanto de los aceros al carbono como de los aceros inoxidables, así como la evolución de ambos materiales a lo largo de la historia.

En el capítulo 3 se exponen las investigaciones experimentales más significativas que se han realizado en el campo de las grandes deformaciones plásticas de los materiales a partir de la ley tensión-deformación obtenida en el ensayo de tracción y se mencionan los modelos propuestos por diferentes autores, algunos de los cuales han sido utilizados como punto de partida para esta investigación.

En el capítulo 4 se describen los materiales utilizados en la tesis así como todo el trabajo realizado en laboratorio y la metodología que se ha seguido posteriormente a nivel de tratamiento, tanto de datos numéricos como de imágenes, necesarios todos ellos para la obtención de los datos finales.

En el capítulo 5 se presentan los resultados obtenidos, con un análisis pormenorizado del comportamiento de cada material, realizando una comparativa entre ellos y planteando la correspondiente discusión respecto a la bibliografía de referencia.

En el capítulo 6 se describen el proceso de modelado, elementos utilizados para la simulación por el método MEF y los criterios de mallado, para exponer posteriormente con detalle los resultados obtenidos. Los modelos software trabajan en estado triaxial de tensiones, en grandes deformaciones y en diferente régimen según la zona del ensayo de tracción simulado. Simular el fenómeno de la estricción implica definir leyes constitutivas plásticas, coherentes con los resultados

extraídos de la experimentación de laboratorio. A la hora de definir los diferentes modelos se ha pretendido conseguir un equilibrio entre la precisión y la operatividad. Se ha buscado que los resultados software de los modelos sean obtenidos con tiempos de computación razonables y sin necesidad de una estación de trabajo.

La tesis se completa con un primer anexo electrónico en el que se incluyen todos los datos numéricos con los que se ha trabajado y un segundo anexo en el que se describe el proceso seguido para el cálculo de la incertidumbre de los resultados.

En cuanto a la bibliografía, se ha estructurado por capítulos, utilizando como referencia para la definición de las citas la norma UNE-ISO 690 [12].

## Referencias Bibliográficas

- [1] TORROJA E. *Razón y ser de los tipos estructurales*. Madrid: CSIC, 1957.
- [2] PEREPÉREZ B. Diseño y ductilidad en las construcciones de hormigón armado. En: *Eduardo Torroja, la vigencia de un legado*. Valencia: SPUPV, 2002, pp. 261-269.
- [3] *Instrucción de hormigón estructural EHE-98*. Madrid: Ministerio de Fomento, 1998.
- [4] NADAI A. *Theory of flow and fracture of solids*. Nueva York: Mc Graw Hill, 1950.
- [5] HOLLOMON J.H. Tensile Deformation. *Transactions of the American Institute of Mining Engineers (AIME)*. 1945, **162**, 268-290. ISSN 0543-5722.
- [6] RASMUSSEN K.J.R. Full-range stress-strain curves for stainless alloys. *Journal of Constructional Steel Research*. 2003, **59**, 47-61. ISSN: 0143-974X.
- [7] MERINO M.C., HIERRO M.P., GALLARDO D. Caracterización de barras corrugadas B-400-S. *Ingeniería Civil*. 1982, **108**, 5-13. ISSN: 0213-8468.
- [8] BRIDGMAN P.W. The stress distribution at the neck of a tension specimen. *Transaction of the American Society for Metals (ASM)*. 1944, **32**, 553-574. ISSN: 0021-8926.
- [9] BRIDGMAN P.W. *Studies in large plastic flow and fracture*. Nueva York: McGraw Hill; 1952.
- [10] UNE-EN-ISO 6892-1: "Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente". Madrid: Aenor, 2010.
- [11] UNE-EN-ISO 15630-1: "Aceros para el armado y el pretensado del hormigón. Métodos de ensayo. Parte 1: Barras, alambres y alambros para hormigón armado". Madrid: Aenor, 2011.
- [12] UNE-ISO 690: "Información y documentación. Directrices para la redacción de referencias bibliográficas y de citas de recurso de información". Madrid: Aenor, 2013.

## 2. LOS ACEROS EN LAS ESTRUCTURAS DE HORMIGÓN ARMADO

---

### 2.1. Definición y clasificación general de los aceros

Se llama acero a la aleación de hierro (Fe) con una pequeña proporción de carbono (C), inferior al 2,1% y que contiene además otros elementos. La norma UNE-EN 10020:2001 [1] clasifica los aceros, según su composición química, en aceros no aleados, aceros inoxidables y otros aceros aleados.

Los aceros no aleados son aquellos en los que el contenido de cualquiera de sus elementos es inferior al valor límite establecido en la Tabla 2-1. Dentro de esta clase se incluyen los aceros no aleados de calidad, que son aquellos a los que se les exige características específicas como tenacidad, tamaño de grano y/o deformabilidad. En este grupo se encuentran los aceros al carbono, en la actualidad los más empleados como armadura para el hormigón en España.

Los aceros inoxidables son aceros que contienen un mínimo de 10,5% de cromo (Cr) y un máximo de 1,2% de carbono (C). Ambos límites son importantes para conseguir una buena resistencia a la corrosión. Algunos tipos de aceros inoxidables contienen además otros elementos aleantes, principalmente níquel (Ni) y molibdeno (Mo).

Por último, los aceros aleados son aquellos en los que, no cumpliendo con la

definición de acero inoxidable, el contenido de al menos uno de sus elementos es igual o superior al valor límite establecido en la Tabla 2-1.

Tabla 2-1. Delimitación de los aceros (colada). UNE-EN 10020:2001

Elemento especificado	Contenido límite (% en masa)	Elemento especificado	Contenido límite (% en masa)
Aluminio (Al)	0,30	Níquel (Ni)	0,30
Boro (B)	0,0008	Plomo (Pb)	0,40
Bismuto (Bi)	0,10	Selenio (Se)	0,10
Cobalto (Co)	0,30	Silicio (Si)	0,60
Cromo (Cr)	0,30	Telurio (Te)	0,10
Cobre (Cu)	0,40	Titanio (Ti)	0,05
Lantánidos (a) (La)	0,10	Vanadio (V)	0,10
Manganeso (Mn)	1,65 (b)	Tungsteno (W)	0,30
Molibdeno (Mo)	0,08	Circonio (Zr)	0,05
Niobio (Nb)	0,06	Otros (c)	0,10

(a) Considerados individualmente

(b) Cuando el manganeso está definido sólo por un máximo el valor límite es 1,80%, y la regla del 70% (cuando sólo está especificado un valor máximo en la norma, a efectos de clasificación, se debe considerar un valor del 70% de dicho valor máximo según la Tabla) no se aplica.

(c) Excepto carbono, fósforo, azufre y nitrógeno.

## 2.2. Las armaduras tradicionales de acero al carbono

### 2.2.1. Comportamiento tenso-deformacional

Tradicionalmente, los parámetros exigidos a las armaduras para hormigón armado de acero al carbono se determinan mediante el diagrama tensión-deformación obtenido del ensayo de rotura a tracción, regulado por las normas UNE-EN ISO 6892-1:2010 [2] y UNE-EN ISO 15630-1:2011 [3].

En la Figura 2-1 se representa un diagrama tensión-deformación convencional o de ingeniería característico de los aceros al carbono laminados en caliente utilizados en las estructuras de hormigón armado. La tensión axial media en la probeta ( $\bar{\sigma}_z$ ) se



calcula mediante la ecuación:

$$\bar{\sigma}_z = \frac{F}{A_0} \quad (1.1)$$

donde  $F$  es la fuerza en cada instante del ensayo y  $A_0$  el área transversal inicial.

La deformación longitudinal unitaria ( $\varepsilon$ ) se obtiene de la siguiente manera:

$$\varepsilon = \frac{(L - L_0)}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (1.2)$$

siendo  $L_0$  la longitud calibrada inicial de la probeta y  $L$  la longitud instantánea en cada momento del ensayo.

Independientemente de la longitud calibrada, la norma [2] aconseja marcar en la probeta una longitud inicial entre puntos ( $L'_0$ ) igual a  $5,65\sqrt{A_0}$ , siendo  $A_0$  el área transversal inicial. Dicha distancia equivale a 5 veces el diámetro inicial en el caso de probetas cilíndricas.

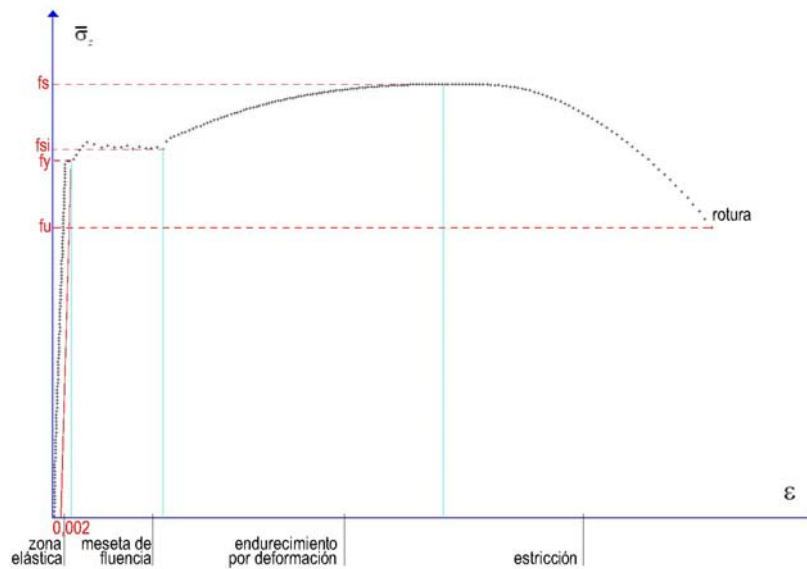


Figura 2-1. Diagrama ingenieril tipo de los aceros laminados en caliente

Este diagrama se puede dividir en cuatro partes claramente diferenciadas:

- *Zona elástica:*

La zona elástica es la parte donde al retirar la carga el material regresa a su forma y tamaño inicial. En esta región se presenta una relación lineal entre la tensión y la deformación y tiene aplicación la ley de Hooke. La pendiente en este tramo es el módulo de Young del material ( $E$ ).

$$E = \frac{\bar{\sigma}_z}{\varepsilon} \quad (1.3)$$

El punto donde la relación entre  $\bar{\sigma}_z$  y  $\varepsilon$  deja de ser lineal se llama límite proporcional. Se le denomina límite elástico convencional ( $f_y$ ) al valor de la tensión donde se considera que termina la zona elástica. Su valor es el resultado de la intersección con la curva de una paralela a la línea que determina el comportamiento elástico partiendo del punto en el eje de abscisas con una deformación del 0,2%.

- *Meseta de fluencia:*

En esta región el material se comporta plásticamente, continúa deformándose bajo una tensión "constante" o fluctúa un poco alrededor de un valor promedio llamado límite de cedencia o punto inferior de fluencia ( $f_{si}$ ).

Esta zona no aparece en todos los materiales, siendo característica de los aceros laminados en caliente.

- *Endurecimiento por deformación:*

Zona en donde el material retoma tensión para seguir deformándose; finaliza en el punto de tensión máxima, llamado carga unitaria de rotura ( $f_s$ ).

Las deformaciones no son recuperables pero sí continúan siendo homogéneas en toda la longitud de la probeta.

- *Estricción:*

Se caracteriza por la aparición del llamado cuello, por donde se producirá la fractura final del material, en el que se concentran todas las deformaciones, entrando el resto de la probeta en descarga elástica.

Sobrepasado el máximo valor de la tensión ( $f_s$ ) y hasta alcanzar la tensión última ( $f_u$ ) la estricción se va haciendo cada vez más visible, hasta la rotura del material.

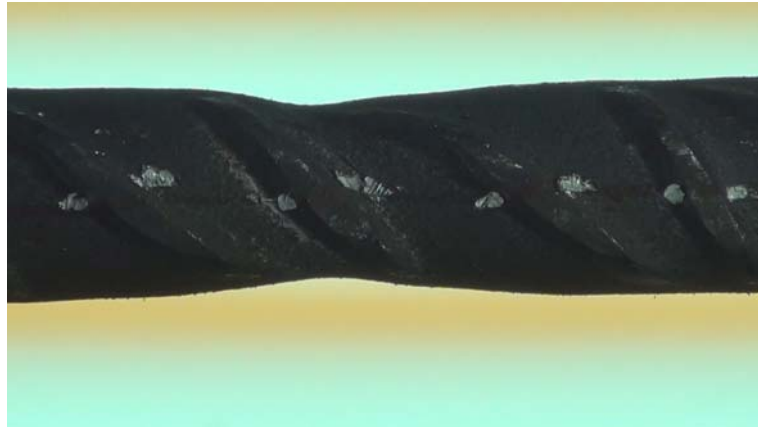


Figura 2-2. Estricción de una probeta de acero corrugado al carbono

### 2.2.2. Antecedentes

Aunque las primeras realizaciones de hormigón estuvieron ligadas a la barca de Lambot y a las jardineras de Monier durante la segunda mitad del siglo XIX, su aplicación en el campo estructural se produjo prácticamente de manera inmediata a finales del mismo siglo y principios del XX, siendo francesas las dos primeras patentes: el sistema Hennebique y el sistema Monier.

El Monier (Figura 2-3) era el sistema más antiguo. Se trataba de un forjado solidario de viguetas y losa. La armadura de las viguetas se componía de dos barras redondas, la más gruesa en la zona de tracción y en la de compresión, ya dentro de la losa, la otra. Las dos barras estaban unidas con alambre a una tercera varilla sinusoidal, a modo de alma.

La armadura de la losa se alojaba en la parte inferior de la misma y estaba formada por dos estratos de varillas paralelas, superpuestas perpendicularmente formando una parrilla.

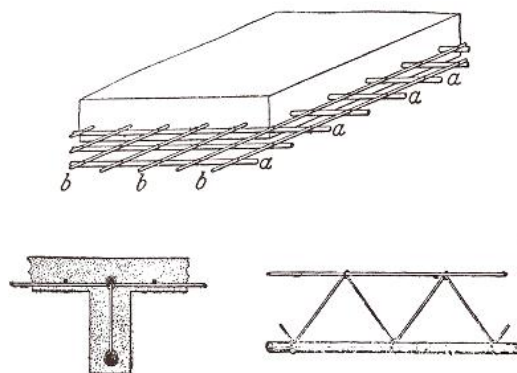


Figura 2-3. Sistema Monier

En el sistema Hennebique (Figura 2-4) las jácenas, vigas o cabios, estaban formadas por un alma de hormigón que abrazaba el tirante, redondo, traccionado. La mayor singularidad del sistema provenía de los estribos de llanta de hierro acabados en forma de cola de carpa que abrazaban los tensores horizontales. Estos estribos absorbían el esfuerzo cortante y solidificaban totalmente el conjunto, para lo cual se encontraban repartidos a lo largo de la viga, pero más espesos conforme se acercaban a los apoyos donde el esfuerzo cortante era mayor.

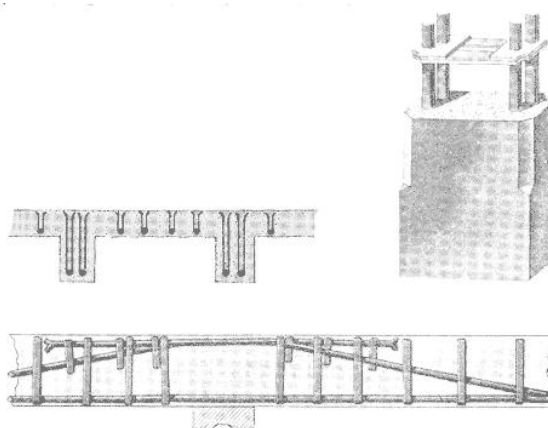


Figura 2-4. Sistema Hennebique

Otros técnicas constructivas utilizadas en España durante esta época fueron los sistemas Blanc, basado en enlazar los hierros del forjado y los que formaban las vigas, Métal Dèployè, usado únicamente en la confección de losas de forjado, y, por último, el sistema Ribera (Figura 2-5), el cual proponía también solidarizar las vigas con el forjado, con la característica singular del uso de tela metálica para unir las armaduras de tracción con las de compresión a lo largo de toda la viga.

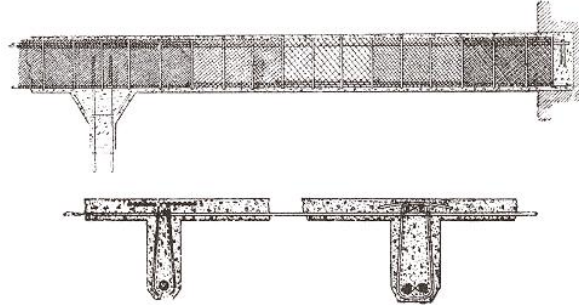


Figura 2-5. Sistema Ribera

Eran tiempos en los que en España no existía ningún tipo de reglamentación al respecto. Mientras que en otros países empezaron a aparecer las primeras normalizaciones durante la primera década del siglo XX, la primera “Norma de Hormigón Armado” en nuestro país fue bastante tardía, no publicándose hasta 1939, siendo redactada por José Eugenio Ribera, creador del sistema constructivo citado anteriormente.

Dicha instrucción fue modificada y completada por varias disposiciones posteriores para, más tarde, ser aprobada con carácter definitivo en 1944. El ámbito normativo de las estructuras de hormigón hasta los años 60 se completa con las “Normas para el cálculo y ejecución de estructuras metálicas, hormigón armado y forjados de ladrillo armado”, publicadas por la Dirección General de la Vivienda en 1941.

Durante estas décadas (años 40 y 50), tanto en España como en Europa los primeros aceros utilizados para las estructuras de hormigón armado eran aceros lisos de calidad ordinaria, con límite elástico entre 240 y 350 MPa. Naturalmente las barras lisas no son tales y la adherencia, siempre que fueran laminadas en

caliente, era satisfactoria para los usos a los que entonces se destinaban. En la Figura 2-6 se muestran las barras que más importancia han tenido históricamente en el desarrollo del producto.

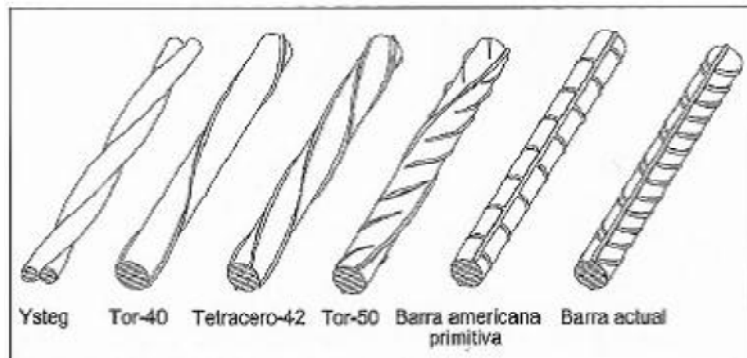


Figura 2-6. Evolución histórica de los aceros corrugados al carbono

Una introducción importante de la alta resistencia con una mejora apreciable de adherencia fue el acero Ysteg, fabricado en Austria y que se obtenía por la torsión de dos barras lisas de calidad ordinaria sometidas a la vez a un proceso de torsión y estirado en frío, lo que elevaba su resistencia a la tracción hasta aproximadamente  $4.100 \text{ Kp/cm}^2$  ( $410 \text{ MPa}$ ) y a su vez mejoraba considerablemente la adherencia.

Una aplicación muy temprana de los aceros laminados o estirados en frío se empezó a fabricar en España en torno a 1950. Son las armaduras denominadas Tetracero, obtenidas simplemente por un proceso de torsión y estirado en frío de barras lisas laminadas en caliente de calidad ordinaria. La torsión orientaba las ovalizaciones y defectos de laminación, desprendía la capa superficial de calamina y en la práctica permitía su uso hasta diámetros de 25 mm inclusive como un acero de alta resistencia, con un límite elástico de entre  $4.000$  y  $5.000 \text{ Kp/cm}^2$  ( $400$  y  $500 \text{ MPa}$ ), y con suficiente adherencia para ese empleo. Sin embargo, por su alta capacidad de deformación, presentaban un grave problema de fisuración en el hormigón, superando el tamaño de fisura el permitido para mantener la durabilidad de las armaduras.

Dicho problema se trató de resolver mediante la fabricación de aceros con ligeros resaltos o corrugas, lo que permitía mejorar la adherencia entre acero y hormigón.

Esto, si bien no evitaba la fisuración de este último, sí que reducía considerablemente el tamaño de las fisuras, evitando así el deterioro de las armaduras. Un acero fabricado en muchos países de Europa y de Centro y Sudamérica fue el Tor-40, con mejoras considerables de resistencia.

Una variante española fue el Tetracero-42, que tenía cuatro nervios en lugar de los dos que presentaba el Tor-40. Este acero se empezó a producir en España en 1961 y tuvo un desarrollo realmente importante hasta que hacia 1967 fue sustituido por el Tor-50, también de origen austriaco, y que fue empleado en toda Europa, con la excepción de los países nórdicos.

### 2.2.3. Características exigibles a las armaduras de hormigón armado. Evolución de la normativa en España

Es en este escenario cuando en España se publica la primera instrucción del hormigón armado de la "era moderna", la EH-68 [4], completada con la EH PRE-72 relativa al hormigón preparado. Previo a estas instrucciones, se redactó la HA-61 [5], impulsada por Eduardo Torroja.

Es en esta instrucción donde por primera vez se incluye el análisis de la zona plástica además de la elástica. Aparece también como novedad el parámetro de "alargamiento repartido en rotura" ( $\epsilon_{u,re}$ ), relacionado con la deformación del acero. Este parámetro consistía en medir el alargamiento sobre una base de diez diámetros a más de cinco diámetros del cuello de estricción y a más de tres diámetros del punto de aplicación de la mordaza.

A nivel de tipos de acero se consideran por primera vez los aceros corrugados estirados en frío ya existentes en el mercado y citados anteriormente, definiéndolos como aceros de alta adherencia y estableciendo para ellos un límite elástico mínimo de 3.600 Kp/cm<sup>2</sup> (360 MPa).

Con la EH-68 [4] se cierra una etapa en que los objetivos de resistencia mecánica y estabilidad presidieron la elaboración de la normativa.

La siguiente instrucción, de 1973 [6], marca un hito en la reglamentación técnica específica sobre la materia. Desde la filosofía de que la EH-68 [4] proporcionaba requisitos suficientes, susceptibles de ser mejorados, para garantizar la seguridad de las obras, se plantea la necesidad de conseguir mayores cotas de calidad para las

mismas, introduciéndose un nuevo título dedicado al control de calidad, que pionero en su género, regula los aspectos correspondientes relativos al proyecto, los materiales y la ejecución.

En cuanto a los aceros se distinguen los de dureza natural (N), los estirados en frío (F) para barras corrugadas y los aceros trefilados (T), utilizados para mallas electrosoldadas y armaduras de viguetas en celosía. El límite elástico oscila entre 4.200 y 6.000 Kp/cm<sup>2</sup> (420 y 600 MPa).

Los aceros de dureza natural (N) se comienzan a fabricar mediante un proceso de laminado en caliente, sin tratamiento posterior, presentando el inconveniente de necesitar procedimientos especiales para su soldadura. En la Figura 2-6 se pueden observar las primitivas barras americanas, que también fueron fabricadas inicialmente en Europa con el mismo procedimiento.

Se establece así mismo por primera vez el ensayo "Beam Test" o "ensayo de la viga" para determinar las características de adherencia, el cual se sigue utilizando en la actualidad. En cuanto a la ductilidad se sustituye el parámetro anterior de "alargamiento repartido en rotura" ( $\epsilon_{u, re}$ ), por la imprecisión de su medida con los pocos medios que existían entonces, por el "alargamiento sobre una base de 5 diámetros" ( $A_5$ ), consistente en medir el alargamiento de una longitud de 5 diámetros procurando que la estricción quede lo más centrada posible, parámetro que también se mantiene en la normativa actual.

De esta manera surgen las sucesivas instrucciones EH-80 [7], EH-82 [8] y EH-88 [9], en las que no se producen cambios sustanciales en cuanto a los aceros, cambiando simplemente su denominación de AE a AEH.

Paralelamente, en el año 1981 se redactan las primeras normas UNE [10, 11, 12] específicas para los aceros de hormigón armado, diferenciando entre barras, alambres y mallas electrosoldadas.

Durante esta década, van desapareciendo poco a poco las barras de acero de dureza natural (N) por barras de acero soldables (S), con un límite en % de carbono equivalente ( $C_{equ}$ ) del 0,52% en producto terminado y un 0,50% en colada, calculado según la siguiente ecuación:

$$\% C_{equ} = \% C + \frac{\% Mn}{6} + \frac{\% Cr + \% Mo + \% V}{5} + \frac{\% Ni + \% Cu}{15} \quad (1.4)$$



Se mantienen los dos tipos de fabricación, según el producto, en frío y en caliente. Este último es el más extendido en la fabricación de barras soldables (S), con un tratamiento térmico posterior que aprovecha el calor de laminación (proceso TEMPCORE), siendo utilizado todavía en la actualidad. En este sistema, la resistencia del acero depende únicamente de su composición química y del proceso de enfriamiento.

Estos aceros soldables se recogen ya en la instrucción EH-91 [13], con resistencias similares a la normativa anterior de 4.100, 5.100 y 6.100 Kp/cm<sup>2</sup> (410, 510 y 610 MPa).

Desde entonces, han sido innumerables los diseños de los aceros corrugados. El tipo de corrugas transversales ha sido hoy prácticamente abandonado en todos los países, pues la experiencia ha demostrado que, aparte de otros pequeños inconvenientes, las barras de este tipo tienen una sensibilidad acusada a fenómenos de fatiga. Para obtener las mejores condiciones de resistencia y adherencia con el menor coste económico posible, se ha tendido al diseño de barras corrugadas en las que todas las secciones transversales tienen el mismo área. Se ha optado por una geometría helicoidal de las nervaduras, las cuales no sólo colaboran en aumentar la adherencia sino que también aumentan el área transversal de la barra.

El área equivalente ( $A_{equ}$ ) se determina mediante la ecuación:

$$A_{equ} = \frac{\pi}{4} D_{equ}^2 \quad (1.5)$$

donde  $D_{equ}$  es el diámetro equivalente, calculado mediante pesaje de la barra y tomando para la densidad del acero el valor de 7,85 gr/cm<sup>3</sup>.

Todas las características químicas, mecánicas, geométricas y ponderales de estas barras se recogen en la norma UNE 36068:94 [14].

En dicha norma desaparecen los aceros de resistencia 600 MPa y se definen únicamente dos tipos de corrugados, B400S y B500S. Esta denominación sigue siendo utilizada actualmente en nuestro país con el siguiente significado:

B	acero para hormigón (del francés <i>béton</i> )
400/500	límite elástico (MPa)
S	acero soldable

Tabla 2-2. Características mecánicas exigibles a las barras de acero corrugado tipo S según UNE 36068:94

Tipo de acero	B400S	B500S
Límite elástico $f_y$ (MPa)	400	500
Carga unitaria de rotura $f_s$ (MPa)	$\geq 440$	$\geq 550$
Alargamiento en 5 diámetros $A_5$	$\geq 0,14$	$\geq 0,12$
Relación $f_s / f_y$	$\geq 1,05$	$\geq 1,05$

Se plantea un diseño orientativo respecto a la geometría de las corrugas, recomendando el cumplimiento de determinadas relaciones geométricas o, en caso contrario, el cumplimiento del ensayo de proyección de corrugas ( $f_R$ ).

Como se observa en la Figura 2-7 las barras poseen un núcleo cilíndrico dividido por las aletas en dos sectores longitudinales. La disposición de las corrugas en ambos sectores es la que determina el tipo de material. Así, en los aceros B400S todas las corrugas presentan la misma inclinación aunque con diferente separación en cada sector (Figura 2-8), mientras que en los B500S en un sector presentan la misma inclinación y uniformemente separadas mientras que en el sector opuesto están agrupadas en series de dos corrugas, de igual separación pero distinta inclinación (Figura 2-9).

El fabricante se identifica mediante el engrosamiento de ciertas corrugas en uno de los sectores de la barra. El comienzo de la identificación y la dirección de lectura se señalan mediante una corruga normal, entre dos engrosadas, situada a la izquierda del observador. A partir de la segunda corruga engrosada del comienzo, se deja un intervalo de siete corrugas normales y se engrosa la octava corruga. Este código es asignado a todas las barras fabricadas en España y Portugal. A continuación sigue la identificación del fabricante según el código asignado en el informe técnico UNE 36811:98 IN/1M [15].

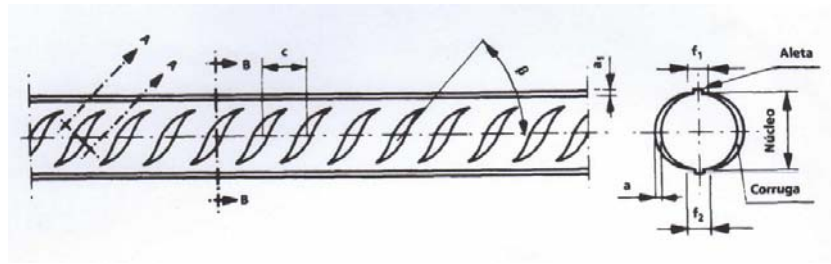


Figura 2-7. Barra con una serie de corrugas y aletas según UNE 36068:94

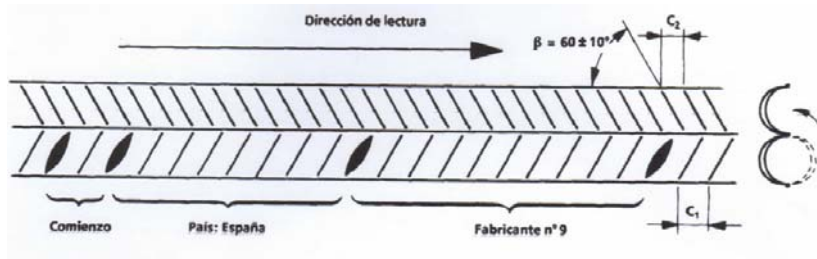


Figura 2-8. Grabado del tipo de acero B400S según UNE 36068:94

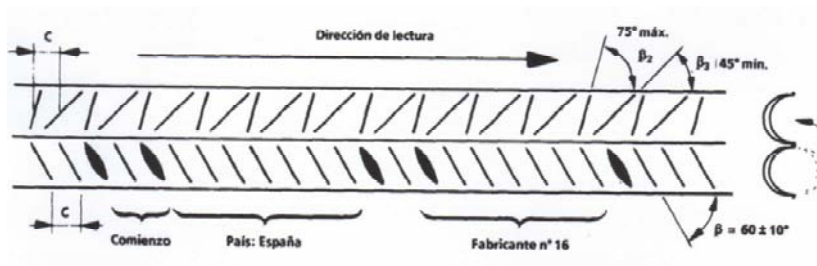


Figura 2-9. Grabado del tipo de acero B500S según UNE 36068:94

Tabla 2-3. Geometría del corrugado según UNE 36068:94

Diámetro nominal (mm)	Altura mínima de corrugas (mm) (a)	Separación de corrugas (b)			Índice de las corrugas ( $f_R$ )
		B400S		B500S	
		C1(c)	C2(c)	C(c)	
6	0,39	5,8	4,2	5,0	0,039
8	0,52	6,6	4,8	5,7	0,045
10	0,65	7,5	5,5	6,5	0,052
12	0,78	8,3	6,1	7,2	0,056
14	0,91	9,7	7,1	8,4	0,056
16	1,04	11,0	8,2	9,6	0,056
20	1,30	13,8	10,2	12,0	0,056
25	1,63	17,3	12,7	15,0	0,056
32	2,08	22,1	16,3	19,2	0,056
40	2,60	27,6	20,4	24,0	0,056

(a) Medida en el centro de la corruga

(b) Tolerancia:  $\pm 15\%$  para diámetros superiores a 8 mm y  $\pm 20\%$  para los diámetros de 6 y 8 mm

(c) C1, C2 y C de acuerdo a las cotas de las Figuras 2-7 a 2-9.

No mucho antes, se redacta la primera normativa europea que rige las estructuras de hormigón armado, el Eurocódigo 2-92, el cual en su parte 1-1 [16] recoge las características de las armaduras pasivas para dichas estructuras. Dicha parte fue inicialmente publicada en nuestro país como norma experimental en 1993, teniendo su versión definitiva en formato de norma UNE en el año 2010 [17].

Dicho Eurocódigo [16] recoge armaduras en barras de entre 400 y 600 MPa y, como novedad más importante, se definen por su *ductilidad*, clasificándolas en tres categorías: A, B y C, conforme a su capacidad de “deformación unitaria característica a fuerza máxima” ( $\epsilon_{uk}$ ).

Tabla 2-4. Características exigibles a las barras de acero corrugado según Eurocódigo 2-92 Parte 1-1:2010

Tipo de acero	A	B	C
Límite elástico $f_y$ (MPa)	entre 400 y 600		
Relación $f_s / f_y$	$\geq 1,05$	$\geq 1,08$	$\geq 1,15 / < 1,35$
Deformación a fuerza máxima $\epsilon_{uk}$ (%)	$\geq 2,5$	$\geq 5,0$	$\geq 7,5$

La siguiente instrucción para estructuras de hormigón armado de obligado cumplimiento en nuestro país es la EHE-98 [18], que recoge los dos tipos de barras corrugadas (B400S y B500S) definidos en la UNE 36068:94 [14], así como las condiciones mecánicas exigibles a las mismas en cuanto a resistencia y deformación. En esta Norma desaparecen los aceros de dureza natural (N) y los estirados en frío (F), así como los de límite elástico de 600 MPa.

El compromiso de que la normativa europea sea referencia en nuestro país implicó la progresiva adaptación de las normas nacionales a la misma. Es así como en el marco de la EHE-98 [18] se redacta con carácter experimental la norma UNE 36065:2000 EX [19], muy similar a la anterior UNE 36068:94 [14] en cuanto a su estructura y directrices, aunque centrándose en los aceros SD (aceros soldables y dúctiles), con 400 y 500 MPa de límite elástico.

Esta norma define por primera vez la ductilidad como la “capacidad de un acero para deformarse plásticamente sin romperse una vez superado su límite elástico”.

Se plantean algunas variantes en cuanto a los parámetros de ductilidad a cumplir para este tipo de aceros en cuanto al ensayo de tracción. A estos efectos, las diferencias más importantes que presentan los aceros SD son la limitación de carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) y límite elástico ( $f_y$ ), no sólo en los valores mínimos, como ocurre en los aceros S, sino también en el rango superior ( $f_{yreal}/f_{ynom}$ ), así como un incremento y limitación del factor de endurecimiento ( $f_s/f_y$ ). Así mismo, aparece ya el parámetro de “alargamiento unitario bajo carga máxima” ( $\epsilon_{max}$ ), recogido en el Eurocódigo ( $\epsilon_{uk}$ ) [16].

El incremento del factor de endurecimiento ( $f_s/f_y$ ) implica una mayor superficie bajo la curva tensión-deformación en el caso de los aceros SD. Desde un punto de

vista energético, esto significa que este tipo de aceros son capaces de absorber más energía al ser sometidos a un esfuerzo de tracción. Este aspecto, unido al aumento de los valores mínimos de alargamiento  $A_5$  y  $\varepsilon_{\max}$ , es lo que garantiza la ductilidad del material. Es importante destacar la evolución en el diseño de la corruga para mejorar la adherencia entre hormigón y acero, evitando así la aparición de grandes fisuras en el hormigón, problema que, como ya se ha comentado anteriormente, surgió con el uso del Tetracero en décadas anteriores.

Tabla 2-5. Características mecánicas exigibles a las barras de acero corrugado SD según UNE 36065:2000 EX

Tipo de acero	B400SD	B500SD
Límite elástico $f_y$ (MPa)	400	500
Carga unitaria de rotura $f_s$ (MPa)	480	575
Relación $f_{yreal}/f_{ynom}$	$\leq 1,20$	$\leq 1,25$
Alargamiento en 5 diámetros $A_5$	$\geq 0,20$	$\geq 0,16$
Alargamiento bajo carga máxima $\varepsilon_{\max}$	$\geq 0,09$	$\geq 0,08$
Relación $f_s/f_y$	$\geq 1,20 / < 1,35$	$\geq 1,15 / < 1,35$

Apoyando estos controles de ductilidad, la norma incluye como novedad la ejecución de ensayos de carga cíclica, con un valor mínimo de 3 ciclos, típico de cargas sísmicas. Así mismo, se incluyen los ensayos de fatiga en el articulado (art. 10.7), mientras que en la UNE EN 36068:94 [14] únicamente se citan en el Anexo A.

Plantea igualmente un diseño orientativo para las corrugas. No se hace referencia al ensayo de proyección de corrugas exigiendo exclusivamente el cumplimiento de las características recogidas en el certificado de adherencia.

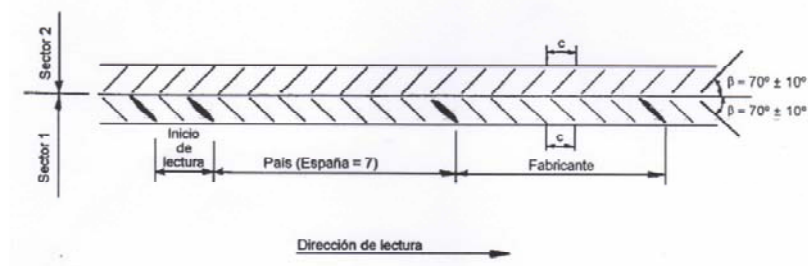


Figura 2-10. Grabado del tipo de acero B400SD según UNE 36065:2000 EX

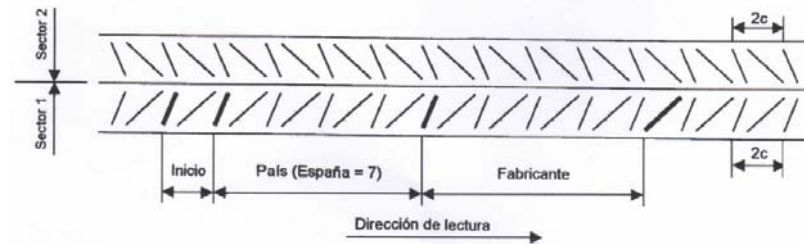


Figura 2-11. Grabado del tipo de acero B500SD según UNE 36065:2000 EX

Los aceros B400SD tienen la misma disposición de corrugas en ambos sectores, todas con idéntica inclinación e igual separación (Figura 2-10). Igualmente, los aceros B500SD poseen la misma distribución de corrugas en ambos sectores, aunque con dos series de igual separación, pero con distinta inclinación (Figura 2-11).

En el año 2006 aparece la UNE EN 10080:2006 [20], versión española de la norma europea EN 10080:2005, en la que se definen las características generales para los aceros en estructuras de hormigón armado.

Al proceder de una versión europea no especifica ningún tipo de acero concreto en base a su límite elástico ( $f_y$ ) o a su ductilidad, dando únicamente como novedad tres tipos de acero para las estructuras de hormigón según su diseño superficial: corrugada, grafilada o lisa.

Respecto a la ductilidad, al igual que el Eurocódigo [16], plantea como únicos parámetros la “deformación unitaria característica a fuerza máxima” ( $\epsilon_{uk}$ ) y el factor de endurecimiento ( $f_s/f_y$ ). Igualmente, no incluye como parámetro de resistencia la carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) incluido en la normativa española.

Los requisitos de adherencia se basan en la geometría superficial o medida de superficie proyectada de corruga ( $f_R$ ) o de grafila ( $f_P$ ). Como alternativa se refiere al ensayo de adherencia o ensayo de la viga.

Como última instrucción de obligado cumplimiento en España, se publica en 2008 la EHE-08 [21], todavía vigente, la cual remite ya como normativa de apoyo a la anteriormente citada UNE EN 10080:2006 [20], recogiendo los tipos de acero corrugado en barra definidos en las normas UNE 36068:94 [14] y 36065:2000 EX [19].

Amplía su ámbito de aplicación a los tres tipos de acero definidos en dicha norma UNE [20]: lisos, corrugados y trefilados.

La actual instrucción asemeja en cuanto a ductilidad los aceros tipo S con los de ductilidad tipo B del Eurocódigo, con un alargamiento total bajo carga máxima ( $\epsilon_{max}$ ) mayor del 5%, aunque reduce el índice de endurecimiento ( $f_s/f_y$ ) de 1,08 a 1,05. Los aceros SD se asimilan a los de categoría C, con un alargamiento total bajo carga máxima ( $\epsilon_{max}$ ) mayor del 7,5%. Respecto al índice de endurecimiento ( $f_s/f_y$ ), los B500SD mantienen el valor establecido en el Eurocódigo de entre 1,15 y 1,35 mientras que para los B400SD se reduce a un intervalo comprendido entre 1,20 y 1,35.



Tabla 2-6. Características mecánicas exigibles a las barras de acero corrugado según EHE-08

Tipo de acero	Aceros S		Aceros SD	
	B400S	B500S	B400SD	B500SD
Límite elástico $f_y$ (MPa)	$\geq 400$	$\geq 500$	$\geq 400$	$\geq 500$
Carga unitaria de rotura $f_s$ (MPa)	$\geq 440$	$\geq 550$	$\geq 480$	$\geq 575$
Relación $f_{yreal}/f_{ynom}$			$\leq 1,20$	$\leq 1,25$
Alargamiento de rotura $\epsilon_{u,s}$	$\geq 0,14$	$\geq 0,12$	$\geq 0,20$	$\geq 0,16$
Alargamiento bajo carga máx. $\epsilon_{max}$	$\geq 0,05$	$\geq 0,05$	$\geq 0,075$	$\geq 0,075$
Relación $f_s/f_y$	$\geq 1,05$	$\geq 1,05$	$\geq 1,20/\leq 1,35$	$\geq 1,15/\leq 1,35$

En cuanto a composición química se recogen las variantes establecidas en la UNE EN 10080:2006 [20], la cual plantea pequeñas variaciones respecto a las UNE españolas. Aparece el cobre (Cu) como componente del acero, permite mayores valores de nitrógeno (N) si existen elementos fijadores del mismo en cantidad suficiente y permite superar el valor máximo de carbono (C) en un 0,03% si el valor del carbono equivalente ( $C_{equ}$ ), calculado según Ec. (1.4), decrece en un 0,02%.

Los porcentajes en masa quedan establecidos de la siguiente manera:

Tabla 2-7. Composición química (% máx. en masa) exigibles a las barras de acero corrugado según EHE-08

Análisis	C(a)	S	P	N(b)	Cu	$C_{equ}$
Colada	0,22	0,050	0,050	0,012	0,80	0,50
Producto	0,24	0,055	0,055	0,014	0,85	0,52

a) Se admite elevar el valor límite de C en un 0,03%, si  $C_{equ}$  se reduce en 0,02%.

b) Se admiten porcentajes mayores de N si existe una cantidad suficiente de elementos fijadores de N.

Respecto a la comprobación de adherencia de las corrugas permite su comprobación mediante el ensayo de la viga o mediante el método de área proyectada de las corrugas ( $f_R$ ) o de las grafilas ( $f_P$ ) en cada caso.

Tras esta instrucción, vigente a día de hoy, en 2011 han sido publicadas nuevas versiones de las normas UNE 36068 [22] y UNE 36065 [23], en las que se continúa con la progresiva adaptación a la normativa europea, actualizada en nuestro país con la anteriormente citada UNE-EN 1992-1-1:2010 [17]. Se incluye para los aceros SD la relación  $f_{yreal}/f_{ynom}$  y se eleva el alargamiento total bajo carga máxima ( $\epsilon_{max}$ ) al 9% para los B400SD y al 8% para los B500SD.

En cuanto al diseño de corrugas, no se produce ningún novedad respecto a los criterios definidos en las versiones anteriores.

A modo de resumen, en la Tabla 2-8 se describe la evolución de la normativa nacional citada para las armaduras de hormigón armado de acero al carbono.

Tabla 2-8. Evolución de la normativa sobre aceros para hormigón armado en España

Normativa de obligado cumplimiento	Normas UNE y otras
Instrucción HA-61 especial para estructuras de hormigón armado	
Instrucción EH-68: Proyecto y ejecución de obras de hormigón en masa o armado	
Instrucción EH-73 para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado	
Instrucción EH-80 para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado	<p>UNE 36088:81: Barras corrugadas de acero para hormigón armado. Barras sin exigencias especiales de soldabilidad</p> <p>UNE 36099:81: Alambre corrugado de acero para hormigón armado</p> <p>UNE 36092:81: Mallas electrosoldadas de acero para hormigón armado</p>
Instrucción EH-82 para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado	
Instrucción EH-88 para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado	
Instrucción EH-91 para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado	<p>UNE 36068:94: Barras de acero corrugado soldable para armaduras de hormigón armado</p> <p>Eurocódigo 2-92: Proyecto de estructuras de hormigón armado</p>
Instrucción de hormigón estructural EHE-98	<p>UNE 36065:2000 EX: Barras corrugadas de acero soldable para armaduras de hormigón armado con especiales características de ductilidad</p> <p>UNE-EN 10080:2006: Acero para el hormigón. Acero soldable para armaduras de hormigón armado. Generalidades</p>
Instrucción de hormigón estructural EHE-08	<p>UNE-EN 1992 1-1:2010: Proyectos de estructuras de hormigón armado. Parte 1-1: Reglas generales y reglas para edificación</p> <p>UNE 36068:2011: Barras corrugadas de acero soldable para armaduras de hormigón armado</p> <p>UNE 36065:2011: Barras corrugadas de acero soldable para armaduras de hormigón armado con especiales características de ductilidad</p>

#### 2.2.4. Proceso de fabricación

La actual normativa, tanto española como europea, deja a elección del fabricante el proceso de fabricación de los aceros para hormigón armado.

La tendencia actual es la fabricación de barras mediante laminación en caliente con posterior tratamiento de enfriamiento controlado o TEMPCORE, citado anteriormente. Según el diseño del tratamiento, finalizado el último acabado, la barra pasa a través de una estación de enfriamiento por agua, la cual temple la zona periférica de la barra a una velocidad suficientemente rápida como para que se origine la martensita. Al final del proceso de templado, la barra tiene un corazón austenítico rodeado por una mezcla de austenita y martensita, aumentando la cantidad de martensita en el sentido de la cara externa de la barra.

Pasada la estación de temple por agua, la barra se expone al aire, donde el gradiente de temperaturas entre el centro caliente y la zona periférica fría empieza a igualarse, siendo ésta la dirección de revenido de la martensita periférica. Durante esta segunda etapa del proceso, la austenita de la cara exterior que no ha transformado, lo hace a bainita, confiriéndole a la barra, un adecuado balance entre resistencia y ductilidad.

La transformación del centro austenítico se produce en esta última etapa. Dependiendo de la composición, temperatura de acabado y modo de templado, el centro puede transformar a ferrita y perlita. Al final se va a tener una gama de estructuras a lo largo del radio de la barra, que van desde la martensita templada y revenida en el borde exterior a una región central esencialmente ferrítico-perlítica, con una zona de transición predominantemente bainítica.

Según el espesor del anillo martensítico, zona más oscura de la probeta (Figura 2-12), el acero tendrá diferente resistencia y ductilidad. Un mayor porcentaje de martensita aumenta la resistencia del material mientras que el porcentaje de bainita o ferrita/perlita contribuye a mejorar la ductilidad del mismo. Por tanto, una barra B400SD tendrá un espesor de anillo martensítico menor que el de una barra B500SD y, por tanto, mayor ductilidad.



Figura 2-12. Barras de acero corrugado preparadas para una observación microscópica

Desde un punto de vista químico, a pesar de no observarse en la EHE-08 [21] diferencias en los rangos establecidos para ambos aceros, el acero SD lleva añadido durante el proceso de fusión una mayor concentración de silicio (Si) y manganeso (Mn), elementos que forman solución sólida en la estructura del material, lo que significa una mayor resistencia, especialmente en lo que se refiere al límite elástico, para el mismo tratamiento térmico. El manganeso (Mn) mejora la templabilidad, lo que permite aumentar el espesor de la capa templada, mientras que en el núcleo dúctil incrementa el contenido de perlita.

Por otro lado, estos aceros contienen así mismo, un menor contenido en cromo (Cr) o molibdeno (Mo), elementos que producen durante el proceso de fabricación una precipitación de carburos que incrementan el límite elástico, pero que pueden limitar la ductilidad.

## 2.3. Las armaduras de acero inoxidable

### 2.3.1. Justificación de su uso. Durabilidad del hormigón armado

El empleo de acero inoxidable en construcción ha venido ganando relevancia como sustituto del acero al carbono convencional en el armado del hormigón, en aquellos casos en los que las condiciones de servicio presentan un riesgo de corrosión elevado, riesgo que se acentúa si el material ha de trabajar en presencia de altas concentraciones de ion cloruro (ambientes marinos, sales utilizadas para el deshielo, etc.).



Figura 2-13. Corrosión de armaduras de acero al carbono en un edificio próximo a la costa

Las armaduras de acero inoxidable han despertado una gran interés por su elevada resistencia a la corrosión. Las propiedades de autoregeneración de su capa pasiva y su mínimo trabajo de mantenimiento lo convierten en una alternativa muy atractiva para la fabricación de estructuras de hormigón armado en ambientes corrosivos.

Demostrado el hecho de que el aumento de coste inicial de la estructura debido al empleo de acero inoxidable se ve ampliamente compensado, a largo plazo, por el ahorro que supone la disminución de operaciones de control y reparación de la estructura a lo largo de su vida, en la pasada década ha comenzado a ser habitual el uso de barras corrugadas de acero inoxidable como refuerzo de las estructuras de hormigón expuestas a altas concentraciones de ión cloruro.

### 2.3.2. Tipos, características y aplicaciones

Conforme a la clasificación establecida en la UNE-EN 10020:2001 [1] (véase Tabla 2-1), los aceros inoxidables son aquellos que contienen, al menos, un 10,5% de cromo (Cr) y un máximo del 1,2% de carbono (C). El alto contenido en cromo (Cr), y en su caso molibdeno (Mo), les confieren una buena resistencia a los ataques puntuales de la atmósfera (ambiente interior, rural, urbano, industrial o marino).

La vigente norma española UNE-EN 10088 [24, 25, 26, 27,28], en sus cinco partes, es la que determina todas las características de los aceros inoxidables clasificándolos según sus propiedades principales en aceros resistentes a la corrosión, aceros refractarios y aceros resistentes a la fluencia.

En Europa, la designación numérica de estos aceros se hace en función de sus aleantes:

*Aceros resistentes a la corrosión (para uso estructural):*

- 1.40xx: con <2,5% de níquel (Ni), sin molibdeno (Mo) y sin adiciones especiales (niobio (Nb) y titanio (Ti))
- 1.41xx: con <2,5% de níquel (Ni), con molibdeno (Mo) y sin adiciones especiales.
- 1.43xx: con  $\geq 2,5\%$  de níquel (Ni), sin molibdeno (Mo) y sin adiciones especiales
- 1.44xx: con  $\geq 2,5\%$  de níquel (Ni), con molibdeno (Mo) y sin adiciones especiales.
- 1.45xx y 1.46xx: con adiciones especiales (titanio (Ti), niobio (Nb) o cobre (Cu)).

*Aceros refractarios:*

- 1.47xx: con <2,5% de níquel (Ni).
- 1.48xx: con  $\geq$ 2,5% de níquel (Ni).

*Aceros resistentes a la fluencia:*

- 1.49xx

La norma da también una designación simbólica basada en su composición:

**X:** en la denominación EN, X simboliza el carácter de acero aleado, inoxidable u otros, donde el contenido medio de aleación de al menos un elemento está por encima de 5%.

**Primer número después de la X:** el primer número representa el porcentaje del contenido en carbono (C) multiplicado por 100.

**Letras:** las letras que siguen son los símbolos de los elementos de aleación más importantes, cromo (Cr) y níquel (Ni), en orden de contenido descendente.

**Números separados por un guion:** estos números dan un porcentaje aproximado de los principales elementos de aleación citados.

Así, por ejemplo, un acero con número EN 1.4301 tiene una denominación X5CrNi18-10, lo que indica un porcentaje en masa de 0,05% de Carbono (C), un 18% de cromo (Cr) y un 10% de níquel (Ni).

A cada nombre (designación simbólica) de acero inoxidable le corresponde una única numeración (designación numérica). En la Tabla 2-9 se muestran las designaciones establecidas varias normas internacionales para grados equivalentes de acero inoxidable.



Tabla 2-9. Correspondencia entre designaciones de acero inoxidable

EN (10088)	Inglaterra BSI	EE UU (AISI)	EN (simb)(10088)	Suecia SIS	Francia AENOR
1.4005	416S21	416	X12CrS13		Z 11 CF 13
1.4006	410S21	410	X10Cr13		Z 10 C 13
1.4016	430S17	430	X6Cr17		Z 8 C 17
1.4021	420S37	420	X20Cr13		Z 20 C 13
1.4301	304S31	304	X5CrNi18-10	2333	Z 6 CN 18-09
1.4303	305S19	305	X5CrNi18-12		
1.4305	303S31	303	X10CrNiS18-9	2346	
1.4306		304L	X2CrNi19-11	2352	Z 2 CN 18-10
1.4307	304S11	304L		2352	
1.4310	301S21	301	X12CrNi17-7	2331	
1.4311	304S61	304LN	X2CrNiN18-10	2371	Z 2 CN 18-10 Az
1.4372		201			
1.4401	316S31	316	X5CrNiMo17-12-2	2347	Z 6 CND 17-11
1.4404	316S11	316L	X2CrNiMo17-13-2	2348	Z 2 CND 17-12
1.4406	316S61	316LN	X2CrNiMoN17-12-2		Z 2 CND 17-12 Az
1.4432	316S13	316L		2353	
1.4435	316S13	316L	XCrNiMo18-14-3	2353	Z 2 CND 17-13
1.4436	316S33	316	X5CrNiMo17-13-3	2343	
1.4438	317S12	317L		2367	
1.4439			X2CrNiMoN17-13-5		
1.4462	Duplex 2205		X2CrNiMoN22-5-3		Z 2 CND 22-5 Az
1.4541	321S31	321	X6CrNiTi18-10	2337	Z 6 CNT 18-10
1.4550	347S31	347	X6CrNiNb18-10	2338	
1.4563			X1NiCrMoCu31-27-4	2584	
1.4567	394S17	304Cu			
1.4571	320S31	316Ti	X6CrNoMoTi17-12-2	2350	Z 6 CNDT 17-12
1.4539	904S13		X1CrNiMoCuN25-20-5	2562	Z 1 CNDU 25-20
1.4547				2378	
1.4529			X1NiCrMoCuN25-20-6		

Atendiendo a su microestructura, los aceros inoxidable se clasifican en cinco tipos: ferríticos, martensíticos, endurecibles por precipitación, austeníticos y austenoferríticos ó dúplex.

Los austeníticos y los dúplex son los aceros inoxidable que tienen aplicaciones estructurales, como perfiles laminados o armaduras, ya que combinan una excelente resistencia a la corrosión con unas adecuadas propiedades mecánicas, al poseer un bajo contenido en carbono (C) y por estar aleados con nitrógeno (N), elemento que aumenta su resistencia mecánica, especialmente el límite elástico.

Los aceros austeníticos contienen más de un 6% de níquel (Ni), entre el 16 y el 20% de cromo (Cr) y una concentración de carbono (C) del 0,3%, como máximo. Tienen buena resistencia mecánica, incluso a bajas temperaturas, y al calor, son dúctiles y fácilmente soldables. Por deformación en frío pueden endurecerse hasta alcanzar altas resistencias mecánicas, pasando su estructura a contener martensita.

Tabla 2-10. Composición química de los aceros estructurales más usuales según UNE-EN 10088-2

Grado	Contenido de los elementos de la aleación (valor máximo o rango permitidos) (%)					
	C	Cr	Ni	Mo	Otros	
Aceros inoxidable Austeníticos	1.4301	0,07	17,5-19,5	8,0-10,5		
	1.4307	0,03	17,5-19,5	8,0-10,5		
	1.4401	0,07	16,5-18,5	10,0-13,0	2,0-2,5	
	1.4404	0,03	16,5-18,5	10,0-13,0	2,0-2,5	
	1.4541	0,08	17,0-19,0	9,0-12,0		Ti: 5xC-0,7(a)
	1.4571	0,06	16,5-18,5	10,5-13,5	2,0-2,5	Ti: 5xC-0,7(a)
	1.4318	0,03	16,5-18,5	6,0-8,0		N: 0,1-0,2
Aceros dúplex	1.4362	0,03	22,0-24,0	3,5-5,5	0,1-0,6	N: 0,05-0,2
	1.4452	0,03	21,0-23,0	4,5-6,5	2,5-3,5	N: 0,1-0,22

- a) Se añade titanio para estabilizar el carbono y mejorar así el comportamiento frente a corrosión en la zona afectada por el calor en las soldaduras. Sin embargo, excepto para la construcción pesada, el empleo de titanio para estabilizar aceros austeníticos ha sido sustituido por la disponibilidad ya existente de los grados de bajo contenido en carbono 1.4307 y 1.4404.

Los aceros austenoferríticos o dúplex tienen una estructura bifásica de ferrita (entre el 30 y el 50%) y austenita. Contienen entre el 15,5% y el 28% de cromo (Cr), menos del 8% de níquel (Ni), entre el 0,1% y el 4% de molibdeno (Mo) y normalmente un 0,03% de carbono (C). Las propiedades de resistencia mecánica de los aceros dúplex son más elevadas que las de los aceros austeníticos y precisan, por tanto, una mayor energía de deformación para la deformación en frío. También poseen una buena resistencia a la corrosión.

Los grados más utilizados, referidos generalmente como grados austeníticos estándares, son el 1.4301 (AISI 304) y 1.4401 (AISI 316). Estos aceros contienen entre un 17-18% de cromo (Cr) y un 8-11% de níquel (Ni). El grado 1.4301 es adecuado en ambientes rurales, urbanos y ligeramente industriales, mientras que el 1.4401 es un grado más aleado y por tanto recomendable en ambientes marinos e industriales, gracias a su ley en molibdeno (Mo) del 2%.

Quizá el avance más significativo en los últimos años en el sector de la construcción ha sido la utilización de los aceros inoxidable dúplex para aplicaciones estructurales, ya que ofrecen resistencias mecánicas más elevadas que los austeníticos y similares cualidades frente a la corrosión.

### 2.3.3. Proceso de fabricación y diseño de las barras corrugadas

Las armaduras de acero inoxidable se fabrican mediante laminación en caliente o en frío. Normalmente se utiliza el primer procedimiento para los diámetros de barra mayores (de 14 a 50 mm) y el segundo para los menores (de 3 a 14 mm) por la mayor precisión que proporciona en las dimensiones. Ambos procesos comienzan con una laminación en caliente, sufriendo el producto en frío una segunda laminación a temperatura ambiente para finalizar la reducción del diámetro.

Las barras laminadas en frío fabricadas por la empresa Roldán S.A., objeto de análisis en esta tesis, siguen el diseño establecido en la ya derogada UNE 36067:94 [29] para los aceros trefilados. Las barras se presentan divididas en tres sectores iguales con corrugas paralelas separadas entre sí la misma distancia en todos ellos.

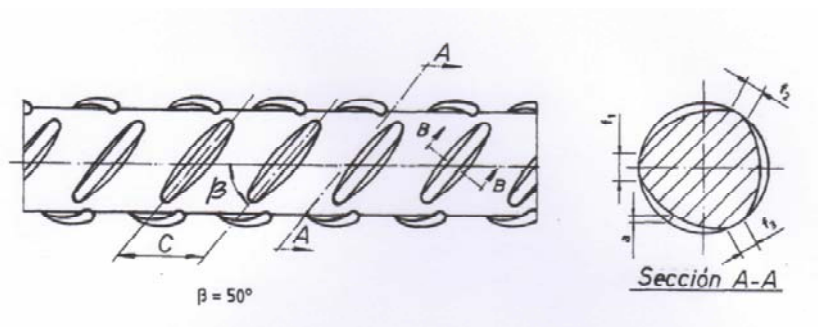


Figura 2-14. Geometría de los aceros inoxidables trefilados según UNE 36067:94

Las laminadas en caliente tienen dos filas de corrugas dispuestas en paralelo, al igual que los aceros al carbono. El código de identificación del fabricante y el país de origen mediante el regresado de las corrugas es idéntico al que se hace en las barras tradicionales.



Figura 2-15. Diseño de corrugas para barras de acero inoxidable laminadas en frío (izquierda) y laminadas en caliente (centro y derecha)

### 2.3.4. Comportamiento tenso-deformacional

El comportamiento tensión-deformación del acero inoxidable difiere del comportamiento del acero al carbono en varios aspectos. La diferencia más importante reside en la forma de la curva. Mientras el acero al carbono exhibe un comportamiento elástico sensiblemente lineal hasta su límite elástico ( $f_y$ ) y una zona plana de cedencia antes del endurecimiento por deformación (en el caso de laminación en caliente), el acero inoxidable convencional (independientemente de que sea laminado en frío o en caliente) no presenta escalón de cedencia, y se caracteriza por la no linealidad de su ecuación constitutiva, incluso a bajos niveles de tensión, así como una pronunciada respuesta al trabajo en frío. De hecho, el límite elástico de estos aceros no está bien definido, debiéndose asociar al 0,2% de su deformación.

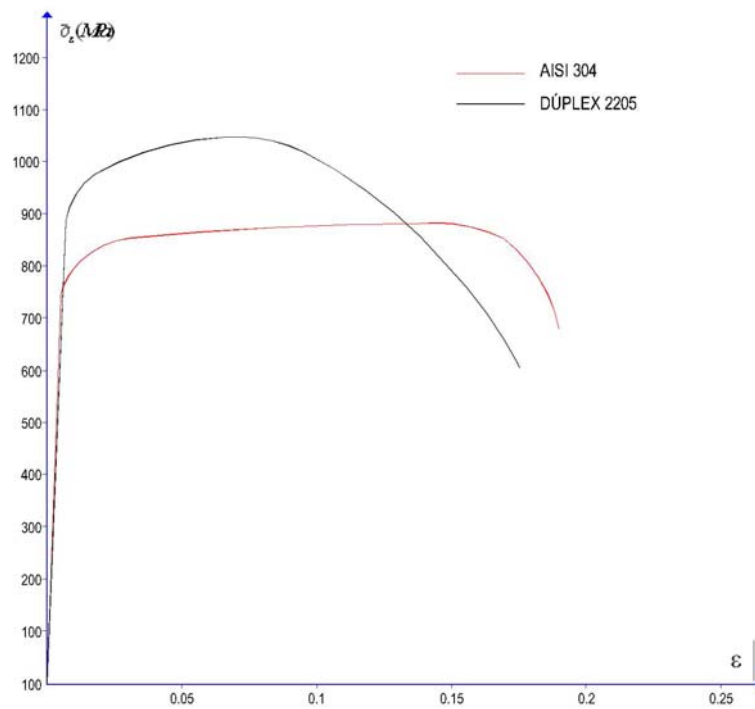


Figura 2-16. Diagramas ingenieriles tipo para los aceros AISI 304 y Dúplex 2205 estudiados

Por otro lado, el diagrama tensión-deformación difiere sobremanera según el tipo de acero, como se podrá comprobar posteriormente en la exposición de los resultados experimentales obtenidos en esta tesis (véase Figura 2-16).

La norma UNE-EN 10088-3:2008 [26] establece los parámetros de resistencia y ductilidad a determinar en el ensayo de rotura a tracción para los diferentes tipos de aceros inoxidables, los cuales se reducen al límite elástico ( $f_y$ ) al 0,2%, aconsejando dar también el valor de tensión para el 1% de deformación en los aceros austeníticos, carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) y alargamiento unitario bajo carga máxima ( $\epsilon_{\max}$ ).

Los niveles de resistencia de los aceros austeníticos y dúplex aumentan con el trabajo en frío. Asociada a esta mejora de los niveles de resistencia se produce una reducción de la ductilidad, aunque generalmente tiene poca consecuencia gracias a los altos valores iniciales alcanzados, especialmente para los aceros austeníticos.

Tabla 2-11. Propiedades mecánicas de los aceros inoxidable estructurales más usuales según UNE-EN 10088-3

	Grado	Producto	Espesor máx. (mm)	$f_y$ (b) al 0,2% (MPa)	$f_s$ (MPa)	$\epsilon_{\max}$
Aceros inoxidables austeníticos básicos de cromo y níquel	1.4301	C	8	230	540-750	45 (c)
		H	13,5	210	520-720	45 (c)
		P	75	210	520-720	45
	1.4307	C	8	220	520-700	45
		H	13,5	200	520-700	45
		P	75	200	500-700	45
Aceros inoxidables austeníticos de molibdeno, cromo y níquel	1.4401	C	8	240	530-680	40
		H	13,5	220	530-680	40
		P	75	220	520-670	45
	1.4404	C	8	240	530-680	40
		H	13,5	220	530-680	40
		P	75	220	520-670	45
Aceros inoxidables austeníticos estabilizados	1.4541	C	8	220	520-720	40
		H	13,5	200	520-720	40
		P	75	200	500-700	40
	1.4571	C	8	240	540-690	40
		H	13,5	220	540-690	40
		P	75	220	520-670	40
Aceros inoxidables austeníticos bajos en carbono, altos en nitrógeno	1.4318	C	8	350	650-850	35
		H	13,5	330	650-850	35
		P	75	330	630-830	45
Aceros inoxidables dúplex	1.4362	C	8	450	650-850	20
		H	13,5	400	650-850	20
		P	75	400	630-800	25
	1.4462	C	8	500	700-950	20
		H	13,5	460	700-950	25
		P	75	460	640-840	25

- a) C = fleje laminado en frío, H = fleje laminado en caliente, P = chapa laminada en caliente.  
 b) Propiedades transversales.  
 c) Para material más estirado, los valores mínimos son un 5% más bajos.

### 2.3.5. Evolución del uso de los aceros inoxidable en las estructuras de hormigón armado

El primer uso del armado de acero inoxidable fue en 1941 en el embarcadero de Progreso, en el Golfo de México. En la estructura se utilizó un acero equivalente al grado EN 1.4301 (AISI 304), con un 8% de níquel (Ni), para armar los arcos del embarcadero, que se extiende 2 km mar adentro. Aún hoy, la estructura está en perfecto estado de uso, sin necesidad de reparaciones significativas, mientras que un segundo embarcadero construido a su lado en 1969, con armado de acero al carbono, ha desaparecido casi por completo.



Figura 2-17. Embarcadero de Progreso, Yucatán (Méjico)

Durante los 40 años siguientes no hay otros usos significativos y documentados de armaduras de acero inoxidable.

En la década de los 80 comienza a utilizarse el corrugado de acero inoxidable en edificaciones de hormigón armado, apareciendo en Reino Unido la primera normativa reguladora, la BS 6744:1986 [30], que recomendaba la utilización del grado 304 para uso general y el 316 para los casos de corrosión por picadura. Esta norma fue actualizada en 2001 y, posteriormente, en 2009 [31].

En Estados Unidos, la normativa en vigor es la A955/A995M-09 [32], que incluye los grados AISI 304, 316 LN, 316 LN y el UN S 31803. Citar también la norma



australiana y neozelandesa, AS/NZS 4673:2001 [33] y la sudafricana SABS 0162-4:1997 [34].

Actualmente en nuestro país no existe normativa de obligado cumplimiento que regule la utilización de los aceros inoxidables en estructuras de hormigón armado. Como única norma de referencia en vigor se encuentra la ya citada UNE-EN 10088 [24, 25, 26, 27,28], versión española de la norma europea UNE EN 10088.



Figura 2-18. Tsing Ma Bridge (Hong Kong)

En la actualidad, uno de los usos del corrugado de acero inoxidable cada vez más habitual se halla en el proyecto de puentes, ya que un incremento del 10% en el coste inicial en la construcción de un puente de hormigón estructural con armaduras inoxidables puede elevar a más de 120 años la vida útil en servicio en zonas costeras, altamente corrosivas [35]. La experiencia en el uso del acero inoxidable en puentes y pasarelas va en aumento, no sólo en España, sino a nivel internacional. En la publicación de Baddo y Kosmac [36] se pueden encontrar 20 puentes construidos con acero inoxidable desde el año 1999 al año 2011, lo cual son cifras pequeñas, pero ya significativas. A este respecto, hay que señalar que, en el año 2003, se realizó la sustitución de los tirantes de un puente arco ferroviario de

tablero colgado en Kungälv, Suecia, con acero inoxidable Dúplex 1.4462.. Esta publicación también se refiere al recubrimiento usado en el puente colgante de Tsing Ma Bridge de Hong Kong, siendo éste un puente usado tanto para el tráfico rodado como para el ferroviario. También en Hong Kong se ha utilizado el acero inoxidable dúplex para realizar las torres de puente colgante de Stonecutters, pues su altura superior a 120 m dificultaría el mantenimiento posterior. Por tanto, si bien es cierto que no se ha encontrado un puente ferroviario íntegramente construido con acero inoxidable, también es cierto que este material se ha usado ya como parte integrante en este tipo de puentes.

Algunos ejemplos de puentes construidos con armaduras de acero inoxidable en España son: el puente Pedro Arrupe (2003), que une el museo Guggenheim con la Universidad de Deusto en Bilbao, el puente de la autopista de Cala Galdana en la isla de Menorca (2005) y el puente del Tercer Milenio sobre el río Ebro en Zaragoza (2008), todos construidos con acero dúplex.



Figura 2-19. Puente Pedro Arrupe (Bilbao)

Las armaduras de acero inoxidable se utilizan, ya en casos más concretos, como elementos ligeros que han de tener un espesor de hormigón pequeño, elementos especialmente sensibles y expuestos como los balcones y voladizos de edificios situados en ambientes marinos frente a la costa, estructuras para piscinas cubiertas, rehabilitación de estructuras dañadas que no permiten aumentar los espesores de los recubrimientos, elementos situados a gran altura, como por ejemplo, cúpulas de edificios singulares, donde evitar gastos de inspección y mantenimiento supone un gran ahorro, como las cúpulas de la Sagrada Familia de Barcelona.

## Referencias Bibliográficas

- [1] UNE-EN 10020:2001 "Definición y clasificación de los tipos de acero". Madrid: Aenor, 2001.
- [2] UNE-EN 6892-1:2010 "Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente". Madrid: Aenor, 2010.
- [3] UNE-EN ISO 15630-1:2011 "Aceros para el armado y el pretensado del hormigón. métodos de ensayo. Parte 1: Barras, alambres y alambres para hormigón armado". Madrid: Aenor, 2011.
- [4] EH-68: Proyecto y ejecución de obras de hormigón en masa o armado. Madrid: Ministerio de Obras Públicas, 1968.
- [5] Instrucción HA-61 especial para estructuras de hormigón armado. Madrid: Instituto Eduardo Torroja, 1961.
- [6] Instrucción EH-73 para el proyecto y ejecución de obras de hormigón en masa o armado. Madrid: Ministerio de Obras Públicas, 1973.
- [7] Instrucción EH-80 para el proyecto y ejecución de obras de hormigón en masa o armado. Madrid: Ministerio de Obras Públicas y Urbanismo, 1980.
- [8] Instrucción EH-82 para el proyecto y ejecución de obras de hormigón en masa o armado. Madrid: Ministerio de Fomento, 1982.
- [9] Instrucción EH-88 para el proyecto y ejecución de obras de hormigón en masa o armado. Madrid: Ministerio de Fomento, 1988.
- [10] UNE 36088:81 "Barras corrugadas de acero para hormigón armado. Barras sin exigencias especiales de soldabilidad". Madrid: Aenor, 1981.
- [11] UNE 36099:81 "Alambre corrugado de acero para hormigón armado". Madrid: Aenor, 1981.
- [12] UNE 36092:81 "Mallas electrosoldadas de acero para hormigón armado". Madrid: Aenor, 1981.
- [13] Instrucción EH-91 para el proyecto y ejecución de obras de hormigón en masa o armado. Madrid: Ministerio de Fomento, 1991.
- [14] UNE 36068:94 "Barras de acero corrugado soldable para armaduras de hormigón"

*armado*". Madrid: Aenor, 1994.

[15] UNE 36811:98 "*Barras corrugadas de acero para armaduras de hormigón armado. Códigos de identificación del fabricante*". Madrid: Aenor, 1998.

[16] Eurocódigo 2-92 "*Proyecto de estructuras de hormigón armado. Parte 1-1: Reglas generales y reglas de edificación*". Bruselas: Comité Europeo de Normalización (CEN), 1992.

[17] UNE-EN 1992 1-1: 2010 "*Proyectos de estructuras de hormigón. Parte 1-1: Reglas generales y reglas para edificación*". Madrid: Aenor, 2010.

[18] *Instrucción de hormigón estructural EHE-98*. Madrid: Ministerio de Fomento, 1998.

[19] UNE 36065:2000 EX "*Barras corrugadas de acero soldable para armaduras de hormigón armado con especiales características de ductilidad*". Madrid: Aenor, 2000.

[20] UNE-EN 10080:2006 "*Acero para el hormigón armado. Acero soldable para armaduras de hormigón armado. Generalidades*". Madrid: Aenor, 2006.

[21] *Instrucción de hormigón estructural EHE-08*. Madrid: Ministerio de Fomento, 2008.

[22] UNE 36068:2011 "*Barras corrugadas de acero soldable para armaduras de hormigón armado*". Madrid: Aenor, 2011.

[23] UNE 36065:2011 "*Barras corrugadas de acero soldable con características especiales de ductilidad para armaduras de hormigón armado*". Madrid: Aenor, 2011.

[24] UNE-EN 10088-1:2006 "*Aceros inoxidables. Relación de aceros inoxidables*". Madrid: Aenor, 2006.

[25] UNE-EN 10088-2:2008 "*Condiciones técnicas de suministro para chapas y bandas de acero resistentes a la corrosión para usos generales*". Madrid: Aenor, 2008.

[26] UNE-EN 10088-3:2008 "*Condiciones técnicas de suministro para productos semi-acabados, barras, alambón, alambre, perfiles y productos calibrados de aceros resistentes a la corrosión para usos generales*". Madrid: Aenor, 2008.

[27] UNE-EN 10088-4:2010 "*Condiciones técnicas de suministro para chapas y bandas de acero resistentes a la corrosión para usos en construcción*". Madrid: Aenor, 2010.

[28] UNE-EN 1008-5:2010 "*Condiciones técnicas de suministro para barras, alambón,*

*alambre, perfiles y productos brillantes de aceros resistentes a la corrosión para usos en construcción*". Madrid: Aenor, 2010.

[29] UNE 36067:94 "Alambres corrugados de acero inoxidable austenítico para armaduras de hormigón armado". Madrid: Aenor, 1994.

[30] BS 6744:1986 "Specification for austenitic stainless steel bars for the reinforcement of concrete". Londres: British Standards Institute, 1986.

[31] BS 6744:2001+A2:2009 "Stainless steel bars for the reinforcement and use in concrete". Londres: British Standards Institute, 2009.

[32] A955/A955M-09 "Standard specification for deformed and plain stainless steel bars for concrete reinforcement". Filadelfia: ASTM, 2009.

[33] AS/NZS 4673:2001 "Cold-formed stainless steel structures". Sidney, Wellington: Standards Australia International and Standards New Zealand, 2001.

[34] SABS 0162-4:1997 "Structural use of steel. The design of cold-formed stainless steel structural members". Pretoria: The South African Bureau of Standards, 1997.

[35] COBO A., BASTIDAS D.M., GONZÁLEZ M.N., MEDINA E., BASTIDAS J.M. Ductilidad del acero inoxidable bajo en níquel de hormigón armado. *Materiales de construcción*. 2011, **61**(304), 613-620. ISSN 0465-2746.

[36] BADOO N.R., KOSMAC A. Stainless steel in construction. A review of research, applications, challenges and opportunities. *Journal of Constructional Steel Research*. 2008, **64**, 1199-1206. ISSN 0143-974X.

[37] BASTIDAS D.M., MEDINA E. *Armaduras de acero inoxidable*. Santiago de Compostela: Cedinox; 2013.

[35] MEDINA, E. *Evaluación del comportamiento mecánico, estructural y frente a la corrosión de una nueva armadura de acero inoxidable dúplex bajo en níquel*. Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, 2012.

# 3. INTERPRETACIÓN ANALÍTICA DEL ENSAYO DE TRACCIÓN

---

## 3.1. Comportamiento tenso-deformacional antes de la estricción

### 3.1.1. Diagrama tension-deformación real

El “diagrama tensión-deformación ingenieril” de los materiales obtenido en el ensayo de rotura a tracción se traza considerando un área de la probeta constante e igual al área inicial ( $A_0$ ). Esta hipótesis no refleja el comportamiento real de los mismos, ya que dicho área transversal (salvo en el periodo elástico) va disminuyendo conforme avanza el ensayo. Este aspecto es especialmente importante en los aceros más dúctiles, en los que la deformación final puede alcanzar valores superiores al 20%.

Para la determinación de un diagrama tensión-deformación más aproximado al comportamiento real de los materiales se utilizan las ecuaciones de Nadai [1], que parten de la distribución homogénea de tensiones y deformaciones en toda la longitud de la probeta, así como de la condición de incompresibilidad del material.

$$A_0 \times L_0 = A \times L \quad (3.1)$$

siendo  $A_0$  y  $L_0$  el área transversal y la longitud calibrada inicial de la probeta y  $A$  y  $L$  los mismos valores pero instantáneos, en cada momento del ensayo.

Aplicando dicha condición se llega a una expresión que relaciona la tensión axial

media convencional ( $\bar{\sigma}_z$ ) con la tensión axial media real ( $\bar{\sigma}_{zreal}$ ).

$$\varepsilon = \frac{L-L_0}{L_0} = \frac{L}{L_0} - 1 = \frac{A_0}{A} - 1 \rightarrow \frac{A_0}{A} = 1 + \varepsilon \quad (3.2)$$

Por tanto,

$$\bar{\sigma}_{zreal} = \frac{F}{A} = \frac{F}{A_0} \times \frac{A_0}{A} = \bar{\sigma}_z (1 + \varepsilon) \quad (3.3)$$

A medida que transcurre el ensayo, la longitud de la probeta se va incrementando paulatinamente y, por tanto, la deformación se deberá medir respecto a la longitud que presenta en cada momento o longitud instantánea ( $L$ ) y no frente a la longitud inicial ( $L_0$ ).

Así pues, la deformación real vendrá dada por la expresión:

$$d\varepsilon_{real} = \frac{dL}{L} \Rightarrow \varepsilon_{real} = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln \frac{L}{L_0} \quad (3.4)$$

Como el volumen permanece constante, reescribiendo la Ec. (3.1) se tiene:

$$\frac{A_0}{A} = \frac{L}{L_0} = \frac{L_0 + \Delta L}{L_0} = 1 + \varepsilon \rightarrow \varepsilon_{real} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (3.5)$$

Como se puede observar en la Figura 3-1 el diagrama tensión-deformación real está desplazado hacia menores deformaciones relativas, resultando valores superiores de tensión al tenerse en cuenta la reducción del área transversal. Esta diferencia entre tensiones y deformaciones elastoplásticas en los diagramas se incrementará cuanto mayor sea el valor del alargamiento unitario bajo carga máxima ( $\varepsilon_{max}$ ).

Las hipótesis sobre las que se basan estas ecuaciones implican su validez únicamente hasta el valor de tensión denominado carga unitaria de rotura ( $f_s$ ), a partir del cual comienza el fenómeno de la estricción o formación del cuello. Se trata de una zona de la probeta de relativamente pequeña longitud, donde se concentran las tensiones y deformaciones hasta rotura, y en la que desaparece el estado de uniaxialidad de tensiones. Además de la tensión axial, surgen tensiones radiales y circunferenciales, con las consiguientes deformaciones en las tres direcciones. Las teorías e investigaciones existentes sobre este fenómeno se desarrollan en el apartado 3.2.



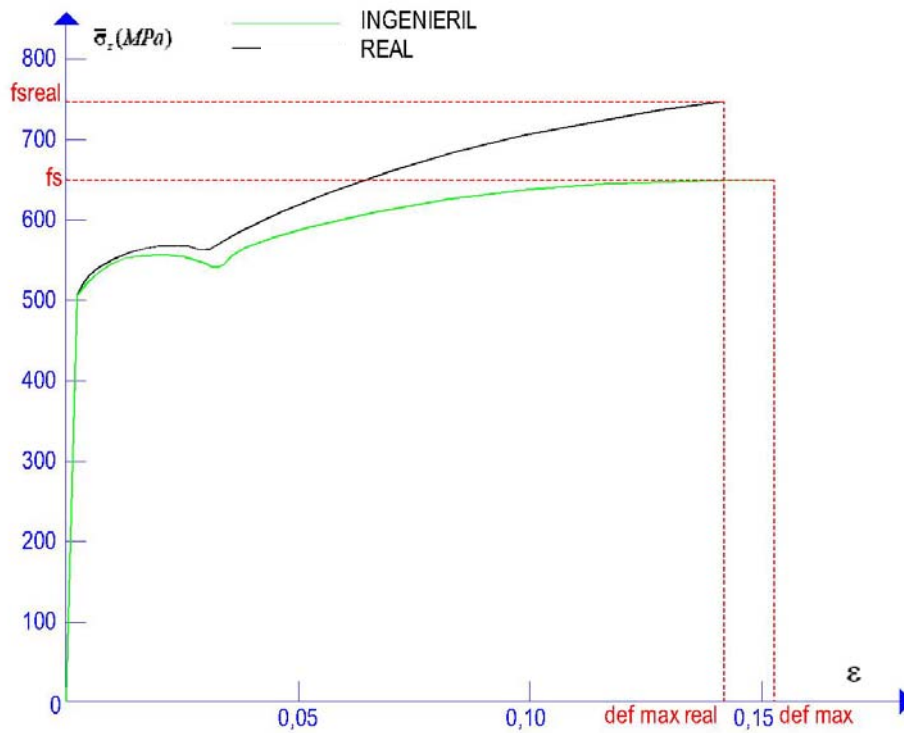


Figura 3-1. Diagramas  $\bar{\sigma}_z - \epsilon$  ingenieril y real para una probeta de acero al carbono laminado en caliente con  $f_y = 500$  MPa

### 3.1.2. Leyes empíricas de comportamiento elastoplástico. Ecuaciones de Hollomon y Ramberg-Osgood

Para definir de manera empírica el modelo de comportamiento elastoplástico de los aceros han sido utilizados tradicionalmente dos modelos: el de Hollomon [2] y el de Ramberg-Osgood [3].

En el modelo de Hollomon [2], la ley tensión-deformación real se encuentra dividida por el límite elástico real ( $f_{yreal}$ ) en dos zonas claramente definidas: la zona de comportamiento elástico, en la que se da una relación lineal conforme a la ley de Hooke, y en la zona de comportamiento elastoplástico de endurecimiento

por deformación. En aceros deformados en caliente, la zona de cedencia no se modela en este caso.

*Zona elástica*

$$\bar{\sigma}_{zreal} = E \times \varepsilon_{real} \quad (3.6)$$

*Zona elastoplástica de endurecimiento por deformación*

$$\bar{\sigma}_{zreal} = K \times (\varepsilon_{real})^n \quad (3.7)$$

Inicialmente Hollomon [2] constató que la curva tensión-deformación real representada en coordenadas logarítmicas se ajustaba a una recta del tipo:

$$\ln \sigma = \ln K + n \ln \varepsilon \quad (3.8)$$

de la cual se deduce la Ec. (3.7)

La constante  $n$  se denomina coeficiente de endurecimiento por deformación siendo:

$$n = \frac{d \ln \sigma}{d \ln \varepsilon} \quad (3.9)$$

El criterio de Considère [4] permite estimar la deformación en la que aparece el cuello en tensión, y determinar el valor de  $n$ . De acuerdo con la curva fuerza-desplazamiento, en el máximo  $dF = 0$ . Según la definición de esfuerzo axial de tracción:

$$F = \bar{\sigma}_{zreal} \times A \quad (3.10)$$

Por tanto, en el inicio del cuello donde se da el valor máximo de fuerza en el tramo elastoplástico se cumple que:

$$dF = \bar{\sigma}_{zreal} dA + A d\bar{\sigma}_{zreal} = 0 \quad (3.11)$$

Reacomodando,

$$\frac{d\bar{\sigma}_{zreal}}{\bar{\sigma}_{zreal}} = -\frac{dA}{A} \quad (3.12)$$

Por conservación de volumen,

$$V = A \times l \quad (3.13)$$

$$Adl + ldA = 0 \quad (3.14)$$

$$-\frac{dA}{A} = \frac{dl}{l} = d\varepsilon_{real} \quad (3.15)$$

de modo que en el momento límite antes de iniciarse la formación del cuello

$$\bar{\sigma}_{zreal} = \frac{d\bar{\sigma}_{zreal}}{d\varepsilon_{real}} \quad (3.16)$$

Sustituyendo miembro a miembro la Ec. (3.7) en la Ec. (3.16) resulta:

$$K_{max} \times \varepsilon_{real}^n = K \times n_{max} \times \varepsilon_{real}^{n-1} \quad (3.17)$$

Por tanto  $\varepsilon_{maxreal} = n$ , es decir, la deformación real en el momento del inicio de la formación del cuello es igual al coeficiente de endurecimiento por deformación. Esta afirmación será discutida posteriormente en el capítulo 5.

El parámetro  $K$  resulta de forzar el paso de la curva por el punto de carga máxima o carga unitaria de rotura ( $\varepsilon_{maxreal}, f_{sreal}$ ).

La ecuación final de Hollomon [2] resulta, por tanto:

$$\bar{\sigma}_{zreal} = \frac{f_{sreal}}{\varepsilon_{maxreal}^n} \times (\varepsilon_{real})^n \quad (3.18)$$

En la siguiente tabla se presentan los coeficientes de endurecimiento  $n$  para diferentes aceros según diversos autores.

Tabla 3-1. Valores de  $n$  para diferentes materiales según el modelo de Hollomon

Acero	Estado	Composición												$n$	Validez, $\epsilon$	$\epsilon_{max}$	Ref.		
		C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Al	Cu	N	Otros						
Hierro		0,003												0,0037		0,1822			[5]
Hierro		0,004												0,0041		0,1860			[5]
Muy bajo carbono	Recocido	0,05														0,26			[6]
H <sub>2</sub> treated steel																0,31-0,39-0,25(a)			[7]
AISI 1010	Laminación	0,08-0,13	0,3-0,6		<0,04	<0,05										0,19			[8]
AISI 1112	Recocido	0,08-0,13	0,6-0,9		0,09-0,13	0,10-0,15										0,19			[9]
AISI 1112	Laminado frío	0,08-0,13	0,6-0,9		0,09-0,13	0,10-0,15										0,08			[9]
S355	Laminado en caliente ATMCRP	0,09	0,35	0,02	0,011	0,008			0,038				0,021Nb			0,12			[10]
S420		0,10	0,47	0,01	0,016	0,010			0,029				0,044Nb			0,16			[10]
S500		0,09	1,41	0,02	0,019	0,012			0,031				0,047Nb; 0,075Ti			0,10			[10]
ASTM A569	Recocido															0,337-0,433(b)			[11]
	Normalizado															0,252-0,265(b)			[11]
	Deformado frío 10%	<0,15	<0,6		<0,035	<0,04										0,024-0,032(b)			[11]
	20%										>0,2					0,049-0,109(b)			[11]
	40%															0,063-0,077(b)			[11]
	60%														0,062-0,076(b)			[11]	
Bajo carbono	Recocido															0,21			[11]
AISI 1020	Laminado caliente	0,17-0,23	0,3-0,6		<0,04	<0,05										0,206			[8]
20MnMoNi55		0,15-0,25	1,15-1,55	0,10-0,35	<0,015	<0,012	<0,2	0,45-0,85	0,40-0,55	0,05-0,10						0,1	<0,1	0,1	[12]
																1(c)	>0,1	0,1	[12]
B400SD		<0,24			<0,055	0,055								<0,85	<0,014	$\sigma=575,3-115,8(\epsilon-0,14726)^2$	0,14726 $\epsilon$ <0,1477		[13](d)
B500SD		<0,24			<0,055	0,055								<0,85	<0,014	$\sigma=667,0-286,3(\epsilon-0,11306)^2$	0,11306 $\epsilon$ <0,11384		[13](d)
Fe36 (ASTM A284)		0,24-0,36	<0,9	<0,28	<0,04	<0,05										1(c)	>0,04	0,022	[14]
AISI 4135	Recocido															0,17			[9]
AISI 4135	Laminado frío	0,33-0,38	0,7-0,9	0,15-0,35	<0,035	<0,04	0,8-1,1		0,15-0,25							0,14			[9]
SAE 4340	Recocido															0,15			[6]
AISI 4340	Recocido	0,37-0,44	0,55-0,90	0,10-0,35	<0,04	<0,04	0,65-0,95	1,55-2,00	0,20-0,35							0,15			[9]
AISI 4340	Templado y Revenido a 315°C															0,12			[15]
AISI 4142	Templado	0,40-0,45	0,75-1,1	0,15-0,30	<0,035	<0,04	0,8-1,1		0,15-0,25							0,136			[8]
AISI 4142	Templado y Revenido a 450°C															0,051			[8]
AISI 1045	Laminado en caliente	0,42-0,50	0,60-0,90		<0,04	<0,05										0,14			[9]
0,6C	Templado y Revenido a 593°C	0,6														0,10			[6]
0,6C	Templado y Revenido a 704°C	0,6														0,19			[6]
AISI 52100	Recocido	0,98-1,1	0,25-0,45	0,15-0,30	<0,025	<0,025	1,3-1,6									0,07			[9]
AISI 304																0,35		0,55	[14]
AISI 304 corrugado	Mecanizada la corruga															0,22			[16]
AISI 304	Recocido															0,44			[15]
AISI 304	Recocido															0,45			[9]
S235																$\sigma=A \epsilon^2 + B \epsilon + f_0$ (e)			[17](f)

- (a) El valor de  $n$  depende de la deformación
- (b) Según la orientación de ensayo
- (c) Según ecuación de Ludwick-Hollomon (véase apartado 3.2.2.1)
- (d) Los valores de  $\sigma$  y  $\epsilon$  utilizados en este trabajo son valores ingenieriles
- (e)  $A=(f_{sh}(\epsilon_{max}-\epsilon_u)+f_s\epsilon_u-f_u\epsilon_{max})/(\epsilon_{max}\epsilon_u(\epsilon_{max}-\epsilon_u))$ ;  $B=(f_{sh}(\epsilon_u^2-\epsilon_{max}^2)-f_s\epsilon_u^2+f_u\epsilon_{max}^2)/(\epsilon_{max}\epsilon_u(\epsilon_{max}-\epsilon_u))$
- (f) Los valores de  $\sigma$  obtenidos y los valores de  $\epsilon$  introducidos son valores reales.

El modelo de Ramberg-Osgood [3] difiere del propuesto por Hollomon [2] en la zona de comportamiento plástico antes de la estricción. Un modelo similar había sido propuesto por Nadai [1].

La ecuación de Ramberg-Osgood [3] es especialmente útil para los metales en los que el límite elástico no se encuentra claramente definido, presentando una suave transición entre la zona elástica y la zona plástica. En ella la relación tensión-deformación ingenieril se define como una función continua planteando la deformación total ( $\varepsilon$ ) como la suma de la deformación elástica ( $\varepsilon^e$ ) y la deformación plástica ( $\varepsilon^p$ ).

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p = \frac{\bar{\sigma}_z}{E} + K \times \left( \frac{\bar{\sigma}_z}{E} \right)^n \quad (3.19)$$

donde  $K$  y  $n$  vuelven a ser constantes que dependen de la capacidad de endurecimiento del material.

El modelo de Ramberg-Osgood [3] evoluciona el propuesto por Hollomon [2] en el sentido de que la relación potencial entre la tensión y la deformación se limita a la zona plástica de endurecimiento, separando la deformación de carácter puramente elástico que obedece a la ley de Hooke (véase Figura 3-2). El modelo es válido para  $\bar{\sigma}_z/\varepsilon \leq 0,9 \times E$ .

Introduciendo el valor del límite elástico ( $f_y$ ) y sustituyendo  $K$  en función de un nuevo parámetro  $\alpha$  definido como:

$$\alpha = K \times \left( \frac{f_y}{E} \right)^{n-1} \quad (3.20)$$

la deformación plástica puede expresarse:

$$\varepsilon^p = \alpha \times \frac{f_y}{E} \times \left( \frac{\bar{\sigma}_z}{f_y} \right)^n \quad (3.21)$$

Sustituyendo la Ec. (3.21) en la Ec. (3.19) resulta:

$$\varepsilon = \frac{\bar{\sigma}_z}{E} + \alpha \times \frac{f_y}{E} \times \left( \frac{\bar{\sigma}_z}{f_y} \right)^n \quad (3.22)$$

La expresión de la curva cuando  $\bar{\sigma}_z$  coincide con el límite elástico ( $f_y$ ) es:

$$\varepsilon = (1 + \alpha) \times \frac{f_y}{E} \quad (3.23)$$

donde  $f_y/E$  indica el valor de la deformación elástica y  $\alpha f_y/E$  el de la deformación plástica. En cada punto del diagrama de tracción real, se pueden obtener las componentes de deformación elástica y plástica trazando desde el punto en cuestión una recta paralela a la tangente del diagrama real en la deformación unitaria de valor 0,002 (véase Figura 3-2).

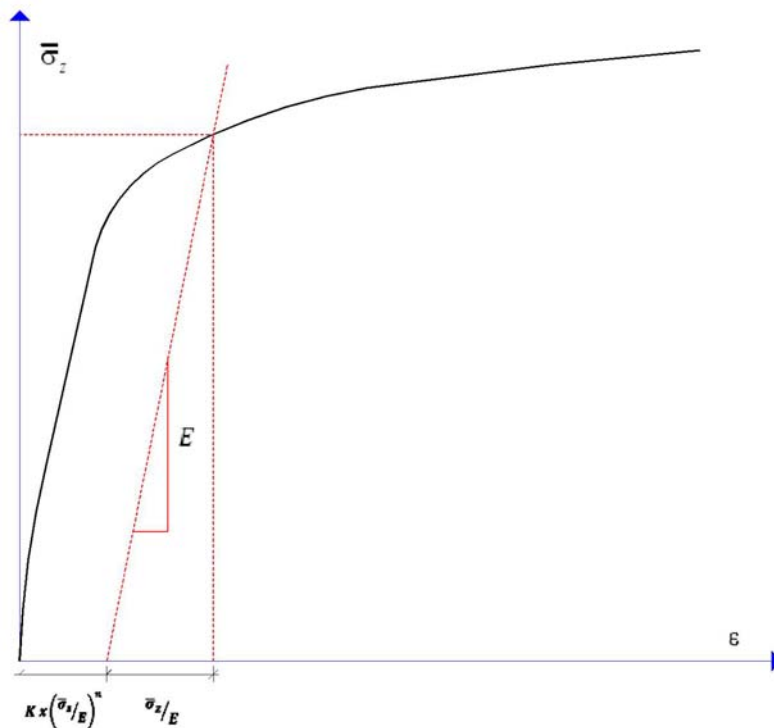


Figura 3-2. Representación genérica de la curva tensión-deformación de Ramberg-Osgood

Por tanto, la ecuación final resulta:

$$\varepsilon = \frac{\bar{\sigma}_z}{E} + 0,002 \times \left( \frac{\bar{\sigma}_z}{f_y} \right)^n \quad (3.24)$$

El valor del coeficiente  $n$  se obtiene a partir de los datos experimentales mediante la ecuación:

$$n = \frac{\ln 20}{\ln \frac{f_y}{\bar{\sigma}_{z(0,0001)}}} \quad (3.25)$$

donde  $\bar{\sigma}_{z(0,0001)}$  es la tensión axial asociada a una deformación unitaria igual a 0,0001.

A este parámetro se le denomina factor de forma ya que modula la transición entre la zona elástica y la zona plástica. Valores de  $n$  superiores a 10 producen un hombro de la curva muy agudo.

Sin embargo, la Ec. (3.24) presenta grandes desviaciones en la fase de endurecimiento. Mirambell [18] propuso el uso de la ecuación de Ramberg-Osgood [3] hasta el límite elástico ( $f_y$ ) y modificaron la expresión de Ramberg-Osgood desde dicho punto hasta la carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) planteando la siguiente ecuación:

$$\varepsilon = \frac{\bar{\sigma}_z - f_y}{E_{0,002}} + \varepsilon_{\max} \times \left( \frac{\bar{\sigma}_z - f_y}{f_s - f_y} \right)^{n'(0,002,u)} + \varepsilon_{0,002} \quad (3.26)$$

donde  $E_{0,002}$  es el módulo tangente en el límite elástico ( $f_y$ ) y  $n'(0,002,u)$  es el exponente de endurecimiento por deformación, determinado desde un valor intermedio de tensión en la curva de endurecimiento y la carga unitaria de rotura ( $f_s$ ).

Siguiendo la línea de Mirambell [18], Rasmussen [19] propuso la siguiente ecuación alternativa:

$$\varepsilon = \frac{\bar{\sigma}_z - f_y}{E_{0,002}} + \bar{\varepsilon}_{up} \times \left( \frac{\bar{\sigma}_z - f_y}{f_s - f_y} \right)^m + \varepsilon_{0,002} \quad (3.27)$$

siendo,

$$E_{0,002} = \frac{E}{1 + 0,002 \times n \times \frac{E}{f_y}} \quad (3.28)$$

$$\bar{\epsilon}_{up} = \epsilon_{\max} - \epsilon_{0,002} - \frac{f_s}{E} \quad (3.29)$$

$$m = 1 + 3,5 \times \frac{f_y}{f_s} \quad (3.30)$$

La corrección de Rasmussen [19] separa, por un lado, la deformación elástica en dos términos: hasta el límite elástico ( $\epsilon_{0,002}$ ) y por encima de éste ( $(\bar{\sigma}_z - f_y)/E_{0,002}$ ). Por otra parte, el término potencial de la deformación plástica  $m$  queda referido al incremento de tensión sobre el límite elástico  $(\bar{\sigma}_z - f_y)^m$  y no al valor total de la tensión  $(\bar{\sigma}_z)^n$ , como en el modelo de Ramberg-Osgood [3].

En la siguiente tabla se presentan los valores de las constantes  $n$  y  $m$  planteados por diversos autores para distintos aceros.



Tabla 3-2. Valores de  $m$  según los modelos de Ramberg-Osgood, Mirambel, Rasmussen y otros

Acero	Estado	Composición										$n(a)$	$m(b)$	Validez, $\epsilon$	$\epsilon_{max}$	Ref.	
		C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	Al	Cu						N
A569	Deformado 10%	<0,15	<0,6		<0,035	<0,04						>0,2	7,69- 10,86*	4,32-4,39*		0,029-0,0205	[11]
	20%												8,96- 10,06*	4,18-4,38*		0,0133- 0,0109	[11]
	40%												9,12- 30,06*	4,35-4,43*		0,0120- 0,0112	[11]
	60%												8,43- 7,90*	4,38-4,35*		0,0095- 0,0103	[11]
B400SD#		<0,24			<0,055	0,055						<0,85	<0,014	$\sigma=450,8+137,3(1-e^{-(18,19(\epsilon-0,01697))})$	0,01677< $\epsilon$ <0,14726	0,14726	[13]
B500SD#		<0,24			<0,055	0,055						<0,85	<0,014	$\sigma=552,9+130,1(1-e^{-(21,16(\epsilon-0,01383))})$	0,01383< $\epsilon$ <0,11306	0,11306	[13]
304		<0,08	<2,0	<1,0	<0,045	<0,03	18,0- 20,0	8,0- 10,5					5,76±1,1 1		<0,2	0,52±0,09	[18]
304														3,08±0,34	>0,2	0,52±0,09	[18]
304	§												6,00- 7,50		<0,2		[19]
304	§												3,62- 5,02				[20]
304													4,1-4,7		<0,2		[21]
304													4,80- 6,16		<0,2		[17]
304	long												7,5				[22]
304	trans												5,5				[22]
2205		<0,30	<2,0	<1,0	<0,030	<0,020	21-23	4,5- 6,5	2,5- 3,5			0,08- 0,20	7,70±2,3 5		<0,2	0,25±0,05	[18]
2205														3,68±0,13	>0,2		[18]
2205													6,2-7,7		<0,2		[21]
S30803	§												5,5				[22]
S30803													5				[22]

(a) Según modelo de Ramberg-Osgood

(b) Según modelo de Rasmusen

\* Según la orientación de ensayo

§ Dependiendo del espesor del perfil y si la probeta era del perfil completo o estaba mecanizada.

[1] Dowling, Mech. Behaviour of Materials, 4th Ed

[2] Kallpakgian & Schmid, Manuf Proc for Eng Mat, 4th Ed

Mientras que la ecuación de Hollomon [2] en principio resulta más adecuada para materiales con una zona elástica lineal claramente acotada como los aceros al carbono, el modelo de Rasmussen [19] habitualmente se ajusta más correctamente a aquellos materiales en los que dicha región no se encuentra claramente definida, como es el caso de los aceros inoxidables.

Todos los modelos anteriores son válidos sólo hasta el inicio de la estricción.

## 3.2. Comportamiento tenso-deformacional durante la estricción

Como se ha dicho anteriormente, a partir del punto asociado a la carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) comienza la fase de estricción, en la que la tasa de aumento de tensión debido al endurecimiento del material es menor que la tasa con que disminuye la sección transversal. Se presenta entonces el fenómeno denominado estricción, en el que las deformaciones se acentúan en una zona de la probeta, dando lugar a la formación del cuello. La deformación plástica se concentra entonces exclusivamente en esta zona quedando el resto de la probeta, debido a la disminución del axil, en descarga elástica. Esta fase se caracteriza por la aparición de tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) que dan lugar a un estado triaxial no homogéneo en la zona del cuello.

### 3.2.1. Modelo de comportamiento de Bridgman

Para el análisis de esta zona, las actuales líneas de investigación, en el caso de probetas cilíndricas, continúan tomando como referencia el modelo de comportamiento planteado por Bridgman [24, 25], durante las décadas de los 40 y 50.

Estudiando el problema desde las leyes de la plasticidad, Bridgman [24, 25] definió inicialmente las ecuaciones que determinan la tensión axial media y la deformación en la sección mínima del cuello, partiendo de las siguientes hipótesis:

- El contorno del cuello se aproxima mediante un arco de circunferencia, de radio  $R$ , quedando un perfil del cuello simétrico respecto a la sección mínima de la zona de estricción que se produce en cada momento.

- La sección transversal en la zona de la estricción permanece circular durante el ensayo, lo que implica una deformación axilsimétrica.
- Las deformaciones en la dirección axial son constantes en los puntos de cada sección transversal del cuello.

Dado que la sección transversal de la probeta es circular, se ha utilizado un sistema de coordenadas cilíndricas  $r$ ,  $\theta$ ,  $z$ , según el radio, el ángulo con el eje  $X$  y la dirección del eje  $Z$  de la probeta respectivamente (véase Figura 3-3), para expresar el estado de desplazamientos  $(u, v, w)$  y de deformaciones longitudinales y angulares en un punto cualquiera del cuello.

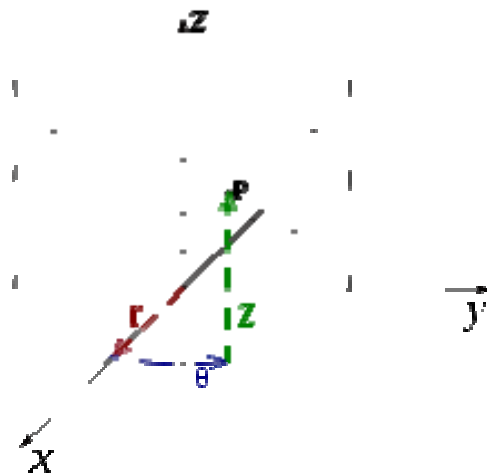


Figura 3-3. Coordenadas cilíndricas y ejes cartesianos relacionados

### 3.2.1.1. Distribución de deformaciones en el cuello

El estado de deformaciones longitudinales y angulares, para un punto genérico de un sólido, se expresa en coordenadas cilíndricas mediante las ecuaciones:

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u_r}{\partial r} \quad (3.31)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{u_r}{r} \quad (3.32)$$

$$\varepsilon_z = \frac{\partial u_z}{\partial z} \quad (3.33)$$

$$\varepsilon_{r\theta} = \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \theta} + \frac{\partial u_\theta}{\partial r} - \frac{u_\theta}{r} \quad (3.34)$$

$$\varepsilon_{rz} = \frac{\partial u_r}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial r} \quad (3.35)$$

$$\varepsilon_{\theta z} = \frac{1}{r} \frac{\partial u_z}{\partial \theta} + \frac{\partial u_\theta}{\partial z} \quad (3.36)$$

donde  $u_r$  y  $u_z$  son los desplazamientos del punto en las direcciones del radio y del eje "z" y  $u_\theta$  el desplazamiento en la sección transversal, perpendicular a las direcciones anteriores, con las que forma un sistema de ejes ortogonal. La simetría axial, consecuencia de la segunda hipótesis de Bridgman, implica que  $u_\theta = 0$ , además de que sea cero cualquier derivada respecto a la variable  $\theta$ . Por tanto, las ecuaciones (3.31) a (3.36) resultan:

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u_r}{\partial r} \quad (3.37)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{u_r}{r} \quad (3.38)$$

$$\varepsilon_z = \frac{\partial u_z}{\partial z} \quad (3.39)$$

$$\varepsilon_{r\theta} = 0 \quad (3.40)$$

$$\varepsilon_{\theta z} = 0 \quad (3.41)$$

$$\varepsilon_{rz} = \frac{\partial u_r}{\partial z} + \frac{\partial u_z}{\partial r} \quad (3.42)$$

En la sección central del cuello de la probeta ( $z = 0$ ), donde la sección es mínima, se verifica simetría respecto al plano definido por las direcciones  $u_r$ ,  $u_\theta$  por lo que

$$\varepsilon_{rz} = 0 \quad (3.43)$$

Considerando la Ec. (3.43) y, teniendo en cuenta la hipótesis de Bridgman [24, 25] de que las deformaciones radiales son uniformes, comprobada experimentalmente con posterioridad por Davidenkov y Spiridonova [26] mediante ensayos metalográficos que midieron el tamaño de grano y, posteriormente, por Goicolea [27]. Siendo  $r$  y  $D$  el radio y el diámetro de una sección transversal circular del cuello, se cumplirá que:

$$\varepsilon_r = \frac{dr}{r} = \frac{dD}{D} \quad (3.44)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{dD}{D} \quad (3.45)$$

Por tanto, en este modelo de análisis de la estricción, las deformaciones radiales y circunferenciales son iguales.

$$d\varepsilon_r = d\varepsilon_\theta \quad (3.46)$$

Integrando la Ec. (3.44) se obtiene la deformación radial entre los estados correspondientes a los diámetros  $D_0$  y  $D$  mediante la expresión:

$$\varepsilon_r = \int_{D_0}^D \frac{dD}{D} = \ln \frac{D}{D_0} \quad (3.47)$$

Para obtener la distribución de deformaciones axiales, considerando la incompresibilidad del material y de una deformación de tipo cilíndrica resulta:

$$D^2 = L_0 \times D_0^2 = (L_0 + u_z) \times D^2 = L_0 \times D_0^2 \Rightarrow u_z = L_0 \times \left( \frac{D_0^2}{D^2} - 1 \right) \quad (3.48)$$

La deformación cilíndrica es válida para una rebanada diferencial y, despreciando infinitésimos de segundo orden, se sumple:

$$D_0 = D + dD \Rightarrow du_z = 2 L_0 \left( \frac{dD}{D} \right) \Rightarrow \varepsilon_z = \int_{D_0}^D \frac{du_z}{L_0} = -2 \ln \frac{D}{D_0} \quad (3.49)$$

Por último, la distribución de deformaciones plásticas efectivas ( $\varepsilon^p$ ) en el cuello se obtiene manteniendo la hipótesis de pequeñas deformaciones elásticas y considerando que las deformaciones tangenciales son nulas.

$$\varepsilon^p = \int d\varepsilon^p = \int_0^t \sqrt{\frac{2}{3} \varepsilon^p \times \varepsilon^p} dt = 2 \int_{D_0}^D \frac{dD}{D} = 2 \ln \frac{D}{D_0} \quad (3.50)$$

Por tanto, el valor de la deformación plástica efectiva ( $\varepsilon^p$ ), llamada comúnmente deformación plástica equivalente ( $\varepsilon_{equ}$ ), coincide con el de la deformación logarítmica axial ( $\varepsilon_z$ ).

Finalmente, el tensor de deformaciones en la sección mínima del cuello, considerando las ecuaciones anteriores resulta:

$$[\varepsilon] = \begin{pmatrix} \varepsilon_r & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_\theta & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \ln \frac{D}{D_0} & 0 & 0 \\ 0 & \ln \frac{D}{D_0} & 0 \\ 0 & 0 & -2 \ln \frac{D}{D_0} \end{pmatrix}$$

El desarrollo anterior puede adaptarse al caso de probetas planas partiendo de la siguiente expresión:

$$AxL = (A + dA)x(L + dL) \quad (3.51)$$

De la misma se deduce:

$$\frac{dL}{L} = -\frac{dA}{A} \quad (3.52)$$

Sustituyendo la primera expresión de la Ec. (3.4) resulta:

$$d\varepsilon_{real} = -\frac{dA}{A} \rightarrow \varepsilon_{real} = -\int_{A_0}^A \frac{dA}{A} = \ln \frac{A_0}{A} \quad (3.53)$$

### 3.2.1.2. Distribución de tensiones en el cuello

A partir del tensor de deformaciones deducido en el apartado anterior, es inmediata la deducción del tensor de tensiones de Cauchy.

$$[\sigma] = \begin{pmatrix} \sigma_r & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_\theta & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_z \end{pmatrix}$$

siendo  $\sigma_r = \sigma_\theta$ .

Según el criterio de plastificación de Von Mises la fluencia o endurecimiento por deformación se inicia cuando el valor del esfuerzo efectivo es mayor que un valor crítico dado por  $k^2$ , siendo el esfuerzo efectivo el segundo invariante del tensor de esfuerzos. Por tanto, la plastificación se iniciará cuando se cumpla:

$$k^2 = \frac{1}{6} \left[ (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \right] \quad (3.54)$$

En un estado de tensión uniaxial

$$\sigma_1 = \sigma_f \quad (3.55)$$

$$\sigma_2 = \sigma_3 = 0 \quad (3.56)$$

siendo  $\sigma_f$  la tensión equivalente o de fluencia uniaxial, necesaria para causar la fluencia plástica del material.

Sustituyendo en la Ec. (3.54) resulta:

$$\sigma_f = k\sqrt{3} \quad (3.57)$$

Volviendo a un estado de tensiones triaxial en el que  $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_r$  y  $\sigma_3 = \sigma_z$ , y sustituyendo la Ec. (3.57) en la Ec. (3.54) se obtiene:

$$\sigma_f = \sigma_z - \sigma_r \quad (3.58)$$

De acuerdo con Davidenkov y Spiridnova [26], la tensión radial siempre es positiva por lo que se deduce

$$\sigma_z > \sigma_f \quad (3.59)$$

Por tanto, el valor medio de la tensión axial también es mayor que la tensión de fluencia

$$\bar{\sigma}_{zreal} = \frac{F}{\pi D^2 / 4} > \sigma_f \quad (3.60)$$

Para obtener la distribución de tensiones axiales, en función de la coordenada radial  $r$  y del radio de curvatura  $\rho$  de la línea de tensiones principales longitudinales, se consideran las líneas de tensiones principales  $\sigma_1 - \sigma_3$  (ver Figura 3-4) en un plano próximo a  $z = 0$ , donde el ángulo  $\omega$  de inclinación de la isostática es pequeño.

Llamando  $\sigma_1 \rightarrow \sigma_r$  y  $\sigma_3 \rightarrow \sigma_z$ , de la relación existente entre las componentes del tensor de tensiones y las tensiones principales resulta (ver Figura 3-5)

$$\sigma_{rz} = (\sigma_3 - \sigma_1) \sin \omega \approx (\sigma_3 - \sigma_1) \omega \quad (3.61)$$

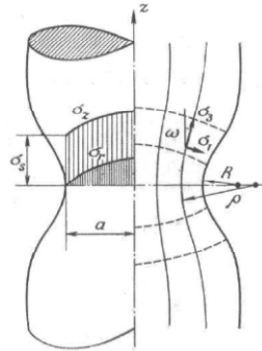


Figura 3-4. Representación de las líneas isostáticas y tensiones en el cuello (de García Garino [28])

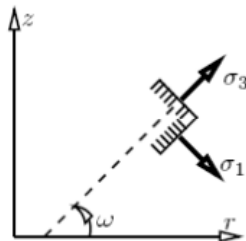


Figura 3-5. Esquema de las tensiones principales (de García Garino [28])



Sustituyendo la Ec. (3.58) en Ec. (3.61) se obtiene:

$$\sigma_{rz} = \sigma_f \omega \quad (3.62)$$

La derivada parcial  $\partial\sigma_{rz}/\partial z$  en  $z = 0$ , resulta por tanto:

$$\frac{\partial\sigma_{rz}}{\partial z} = \frac{\partial\sigma_f \omega}{\partial z} = \sigma_f \frac{\partial\omega}{\partial z} = \frac{\sigma_f}{\rho} \quad (3.63)$$

siendo  $\rho$  el radio de curvatura de la línea isostática.

Partiendo de la ecuación diferencial de equilibrio de un punto cualquiera del medio continuo en coordenadas cilíndricas en la dirección radial, si se le aplican las simplificaciones de comportamiento axisimétrico y carga radial exterior nula resulta:

$$\frac{\partial\sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial\sigma_{rz}}{\partial z} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0 \quad (3.64)$$

En el caso particular que aquí se trata se verifica que  $\sigma_r = \sigma_\theta$ , por lo que la Ec. (3.64) queda de la siguiente manera:

$$\frac{\partial\sigma_r}{\partial r} + \frac{\partial\sigma_{rz}}{\partial z} = 0 \quad (3.65)$$

Sustituyendo la Ec. (3.63) en (3.65) resulta:

$$\frac{\partial\sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_f}{\rho} = 0 \quad (3.66)$$

Esta ecuación diferencial puede integrarse teniendo en cuenta que  $\sigma_r = 0$  en  $r = D/2$ , al ser la carga radial exterior nula, con lo que se obtiene:

$$\sigma_r = \sigma_f \int_r^{\frac{D}{2}} \frac{dr}{\rho} \quad (3.67)$$

De acuerdo con la Ec. (3.58) la tensión axial  $\sigma_z$  se puede expresar

$$\sigma_z = \sigma_f \left( 1 + \int_r^{\frac{D}{2}} \frac{dr}{\rho} \right) \quad (3.68)$$

Estas ecuaciones permiten conocer la distribución de tensiones en la sección mínima del cuello en función de la coordenada radial  $r$  y el radio de curvatura  $\rho$  de la línea isostática correspondiente. Bridgman [24, 25] propuso la siguiente relación entre  $\rho$  y  $r$ :

$$\rho = \frac{1}{2r} \left( \frac{D^2}{4} + DR - r^2 \right) \quad (3.69)$$

Sustituyendo la Ec. (3.69) en (3.68) e integrando se obtiene:

$$\sigma_z = \sigma_f \left[ 1 + \ln \left( 1 - \frac{r^2}{DR} + \frac{D}{4R} \right) \right] \quad (3.70)$$

Para obtener la tensión axial media  $\bar{\sigma}_z$ , esta expresión debe integrarse en la sección del cuello.

$$\bar{\sigma}_{zreal} = \frac{1}{\pi D^2/4} \int_0^{\frac{D}{2}} \sigma_z 2\pi r dr = \sigma_f \left( 1 + \frac{4R}{D} \right) \ln \left( 1 + \frac{D}{4R} \right) \quad (3.71)$$

siendo  $R$  el radio de curvatura y  $D$  el diámetro de la sección transversal mínima.

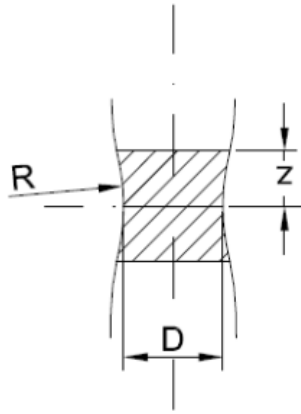


Figura 3-6. Factores relacionados con la geometría del cuello

A la expresión

$$\left(1 + \frac{4R}{D}\right) \ln\left(1 + \frac{D}{4R}\right)$$

se le denomina factor de corrección  $C$ , pudiendo expresar la tensión de fluencia  $\sigma_f$  de la siguiente manera:

$$\sigma_f = \frac{\bar{\sigma}_{zreal}}{C} \quad (3.72)$$

El inconveniente de la expresión del coeficiente  $C$  radica en la dificultad para medir el radio de curvatura  $R$  a lo largo del experimento. Con objeto de facilitar dicha tarea, Bridgman [24, 25], tras ensayar más de cincuenta probetas de acero así como otros metales, determinó una relación empírica entre la relación  $D/R$  y la deformación plástica efectiva ( $\varepsilon^p$ ) o deformación plástica equivalente ( $\varepsilon_{equ}$ ), coincidente con la deformación logarítmica axial ( $\varepsilon_z$ ), proponiendo la siguiente ecuación:

$$\frac{a}{R} = \sqrt{\varepsilon_{equ} - 0,1} \quad (3.73)$$

para  $\varepsilon_{equ} > 0,1$ , y siendo  $a = D/2$ .

Conforme a esta relación, la tensión  $\bar{\sigma}_z$ , por tanto, se puede expresar de forma más conveniente de la siguiente forma:

$$\bar{\sigma}_{zreal} = \sigma_f \left(1 + \frac{2}{\sqrt{\varepsilon_{equ} - 0,1}}\right) \ln\left(\frac{\sqrt{\varepsilon_{equ} - 0,1}}{2}\right) \quad (3.74)$$

La Ec. (3.72), junto con (3.49), permite obtener la ley constitutiva uniaxial  $\sigma_f = \sigma_f(\varepsilon^p)$  cuando se conoce la carga axial ( $F$ ) y el diámetro de la sección mínima ( $D$ ), valores que se obtienen directamente del ensayo de tracción.

Conforme a la Ec. (3.73), este factor de corrección es válido únicamente para materiales cuyo alargamiento total bajo carga máxima real ( $\varepsilon_{maxreal}$ ) sea superior a 0,10, como algunos aceros bajos en carbono y ciertos aluminios.

### 3.2.2. Evolución de las investigaciones en el campo de la estricción

El desarrollo a partir de la década de los 90 de poderosos métodos computacionales y de nuevas ecuaciones constitutivas dentro del método de los Elementos Finitos, ha hecho posible la ampliación de los cálculos estructurales más allá del régimen elástico, permitiendo el estudio de grandes deformaciones e incluso la rotura de los materiales.

En los últimos años se ha producido un desarrollo muy rápido de las técnicas experimentales, existiendo una fuerte tendencia hacia los métodos de campos ópticos. Las avanzadas técnicas de procesamiento de imágenes han permitido el análisis detallado de la evolución del campo de deformaciones localizado en la estricción para probetas planas. Conocido el campo de desplazamientos en los ejes cartesianos "y" y "z" (vectores  $v$  y  $w$ ) mediante potentes softwares conectados a cámaras de grabación o videoextensómetros de alta resolución, es inmediata la obtención, mediante el método de Elementos Finitos, del desplazamiento en el eje longitudinal "x" (vector  $u$ ).

Una de las técnicas más utilizadas es la de proyección de franjas, en la que una cámara situada perpendicularmente a la probeta graba la evolución de un patrón de franjas reflejado sobre la probeta gracias a un proyector situado a un ángulo  $\theta_0$  de la perpendicular a la misma. Estas imágenes son posteriormente tratadas matemáticamente mediante la transformada de Fourier para obtener el campo de desplazamientos  $v, w$ .

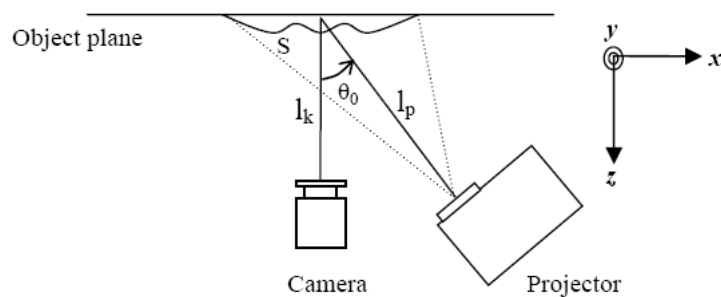


Figura 3-7. Diagrama esquemático del sistema de proyección de franjas (de León Huerta [29])

Citar también el método DSC (Digital Speckle Correlation). Este método consiste en pintar la probeta con sprays de colores blanco y negro de manera aleatoria lo que genera una malla de puntos cuya evolución se traduce en un campo de desplazamientos mediante software conectado a la cámara de grabación.

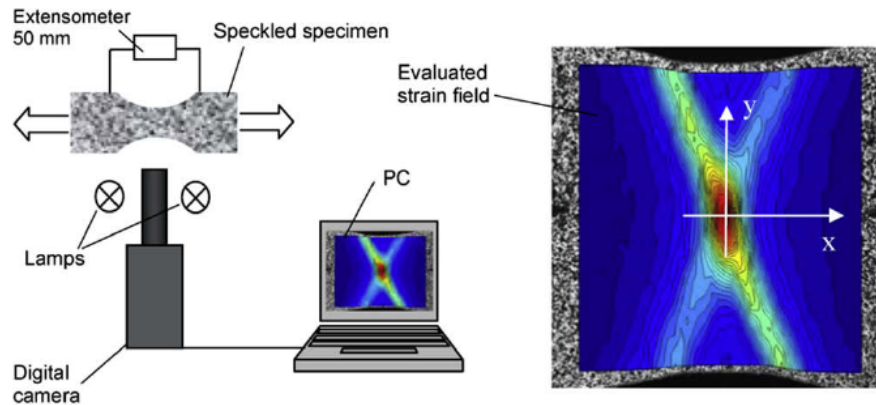


Figura 3-8. Procedimiento experimental utilizado en el método DSC (de Eman [30])

El desarrollo a partir de la década de los 90 de poderosos métodos computacionales y de nuevas ecuaciones constitutivas dentro del Método de los Elementos Finitos, ha hecho posible la ampliación de los cálculos estructurales más allá del régimen elástico y ha permitido validar los resultados obtenidos experimentalmente en el campo de las grandes deformaciones.

A continuación se describen de una manera general las diferentes líneas de investigación desarrolladas en el campo de la estricción de materiales metálicos.

### 3.2.2.1. Leyes de comportamiento para diferentes materiales. Ajustes del factor de corrección de Bridgman

Casi paralelamente, y tomando como referencia las investigaciones de Bridgman [24, 25], Davidenkov y Spiridnova [26] plantearon un factor de corrección alternativo basado en la variación del tamaño de grano en la sección mínima, cuya ecuación es:

$$C = 1 + \frac{a}{4R} \quad (3.75)$$

Sin embargo, la tendencia seguida por la mayoría de los autores para el estudio de la estricción en probetas cilíndricas ha sido trabajar sobre la formulación de Bridgman [24, 25].

Celentano[31] y Bueno Maldonado[32] plantean el problema definiendo una curva de comportamiento tensión-deformación equivalentes desde el inicio de la zona de endurecimiento hasta rotura, tomando como modelo la ecuación exponencial de Hollomon [2], en la que se redefinen los parámetros  $K$  y  $n$ .

Celentano [31] compara probetas de cobre con valores de alargamiento total bajo carga máxima real ( $\epsilon_{maxreal}$ ) de 0,05 y 0,10, determinando, de manera numérica y experimental, las leyes de comportamiento plástico desde el inicio del endurecimiento por deformación para ambas, y concluyendo que el clásico factor de Bridgman [24, 25] se desvía de manera significativa de los resultados obtenidos.

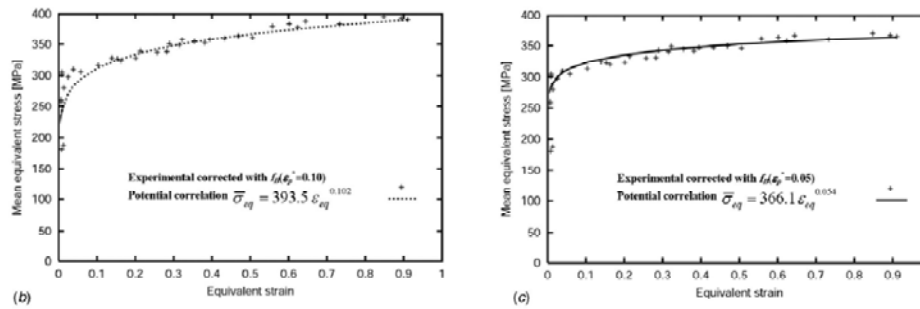


Figura 3-9. Leyes constitutivas según Celentano [31] para probetas de cobre con  $\epsilon_{maxreal}=0,05$  y  $0,10$

Bueno Maldonado [32] propone una ley constitutiva para el acero SAE 1010, realizando un ajuste de dicho coeficiente corrector para obtener la tensión equivalente o tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ), planteando:

$$\frac{a}{R} = -0,1\epsilon_{equ}^2 + 0,95\epsilon_{equ} - 0,1 \quad (3.76)$$

Para este material la Ec. (3.63) resulta:

$$\bar{\sigma}_z = \sigma_f \left( 1 + 2 \left( \frac{1}{-0,1\epsilon_{equ}^2 + 0,95\epsilon_{equ} - 0,1} \right) \right) \ln \left( 1 + \frac{1}{2} (-0,1\epsilon_{equ}^2 + 0,95\epsilon_{equ} - 0,1) \right) \quad (3.77)$$

Una ecuación complementaria se conoce como la ecuación de Ludwik-Hollomon [33], definida como:

$$\sigma_f = A x \varepsilon_{equ}^n x \dot{\varepsilon}_{equ}^m + B \tag{3.78}$$

donde  $A$  y  $B$  son constantes,  $\dot{\varepsilon}_{equ}$  es la velocidad de deformación y  $m$  es la sensibilidad o respuesta del material a dicha velocidad de deformación.

Por otro lado, además del ya citado ajuste del factor de Brigman [24, 25] planteado por Bueno Maldonado [32] para el acero SAE 1010, Le Roy [34] planteó en 1981 de manera genérica la siguiente relación empírica:

$$\frac{a}{R} = 1,1 (\varepsilon_{equ} - \varepsilon_{maxreal}) \tag{3.79}$$

Esta relación fue aplicada por Zangh [35] para dos materiales teóricos con coeficientes de endurecimiento  $n = 0,2$  y  $n = 0,05$ , así como a un acero y a un aluminio obteniendo altos ajustes para todos ellos.

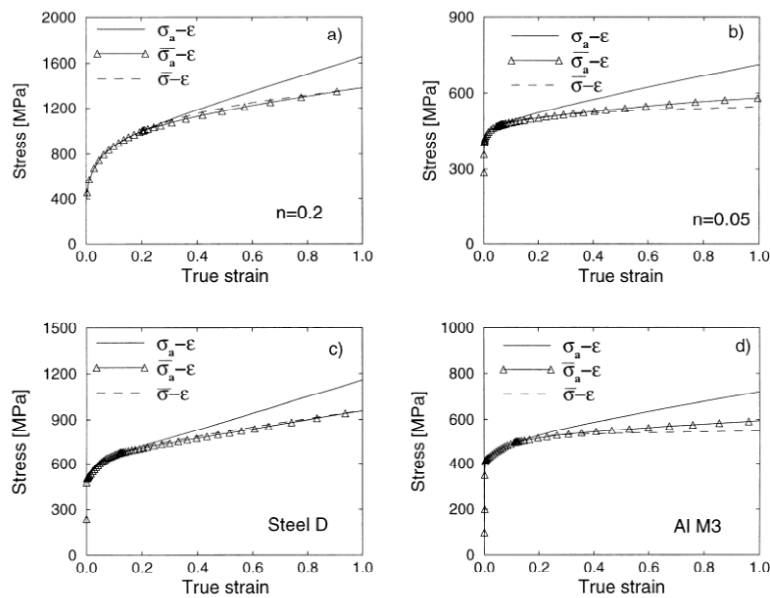


Figura 3-10. Ajustes de la curva de comportamiento plástico para diversos materiales según Zangh [35]

Donato [36], Ganhadul [37] y La Rosa [14] ponen en duda que la distribución de tensiones aportada por Bridgman sea completamente correcta, ya que se deriva, de forma fenomenológica, de calcular las tensiones a partir de la geometría externa del cuello, sin entrar en consideraciones acerca de los mecanismos implicados. Además, su validez, como ya se ha dicho anteriormente, se limita a materiales con  $\varepsilon_{\max real} \leq 0,1$ .

En esta línea, La Rosa [14] tras estudiar inicialmente 14 materiales diferentes, entre ellos aceros inoxidables, aluminio y aceros con contenido medio y bajo en carbono, y ampliando posteriormente sus investigaciones al cobre y a una gran variedad de metales dúctiles, plantea un coeficiente corrector, al que denomina MLR, independiente de la relación  $a/R$ , cuya variable, planteada anteriormente por Le Roy [34] y Saje [38], es  $(\varepsilon_{equ} - \varepsilon_{\max real})$ .

$$\frac{\sigma_i}{\sigma_c} = MLR = 0,9969 - 0,6058(\varepsilon_{equ} - \varepsilon_{\max real})^2 + 0,6317(\varepsilon_{equ} - \varepsilon_{\max real})^3 - 0,2107(\varepsilon_{equ} - \varepsilon_{\max real})^4 \quad (3.80)$$

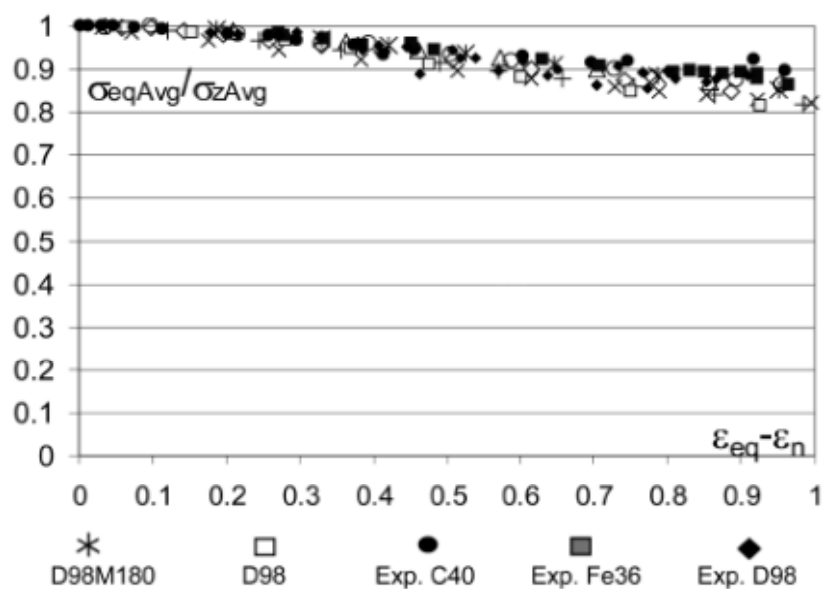


Figura 3-11. Evolución durante la estricción del factor MLR de La Rosa [14] en diferentes materiales



Por último, Nieto [17] presenta una formulación paramétrica para el comportamiento durante la estricción de los aceros corrugados B400SD y B500SD considerando que en esta fase la probeta pasa de ser un cilindro a ser un doble tronco de cono en un régimen de deformación exclusivamente plástica.

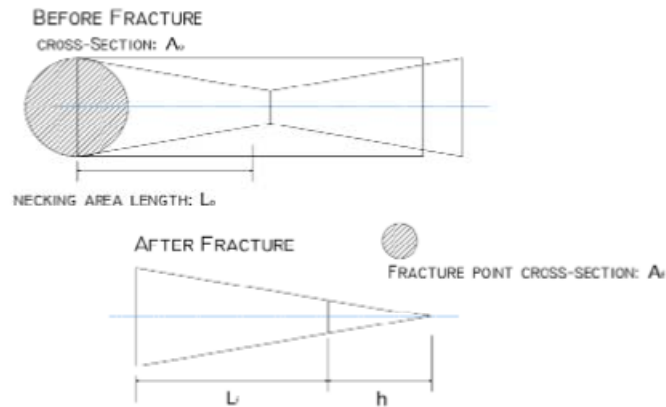


Figura 3-12. Hipótesis de deformación troncocónica del cuello según Nieto [17]

A partir de la hipótesis de conservación de volumen, la relación entre el área de un cilindro y el área de un cono resulta:

$$A = A_0 x \left( \frac{l}{h} + 1 - 3 \frac{l_0}{h} \right) \quad (3.81)$$

En función de esta expresión la tensión axial media en la sección mínima, denominada  $\sigma_{MC}$  se define como:

$$\bar{\sigma}_z = \frac{F}{A} = \frac{F}{A_0} x \left( \frac{1}{\frac{l}{h} + 1 - 3 \frac{l_0}{h}} \right) \quad (3.82)$$

Partiendo del punto asociado a la carga unitaria de rotura ( $\epsilon_{maxreal}, f_{sreal}$ ) define la curva tensión-deformación a partir de los valores experimentales inicial ( $0, f_{sreal}$ ), medio ( $\epsilon_M, \sigma_M$ ) y final ( $\epsilon_{uMC}, \sigma_{uMC}$ ) mediante una ecuación polinómica del tipo:

$$\bar{\sigma}_z = A \times \epsilon_{equ}^2 + B \times \epsilon_{equ} + f_{sreal} \quad (3.83)$$

siendo,

$$A = \frac{f_{sreal} (\varepsilon_M - \varepsilon_{uMC}) + \sigma_M \varepsilon_{uMC} - \sigma_{uMC} \varepsilon_M}{\varepsilon_M \varepsilon_{uMC} (\varepsilon_M - \varepsilon_{uMC})} \quad (3.84)$$

$$B = \frac{f_{sreal} (\varepsilon_{uMC}^2 - \varepsilon_M^2) - \sigma_M \varepsilon_{uMC}^2 + \sigma_{uMC} \varepsilon_M^2}{\varepsilon_M \varepsilon_{uMC} (\varepsilon_M - \varepsilon_{uMC})} \quad (3.85)$$

### 3.2.2.2. Cuello difuso y cuello localizado

En 1952, Swift [39] planteó su teoría del cuello difuso. Al igual que Bridgman [24, 25], considera el inicio de la formación de dicho cuello, asociado a la aparición de deformaciones heterogéneas a lo largo de la probeta, al alcanzarse el punto de carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) donde se da la máxima fuerza, en el que, según Considère [4], se cumple la Ec. (3.11).

Durante el mismo año, Hill [40] propone el criterio de localización del cuello, intuyendo la aparición de bandas de deformación en las secciones transversales, anuncio de la proximidad de la rotura. La teoría del cuello localizado iría inicialmente en contra de la hipótesis seguida por Bridgman [24, 25] de que las deformaciones en la sección mínima son homogéneas hasta el final del fenómeno. Hill estableció el inicio del cuello localizado, anuncio de la rotura, en el momento en el que la velocidad de endurecimiento es igual a la de decrecimiento de la deformación, cumpliéndose:

$$\frac{d\sigma}{\sigma} = -d\varepsilon_t \quad (3.86)$$

donde  $\varepsilon_t = -\varepsilon_1 - \varepsilon_2$ , siendo  $\varepsilon_1$  la deformación máxima y  $\varepsilon_2$  la deformación mínima, referidas a una misma sección transversal y  $\sigma = (F/A)^{\varepsilon_1}$ .

Durante muchas décadas, se asumió el criterio de Swift [39] respecto al inicio del cuello difuso. Sin embargo, a partir de finales de los 90, ha habido un considerable interés por parte de varios autores en analizar el inicio del cuello a partir de teorías alternativas que tienen como objetivo determinar si este criterio es o no cierto.

Havner [41] demuestra analíticamente que, a consecuencia de una cierta inhomogeneidad estructural, el cuello difuso comienza antes de alcanzarse la condición de Considère [4], con una variación de radio de las secciones de entre el 1 y el 2%.

Lei [42], en la misma línea, analizando la influencia de la velocidad de deformación durante el ensayo de tracción para varios aceros de alta resistencia, concluyó que, previo a alcanzarse la fuerza máxima, aparece una no linealidad en la evolución de las deformaciones, anuncio del inicio del cuello difuso.

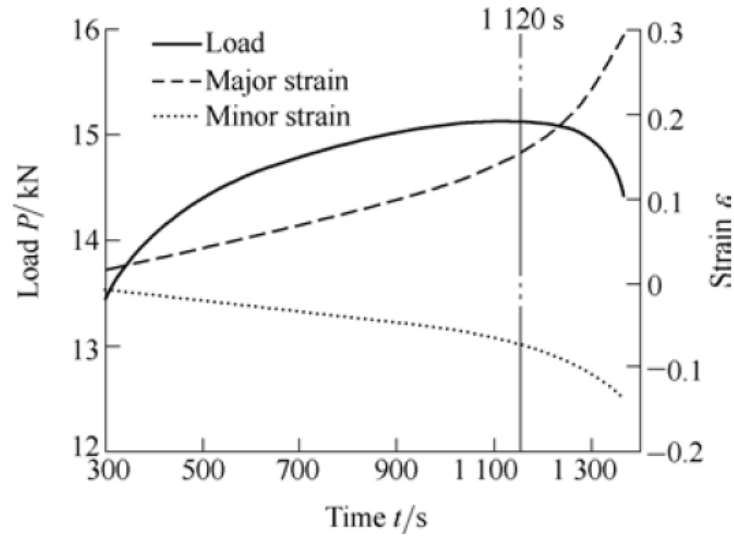


Figura 3-13. Curvas fuerza-deformación vs. tiempo de varios aceros según Lei [42]

Cordero [43] llega a afirmar incluso que el cuello difuso aparece en una amplia zona desde los primeros momentos de la deformación plástica, a pesar de que los alargamientos sean uniformes en la probeta.

Respecto al inicio del cuello localizado, Abbassi [44] asume el criterio de Hill [40], demostrando la aparición de bandas de deformación en probetas planas de acero en los instantes más próximos a la rotura. El resto del cuello podría seguir considerándose difuso, con deformaciones homogéneas en las secciones transversales.

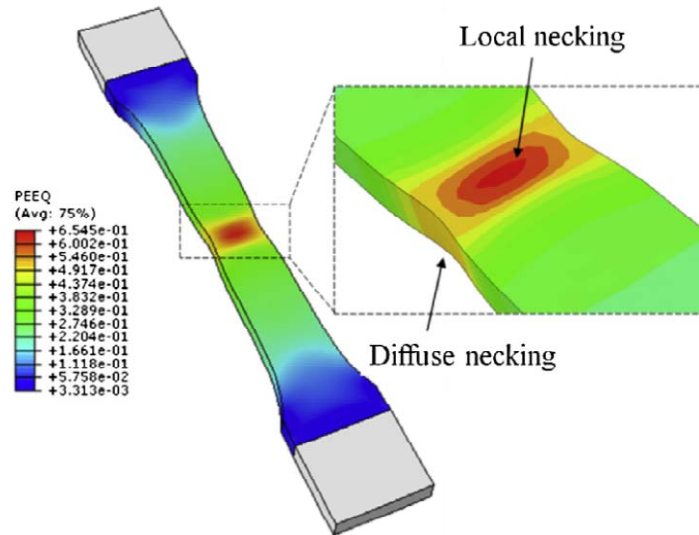


Figura 3-14. Determinación del cuello difuso y cuello localizado según Abassi [44]

### 3.2.2.3. Influencia de otros mecanismos

Existen varias líneas de investigación que inciden sobre los posibles mecanismos que pueden influir en el fenómeno de la estricción, amén del endurecimiento por deformación plástica, como el efecto de la velocidad de deformación estudiado por Lei [42], referido en el apartado 3.2.2.2, el tamaño de grano o la presencia de diversas poblaciones de inclusiones.

Kedim [45] dedujo que un menor tamaño de grano produce un mayor alargamiento de la probeta superada la carga unitaria de rotura ( $f_s$ ).

En cuanto al efecto de las inclusiones, es de importancia ya que da lugar a la nucleación, crecimiento y coalescencia de poros ya desde el inicio de la deformación plástica homogénea.

Le Roy [34] planteó tras un amplio trabajo experimental con diversos aceros que el proceso de nucleación de poros no se produce de manera lineal desde el inicio de la deformación plástica. Una vez sobrepasa la carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) la creación de poros continúa al mismo ritmo que durante la fase de endurecimiento hasta que

se alcanza un determinado valor de deformación ( $\epsilon_{TH}$ ) a partir del cual se produce un incremento importante de los mismos, alcanzando en rotura valores de entre el 5 y el 7% del área de la sección transversal.

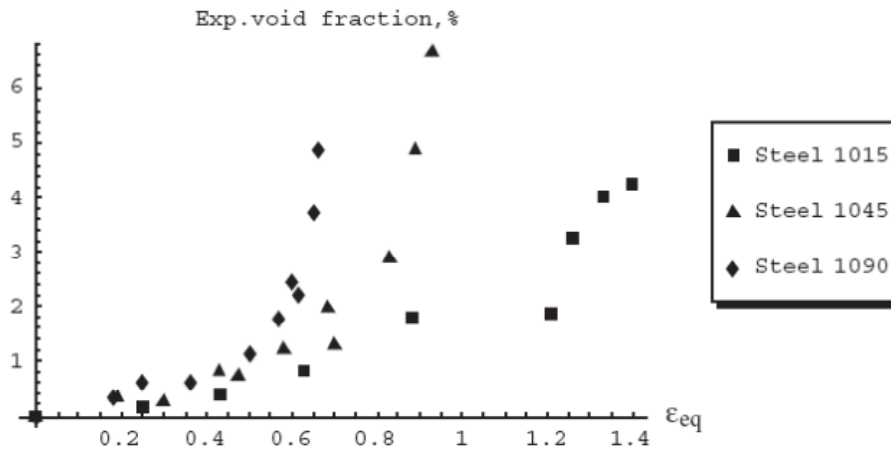


Figura 3-15. Evolución de la cantidad de poros para varios aceros según Le Roy [34]

Para el modelo de crecimiento de poros utilizó como referencia la ley planteada por Rice and Tracey [46] para poros inicialmente esféricos embebidos en una matriz metálica isotrópica:

$$\dot{R}_k = R_0 \left[ \gamma \dot{\epsilon}_k + D \dot{\epsilon}_{equ} \right] \quad (3.87)$$

La variable  $\gamma$  expresa la influencia del crecimiento del poro en una dirección  $k$  sobre la deformación plástica correspondiente. Cuantifica la variación de forma del poro a volumen constante. Para materiales isotrópicos su valor es  $\cong 5/3$ .

La variable  $D$  indica la proporcionalidad de la deformación plástica respecto al crecimiento del poro, asumiendo el mismo crecimiento del poro en las direcciones principales. Cuantifica el incremento de volumen del poro. Su valor se determina mediante la ecuación:

$$D \cong \frac{3}{4} \frac{\sigma_H}{\sigma_f} \quad (3.88)$$

siendo  $\sigma_H$  la tensión hidrostática.

En una primera fase, hasta alcanzar  $\varepsilon_{TH}$ , se puede considerar que los poros, experimentan una deformación elíptica, con un crecimiento en la dirección axial de aplicación de la fuerza y una contracción en los radios comprendidos en los planos perpendiculares a la misma.

Alcanzado el valor de deformación  $\varepsilon_{TH}$ , los poros continuarán teniendo un alargamiento en la dirección axial, pudiendo contraerse o expandirse en las otras dos direcciones principales en función de la relación existente entre los parámetros  $\gamma$  y  $D$ .

Mirone [12] ha comprobado la teoría de Le Roy [34] validando sus resultados mediante el Método de los Elementos Finitos. Tanto él como otros autores [14, 44] consideran que el avance de la estricción debe ser necesariamente estudiado teniendo en cuenta este mecanismo, que puede incrementar la tensión real del material entre un 2 y un 4%.

## Referencias Bibliográficas

- [1] NADAI A. *Theory of flow and fracture of solids*. Nueva York: Mc Graw Hill, 1950.
- [2] HOLLOMON J.H. Tensile Deformation. *Transactions of the American Institute of Mining Engineers (AIME)*. 1945, **162**, 268-290. ISSN 0543-5722.
- [3] RAMBERG W., OSGOOD W.R. Description of stress-strain curves by three parameters. *Technical Note 902*, National Advisory Committee For Aeronautics. Washintong D.C.: 1943.
- [4] CONSIDÉRE M. *Annales des Ponts et Chaussées*. 1885, **9(6)**, 574.
- [5] ASTM E646-07 "Standard Test Method for Tensile Strain-Hardening Exponents (*n*-values) of Metallic Sheet Materials. West Conshohocken: ASTM, 2007.
- [6] DIETER G.E.. *Mechanical Metallurgy*, 2ª ed. Nueva York: Mc Graw Hill, 1976
- [7] BERGSTRÖM, Y. The Hollomon *n*-value, and the strain to necking in steel. En: *YBmat* [en línea]. Febrero 2011. Disponible en: <http://www.tension-deformation.com/paper8.pdf>.
- [8] DOWLING. *Mechanical Behaviour of Materials.*, 2ª ed. Prentice Hall: Upper Saddle River, 1999.
- [9] KALPAKJIAN, S., SCHMID S. R. *Manufacturing Processes for Engineering Materials*, 4ª ed. Upper Saddle River: Pearson Prentice Hall, 2003.
- [10] GONZÁLEZ R., QUINTANA M.J., VERDEJA L.F., VERDEJA J.I. Ultrafine grained steels and the *n* coefficient of strain hardening. *Memoria de trabajos de difusión científica y técnica*. 2011, **9**, 45-54. ISSN: 1510-7450.
- [11] APARICIO G., D'ARMAS H., CIACCIA M. Comportamiento elastoplástico en tracción de láminas de acero ASTM A-569. *Revista Ingeniería UC*. 2007, **14**, 57-63. ISSN: 1316-6832.
- [12] MIRONE G. Approximate model of the necking behaviour and application to the void growth prediction. *International Journal of Damage Mechanics*. 2004, **13(3)**, 241-261. ISSN: 1056-7895.
- [13] COMISIÓN ASESORA ARCER. Diagramas característicos de tracción de los aceros con características especiales de ductilidad, con marca ARCER. *Monografías ARCER*. 2003 (4). ISSN: 1576-2734.

- [14] LA ROSA G., MIRONE G., RISITANO A. Postnecking elastoplastic characterization: Degree of approximation in the Bridgman method and properties of the flow-stress/true-stress ratio. *Metallurgical and Materials Transactions A*. 2003, **34**(3), 615-624. ISSN:1543-1940.
- [15] CALLISTER W.D. Jr. *Introducción a la Ciencia e Ingeniería de los Materiales*, 2ª ed. México D.F.: Limusa Wiley, 2009.
- [16] CASTRO H., RODRÍGUEZ F.J., BELZUNCE F. J. Comportamiento a fractura de aceros inoxidables austeníticos utilizados como material de refuerzo en hormigón armado. *Anales de Mecánica de la Fractura*. 2001, **18**, 124–129. ISSN: 0213-3725.
- [17] NIETO E.J., HORTIGÓN B., FERNÁNDEZ F., HERNÁNDEZ O. New parametric formulation of elastoplastic behaviour in ductile metals. *American Institute of Physics Conference Proceedings*. 2012, **1431**, 118–125. ISSN: 0094-243X.
- [18] MIRAMBELL E., REAL E. On the calculation of deflections in structural stainless steel beams: An experimental and numerical investigation. *Journal of Constructional Steel Research*. J.2000, **54**, 109–133. ISSN: 0143-974X.
- [19] RASMUSSEN K.J.R. Full-range stress-strain curves for stainless alloys. *Journal of Constructional Steel Research*. 2003, **59**, 47-61. ISSN: 0143-974X.
- [20] MACDONALD M., RHODES J., TAYLOR G. T. Mechanical properties of stainless steel lipped channels. en *Fifteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures* 673–686, 2000.
- [21] *SEI/ASCE 8-02 "Specification for the Design of Cold-Formed Stainless Steel Structural Members"*. Reston: ASCE, 2002.
- [22] QUACH W.M., TENG J.G., CHUNG K. F. Three-stage full-range stress-strain for stainless steels. *Journal of Structural Engineering*. 2008, **134**, 1518–1527. ISSN: 0733-9445.
- [23] *AS/NZS 4673:2001 "Cold-formed stainless steel structures"*. Sidney-Wellington: Standards Australia International and Standards New Zealand, 2001.
- [24] BRIDGMAN P.W. The stress distribution at the neck of a tension specimen. *Transaction of the American Society for Metals (ASM)*. 1944, **32**, 553-574. ISSN: 0021-8926.



- [25] BRIDGMAN P.W. *Studies in large plastic flow and fracture*. Nueva York: McGraw Hill; 1952.
- [26] DAVIDENKOV N.N., SPIRIDONOVA N.I. Analisis of the state of stress in the neck of a tension specimen. *Proceedings\_American Society for Testing and Materials*. 1946, **46**, 1147-1158. ISSN: 0097-4153.
- [27] GOICOLEA J.M. *Numerical modelling in large strain plasticity with application to tube collapse analysis*. Universidad de Londres, 1985.
- [28] GARCÍA-GARINO C., GABALDÓN F., GOICOLEA J. M., MIRASSO A., RAICHMAN S. Simulación Computacional del ensayo de tracción simple con estricción. 2004. Disponible en: <http://w3.mecanica.upm.es/papers/informe-hyper.pdf>.
- [29] LEÓN-HUERTA A., MARTÍNEZ A., RAYAS J.A., CORDERO R. Dynamic measurement of strain in test specimen by fringe projection. *Proceedings of SPIE-The International Society for Optical Engineering*. 2008, **7063** (70631E). ISSN: 0277-786X.
- [30] EMAN J., SUNDIN K.G., OLDENBURG M. Spatially resolved observations of strain fields at necking and fracture of anisotropic hardened steel sheet material. *International Journal of Solids and Structures*. 2009, **46**, 2750-2756. ISSN: 0020-7683.
- [31] CELENTANO D.J., CABEZAS E., GARCÍA C. Analysis of the Bridgman procedure to characterize the mechanical behavior of materials in the tensile test: Experiments and simulation. *Journal of Applied Mechanics*. 2005, **72**(1), 149-152. ISSN: 0021-8936.
- [32] BUENO-MALDONADO R. *Ductilidad en armaduras pasivas*. Departamento de Mecánica de Medios Continuos, Teoría de estructuras e Ingeniería del terreno. Universidad de Sevilla, 2006.
- [33] KIM S.K., KIM S.H., RYU W.-S. Finite elements analysis of the onset of necking and the post-necking behaviour during uniaxial tensile testing. *Materials Transactions*. 2005, **46**, 2159–2163. ISSN: 1073-5623.
- [34] LE ROY G., EMBURY J.D., EDWARDS G., ASHBY M. F. A model of ductile fracture based on the nucleation and growth of voids. *Acta Metallurgica*. 1981, **29**, 1509–1522. ISSN: 0001-6160.

[35] ZHANG Z.L., HAUGE M., ODEGARD J., THAULOW C. Determining material true stress-strain curve from tensile specimens with rectangular cross-section. *International Journal of Solids and Structures*. 1998, **36**, 3497–3516. ISSN: 0020-7683.

[36] DONATO G.H., GANHARUL G. K. Methodology for the experimental assessment for true stress-strain curves after necking employing cylindrical tensile specimens: Experiments and parameters calibration. en *ASME 2013: Pressure Vessels and Piping Conference*. American Society of Mechanical Engineers, 2013.

[37] GANHARUL G.K.; DE BRAGANZA AZEVEDO N.; DONATO G. H. Methods for the experimental evaluation of true stress-strain curves after necking of conventional tensile specimens: Exploratory investigation and proposals. in *ASME 2012 Pressure Vessels and Piping Conference* American Society of Mechanical Engineers, 2012.

[38] SAJE M., PAN J., NEEDLEMAN A. Void nucleation effects on shear localization in porous plastic solids. *International Journal of Fracture*. 1982, **19**, 163–182. ISSN: 0376-9429.

[39] SWIFT H. W. Plastic instability under plane sheet. *Plastic instability under plane stress*. 1952, **1**, 1–18. ISSN: 2055-2070.

[40] HILL R. On discontinuous plastic states with special reference to localized necking in the sheet. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1952, **1**, 19–32. ISSN: 2055-2070.

[41] HAVNER K. S. On the onset of necking in the tensile test. *International Journal of Plasticity*. 2004, **20**, 965–978. ISSN: 0749-6429.

[42] LEI D., JIANPING L., JUNYING M., ZHENG P., YOU. Y. Necking of Q&P steel during uniaxial tensile test with the aid of DIC Technique. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*. 2013, **26**, 448–453. ISSN: 1000-9345.

[43] CORDERO R, MARTÍNEZ A., RAYAS J., LABBE, F. Necking progression in tensile specimens monitored in real time by using fringe projection. *Optics and Lasers in Engineering*. 2010: **48**, 1285–1290. ISSN: 0143-8166.

[44] ABBASSI F., MISTON S., ZGHAI A. Failure analysis based on microvoid growth for sheet metal during uniaxial and biaxial tensile test. *Materials & Design*. 2013, **49**, 638-646. ISSN: 0261-3069.

[45] KEDIM O., LESAGE P., TACHIKART M., RAHOUADJ R. Influence of microstructural parameters on strain localization in uniaxial tension. *Materials Characterization*. 1996, **36**, 159–163. ISSN: 1044-5803.

[46] RICE J.R., TRACEY D. M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *Journal of the Mechanics and Physic of Solids*. 1969, **17**, 201–217. ISSN: 0022-5096.

# 4. PROCEDIMIENTO EXPERIMENTAL

---

## 4.1. Materiales ensayados

Los aceros sometidos a ensayo se engloban dentro de los dos grandes grupos utilizados en estructuras de hormigón armado: los tradicionales aceros al carbono y los aceros inoxidables. A efectos de poder establecer una comparativa entre su comportamiento, todas las probetas ensayadas poseen un diámetro nominal de 14 mm, ya que, dentro de la gama de barras fabricadas para un acero de una calidad determinada, el alargamiento bajo carga máxima ( $\epsilon_{\max}$ ) disminuye conforme mayor es el diámetro de la probeta [1]. Los aceros al carbono han sido fabricados y suministrados por la empresa SIDERÚRGICA SEVILLANA S.A. y los aceros inoxidables han sido proporcionados por ACERINOX S.A. y fabricados por la empresa ROLDÁN S.A.

Dentro del grupo de aceros al carbono, los tipos estudiados han sido los siguientes:

- *Acero B500SD*: acero corrugado con especiales características de ductilidad y límite elástico  $f_y = 500$  MPa (recogido en la instrucción EHE-08 [2]).
- Acero liso con especiales características de ductilidad y  $f_y = 500$  MPa (no normalizado). A efectos de esta tesis se denominará "*acero liso 500SD*".
- Acero corrugado con  $f_y = 500$  MPa, fabricado por la empresa suministradora para exportación. Posee una disposición de corrugas idéntica a la de los aceros B500SD cumpliendo, como se verá más adelante, los parámetros establecidos por la actual instrucción [2] para los aceros B500S y B500SD, aunque con unas características resistentes

mayores que el acero B500SD englobado en el primer grupo. Al no ser un acero normalizado como tal, lo denominaremos “*acero corrugado TEMPCORE*”.

Todos los aceros descritos han experimentado un proceso de fabricación mediante laminación en caliente. La composición química de cada colada suministrada por SIDERÚRGICA SEVILLANA S.A. se detalla en las Tabla 4-1, Tabla 4-2 y Tabla 4-3, así como los valores máximos establecidos en la instrucción EHE-08 [2] para el producto terminado.

Tabla 4-1. Composición química en % del acero corrugado B500SD

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	N	Sn	C <sub>equ</sub>
S.S.	0,22	0,20	0,71	0,034	0,035	0,17	0,10	0,02	0,46	0,004	0,02	0,41
EHE-08	0,24			0,055	0,055				0,85	0,014		0,52

Tabla 4-2. Composición química en % del acero liso 500SD

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	N	C <sub>equ</sub>
S.S.	0,15	0,16	0,65	0,027	0,04	0,16	0,10	0,02	0,46	0,009	0,33
EHE-08	0,24			0,055	0,055				0,85	0,014	0,52

Tabla 4-3. Composición química en % del acero corrugado TEMPCORE

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	N	Sn	C <sub>equ</sub>
S.S.	0,18	0,12	0,73	0,023	0,034	0,16	0,15	0,03	0,44	0,012	0,02	0,38
EHE-08	0,24			0,055	0,055				0,85	0,014		0,52

La composición del acero B500SD se ajusta a los límites recogidos en la instrucción EHE-08 [2], aunque el contenido de carbono (C) está en su límite máximo, lo que queda compensado por un valor del carbono equivalente (C<sub>equ</sub>) por debajo del máximo.

El acero liso 500SD también cumpliría la instrucción mencionada aunque el contenido de elementos endurecedores por solución es menor (silicio (Si), manganeso (Mn) y nitrógeno (N)), así como el contenido de carbono (C) y el

carbono equivalente ( $C_{equ}$ ), fundamentales en el proceso de temple asociado al TEMPCORE.

Por último, el acero corrugado TEMPCORE muestra una composición acorde a la instrucción [2], aunque el contenido de nitrógeno (N) alcanza el valor máximo permitido. No se tienen los contenidos de aluminio (Al), titanio (Ti), niobio (Nb) y vanadio (V), elementos fijadores del nitrógeno (N) en forma de nitruros, que podrían dar una población de partículas o inclusiones elevada.

En cuanto a los aceros inoxidable, se ha analizado el comportamiento de los tipos denominados según la norma UNE-EN 10088-1:2006 [3] como aceros 1.4301 (X5CrNi18-10) y 1.4462 (X2CrNiMoN22-5-3). Por su mayor simplicidad, se citarán a partir de ahora según la denominación establecida en las normas americana A955/A995M-09 [4] y británica BS 6744:2001+A2:2009 [5] respectivamente: aceros AISI 304 y Dúplex 2205.

Ambos aceros son corrugados y fabricados mediante laminación en frío, atendiendo a una microestructura austenítica el primero y a una austeno-ferrítica el segundo. La disposición de corrugas es la utilizada por la empresa ROLDÁN S.A. para los aceros laminados en frío (véase apartado 2.3.3).

En las Tabla 4-4 y Tabla 4-5 se detalla su composición química según la empresa suministradora. Dicha composición cumple en ambos casos los requisitos que recoge la norma UNE-EN 10088-1:2006 [3] y la UNE-EN 10088-5:2009 [6].

Tabla 4-4. Composición química en % del acero corrugado AISI 304

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	N	Ti	Co
0,051	0,267	1,436	0,03	0,002	18,243	8,207	0,255	0,278	0,051	0,005	0,14

Tabla 4-5. Composición química en % del acero corrugado Dúplex 2205

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu	N	Ti	Co
0,02	0,317	1,599	0,032	0,0014	22,454	4,657	3,283	0,117	0,169	0,009	0,034

La elección de aceros inoxidable laminados en frío se debe fundamentalmente a la dificultad para encontrar en el mercado barras con diámetro 14 mm fabricadas mediante laminación en caliente. Mientras que para los aceros al carbono es usual

la laminación en caliente en las series completas de cualquier tipología, para los aceros inoxidables en barras, tal y como se comentó en el apartado 2.3.3, es más frecuente utilizar el proceso de laminación en frío para barras de diámetro reducido (hasta 14 mm), dejando el proceso de laminación en caliente para las barras de mayor diámetro.

En la Tabla 4-6 se adelantan los valores medios obtenidos para los principales parámetros mecánicos de los cinco tipos de acero estudiados, así como su módulo de elasticidad ( $E$ ).

Tabla 4-6. Valores mecánicos experimentales y normalizados de los aceros estudiados

	Tipo de acero	$f_y$ (MPa)	$f_s$ (MPa)	$f_s / f_y$	$\epsilon_{max}$	$\epsilon_{u,5}$	$E$ (MPa)
Valores experimentales	Liso 500SD	498,27	617,30	1,21	0,1112	0,2593	195
	B500SD	515,22	648,79	1,26	0,1539	0,2572	200
	Corrugado TEMPCORE	554,63	678,24	1,22	0,1226	0,1742	187
	AISI 304 (b)	758,96	883,90	1,16	0,1669	0,3323	162
	Dúplex 2205 (b)	958,19	1123,56	1,17	0,0545	0,1906	152
EHE-08 [2]	B500S	$\geq 500$	$\geq 550$	$\geq 1,05$	$\geq 0,05$	$\geq 0,12$	
	B500SD	$\geq 500$	$\geq 575$	$\geq 1,15/\leq 1,35$	$\geq 0,075$	$\geq 0,16$	
UNE-EN 10088-1 [3]	AISI 304(a)	$\geq 400$	$\geq 600/\leq 950$	$\geq 1,10$	$\geq 0,12$	$\geq 0,18$	$\geq 0,25$
UNE-EN 10088-5 [6]							
UNE 36067 [7]	B600T INOX	$\geq 600$	$\geq 700$	$\geq 1,10$	$\geq 0,12$	$\geq 0,18$	
UNE-EN 10088-5 [6]	Dúplex 2205(a)	$\geq 650$	$\geq 850/\leq 1100$		$\geq 0,12$	$\geq 0,25$	

(a) Los valores mostrados corresponden a los perfiles deformados en frío y sometidos a un tratamiento posterior de recocido de solución en los estados 2H, 2B, 2G o 2P.

(b) Valores determinados haciendo uso de las velocidades de ensayo detalladas en la Tabla 4-9.

Todos los aceros cumplen con las especificaciones correspondientes a la calidad que se les supone. Únicamente el Dúplex 2205 tiene una deformación bajo carga máxima ( $\epsilon_{max}$ ) inferior a la máxima sugerida por la norma. Por otra parte, es de notar que el corrugado TEMP CORE cumple con las especificaciones de los aceros B500S y B500SD.

## 4.2. Ejecución de los ensayos

Los ensayos se han realizado según las pautas establecidas en la norma UNE-EN ISO 15630-1:2011 [8], en la que se determinan las condiciones que deben cumplir tanto las probetas como el equipamiento utilizado.

Para la ejecución de los ensayos se ha tomado de referencia la norma UNE-EN ISO-6892-1:2010 [9], a la que remite la citada UNE-EN ISO 15630-1 [8].

### 4.2.1. Probetas

Como se puede observar en la Figura 4-1 las probetas han sido extraídas directamente de las barras suministradas por los fabricantes, conforme a lo especificado en la norma UNE-EN ISO 15630-1:2011 [8], no sufriendo ningún tipo de mecanizado. La barra situada en la parte superior de la figura corresponde a la tipología del acero al carbono denominado en esta tesis “liso 500DS”, la del centro a la tipología de aceros corrugados al carbono B500SD y al “corrugado TEMPCORE” y la inferior a las barras corrugadas de acero inoxidable AISI 304 y Dúplex 2205.



Figura 4-1. Tipologías de probetas ensayadas según disposición de corrugas



Para la determinación de la longitud inicial entre puntos ( $L'_0$ ) se han seguido las pautas establecidas en el apartado 6.1.1 de la norma UNE-EN ISO 15630-1:2011 [8].

La experimentación realizada se basa en el ensayo de un total de 141 probetas. En la Tabla 4-7 se detallan el número, la longitud total ( $L_t$ ) de las mismas, la longitud calibrada entre mordazas ( $L_0$ ) y la longitud entre puntos ( $L'_0$ ) referida anteriormente, equivalente a 5 veces el diámetro inicial de la barra, necesaria para la determinación del alargamiento de rotura ( $\epsilon_{u,5}$ ).

Tabla 4-7. Cantidad y características de las probetas ensayadas

Tipo de acero	Nº de probetas	$L_0$	$L'_0$	$L_t$ (mm)
Liso 500SD	30	110	70	250
B500SD	28	110	70	250
Corrugado TEMPCORE	36	110	70	250
AISI 304	22	100	70	200
Dúplex 2205	25	100	70	200

#### 4.2.2. Equipos de ensayo

La máquina utilizada es de la marca "Shimadzu", modelo "AG-X", Clase 1, con una célula de carga de 300 kN. Las incertidumbres de medida de la misma son de un  $\pm 0,1\%$  en desplazamiento y de un  $\pm 1\%$  en fuerza (para un nivel de confianza del 95% y un factor de cobertura  $K=2$ , según certificado de calibración).

La máquina se encuentra conectada a un PC de 2,4Gh y 1Gb de memoria RAM, en el que se controlan todos los parámetros de cada ensayo y se registran los datos de los mismos mediante el software "TrapeziumX versión 1.1.0b".

Todos los ensayos han sido grabados con una cámara digital de alta resolución modelo "Sony Handycam HDR-XR160E" a 1080p con resolución de 4.2Mpix y zoom óptico de 30x, posicionada de manera frontal a la probeta.

Para conseguir una mayor calidad en la grabación de los ensayos, la máquina fue equipada con un sistema de iluminación fabricado en el Taller de Mecanizado de la Escuela Politécnica Superior, consistente en dos focos de luz blanca en la parte

delantera y una pantalla fluorescente en la parte trasera, fijada con dos pletinas metálicas con imanes en sus extremos. Con ello se consigue una iluminación correcta de la probeta sobre un fondo blanco, lo que permite a través de la grabación realizada en cada ensayo, delimitar de una manera exacta la evolución del contorno de la misma.



Figura 4-2. Equipo utilizado en los ensayos



Figura 4-3. Interfaz del programa "Trapezium X"

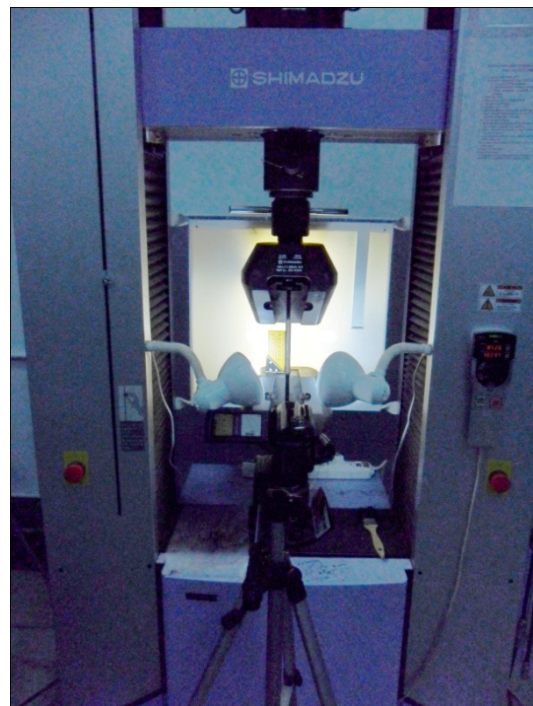


Figura 4-4. Vista general del sistema de grabación e iluminación

Para la determinación del módulo de elasticidad o módulo de Young ( $E$ ) de los aceros ensayados se ha utilizado un extensómetro Clase 1 marca MESS & FEINWERTECHNIK, modelo MFA25 con una incertidumbre de medida, para un nivel de confianza del 95% y un factor de cobertura  $K = 2$  (según certificado de calibración), de:

- 6,1 micras para un margen calibrado entre 0,25 y 2,5 mm.
- 109,9 micras para un margen calibrado entre 2,5 y 25 mm.

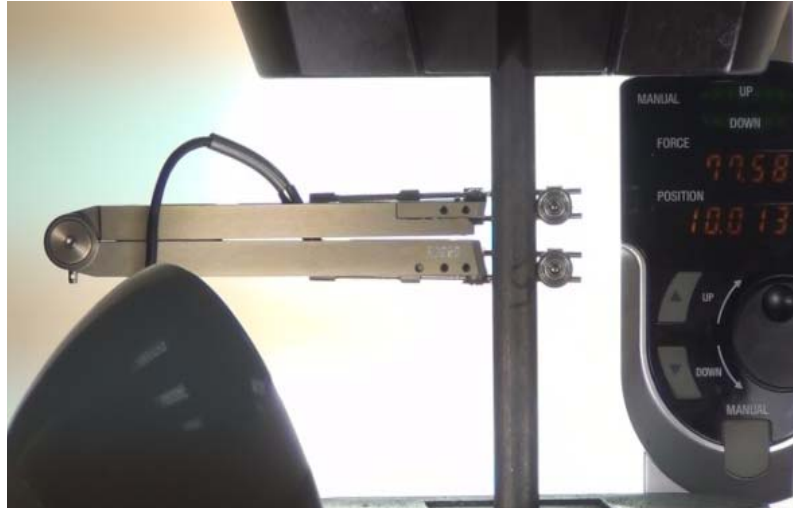


Figura 4-5. Extensómetro para medición del módulo de elasticidad ( $E$ )

#### 4.2.3. Procedimiento de ensayo

El procedimiento seguido en la ejecución de los ensayos contiene las siguientes etapas:

##### 4.2.3.1. Pesado de las probetas

A efectos de determinar la sección transversal media equivalente ( $A_{equ}$ ) y, por tanto, el diámetro equivalente inicial ( $D_{equ}$ ), Ec. (2.5), de las probetas de acero

corrugado, éstas fueron pesadas con una balanza de precisión marca “Kern”, modelo “EMB 2200-0”.

En la Tabla 4-8 se indica el porcentaje de error en el cálculo de la sección transversal media equivalente ( $A_{equ}$ ) para los diferentes tipos de barras corrugadas, considerando un error de  $\pm 1$  gr en el cálculo del peso y de  $\pm 1$  mm en el de la longitud. Como se puede observar ninguno de los cálculos realizados supera el valor máximo de  $\pm 0,5\%$  establecido en la norma UNE-EN ISO-6892-1:2010 [9].



Figura 4-6. Balanza utilizada para el pesado de las probetas

Tabla 4-8. Porcentajes de error en cálculo de  $A_{equ}$

Tipo de acero	% error peso	% error longitud	% error total
B500SD	0,0032	0,0038	0,0070
Corrugado TEMPCORE	0,0031	0,0038	0,0069
AISI 304	0,0044	0,0052	0,0096
Dúplex 2205	0,0044	0,0051	0,0095

Conocida la masa real, se aplicó la ecuación:

$$A_{equ} (mm^2) = 127,389 \frac{p}{L_t} \quad (4.1)$$

donde  $p$  es la masa de la probeta en gr y  $L_t$  es la longitud de la probeta en mm.

Como masa específica del acero se adoptó el valor de  $7850 \text{ kg/m}^3$ .

#### 4.2.3.2. Marcado de las probetas

Con el objeto de obtener datos a posteriori de la deformación en el cuello y, ante el desconocimiento de la zona exacta en la que se va a producir el fenómeno, se marcó la longitud entre mordazas mediante una plantilla metálica con perforaciones cada 2,5 mm, equivaliendo 29 marcas a los 70 mm correspondientes a la longitud inicial entre puntos ( $L'_0$ ).



Figura 4-7. Plantilla para el marcado de la longitud calibrada en barras lisas



Figura 4-8. Probeta marcada de acero liso 500SD

#### 4.2.3.3. Ejecución de los ensayos

En la Tabla 4-9 se indican las velocidades de ejecución de los ensayos para cada tipo de acero. Conforme a lo establecido en la norma UNE-EN ISO 6892-1:2010 [9], el parámetro de control en el tramo elástico ha sido el incremento de tensión mientras que durante el tramo plástico se ha utilizado como referencia el desplazamiento del cabezal.

Tabla 4-9. Velocidades de ejecución de los ensayos

Tipo de acero	Velocidad de ensayo		
	Tramo elástico (Mpa/seg)	Tramo plástico (mm/min)	Estricción (mm/min)
Liso 500SD	20	10	5
B500SD	20	10	5
Corrugado TEMPCORE	20	10	5
AISI 304	20	20	5
Dúplex 2205	20	10	5

Para disponer de la evolución fuerza-desplazamiento durante cada ensayo se hizo una captura de pantalla en forma de video con el software “Camtasia 7”.

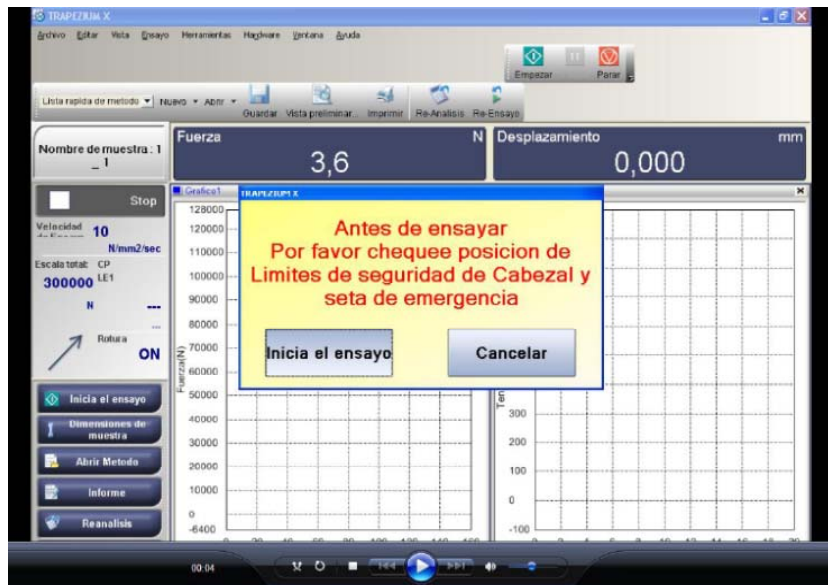


Figura 4-9. Captura de pantalla mediante el software “Camtasia”

La sincronización entre las grabaciones de los ensayos con la cámara y la pantalla del PC mediante el software “Camtasia” permitió asociar posteriormente un perfil concreto de la probeta al dato fuerza-desplazamiento correspondiente. Estas imágenes permitieron comprobar la longitud instantánea ( $L$ ) durante la fase de endurecimiento y obtener valores certeros de deformación, así como analizar el fenómeno de la estricción, conforme a lo descrito en el apartado 4.5.1.1.

Para determinar el perfil a grabar más óptimo en las probetas de acero corrugado, se realizaron pruebas previas con dos probetas de acero al carbono, situándolas en las siguientes posiciones: en la primera, la barra se colocó de manera que el perfil de la misma lo determinaban sus dos aletas mientras que en la segunda, dicho perfil quedaba delimitado por su núcleo.



Figura 4-10. Pruebas en probetas de acero B500SD para determinar el perfil más idóneo de grabación

Tras analizar los fotogramas extraídos de ambas grabaciones y someterlos posteriormente al proceso de tratamiento de imágenes referido anteriormente, se comprobó la inviabilidad de la segunda opción, ya que las corrugas impedían un análisis exacto del perfil del núcleo, y se decidió como idónea la grabación del perfil definido por las dos aletas de la probeta. Para los aceros inoxidable se siguió el mismo criterio, colocando las probetas con dos de sus tres aletas en línea perpendicular a la grabación, siendo el sector delimitado por ambas en el que se realizó el marcado.

Una vez finalizado el ensayo, se determinó para cada barra el alargamiento de rotura ( $\epsilon_{u,5}$ ) con un calibre digital marca “Mitutoyo”, con una incertidumbre de medida de 0.01mm (para un nivel de confianza del 95% y un factor de cobertura



K=2). Dicho parámetro queda determinado mediante el alargamiento de una longitud inicial entre puntos ( $L'_0$ ) igual a 5 veces el diámetro inicial de la barra ( $D_0$ ) procurando que la estricción quede lo más centrada posible (véase capítulo 2). En este caso, dicha longitud resulta de 70 mm para todas las barras.

### 4.3. Análisis estadístico de los resultados

#### 4.3.1. Tratamiento previo de datos

Gracias al software "Trapezium X", además de los parámetros característicos del ensayo de tracción, se obtiene una tabla que contiene los datos fuerza-desplazamiento cada 10 mseg, resultando un total de entre 10.000 y 18.000 puntos para cada ensayo, dependiendo de la duración del mismo.

Para eliminar posibles picos en las curvas obtenidas, se realizó un muestreo con el software "Matlab 7.10". Los puntos resultantes tras el cribado fueron tratados posteriormente con el programa "Microsoft Excel 2010", en el que se elaboró una macro mediante la cual, introduciendo de forma manual los valores de tensión obtenidos inicialmente de la máquina en los puntos que marcan el inicio de la curva de comportamiento plástico ( límite elástico ( $f_y$ ) o límite de cedencia ( $f_{sh}$ ) en el caso de los aceros con región de fluencia), el número de puntos queda reducido a un total de 200, 50 en zona elástica y 150 en zona plástica.

El muestro puede considerarse suficiente. Tómese como comparación el número de puntos (3) que sugiere la norma ASTM E646-07 [10] para la determinación de la curva de Hollomon [11].

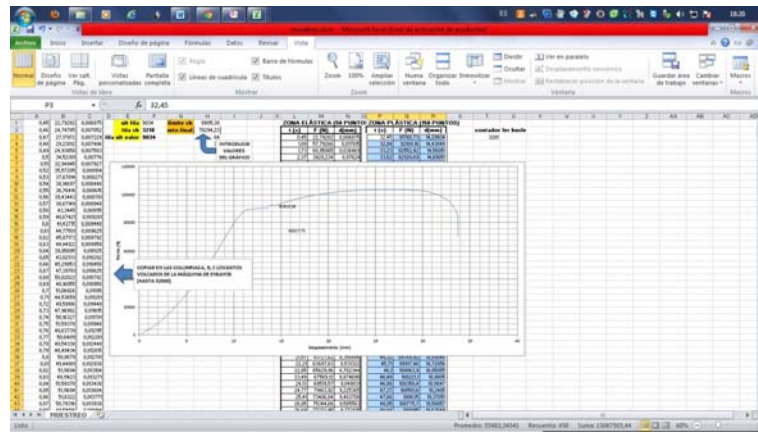


Figura 4-11. Macro desarrollada para el tratamiento de datos

#### 4.3.2. Determinación de los parámetros de la curva tensión-deformación ingenieril

Para la obtención de los parámetros que definen el diagrama tensión-deformación de cada probeta a partir de estos valores, se ha seguido la metodología descrita en la monografía realizada por la marca ARCER en el año 2003 referida a los aceros corrugados al carbono de alta ductilidad [1].

Los pasos seguidos han sido los siguientes:

- Se determinó como carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) el máximo valor de "y" como alargamiento bajo carga máxima ( $\epsilon_{\max}$ ) el valor de "x" correspondiente a dicho máximo.
- Se seleccionaron los puntos del ensayo que verificaban " $x < \epsilon_{\max}$ " y además  $0,4f_s \leq y \leq 0,7 f_s$  y se ajustó a esos puntos, mediante el software "Graph 4.4.2", una recta por mínimos cuadrados con pendiente el módulo de elasticidad ( $E$ ). A continuación se obtuvo el punto de intersección de dicha recta con el eje de abscisas,  $x_0$ , y se trasladó el origen de las "x" a ese punto, haciendo  $x' = x - x_0$  (y, por tanto,  $\epsilon'_{\max} = \epsilon_{\max} - x_0$ ). En adelante, se referirá como "x" la nueva abscisa de cada punto.

- Se trazó por el punto (0,002, 0) una recta de pendiente igual al módulo de elasticidad ( $E$ ) y se compararon los valores del ensayo y de la recta para cada "x" del ensayo hasta detectar el primer punto del ensayo cuya ordenada es inferior a la correspondiente de la recta. El valor del límite elástico ( $f_y$ ) se determinó por interpolación de las dos parejas de valores inmediatamente inferiores correspondientes de la recta y del ensayo.
- Por último se calculó la deformación asociada a  $f_y$  mediante la ecuación  $\varepsilon_y = f_y/E$ .

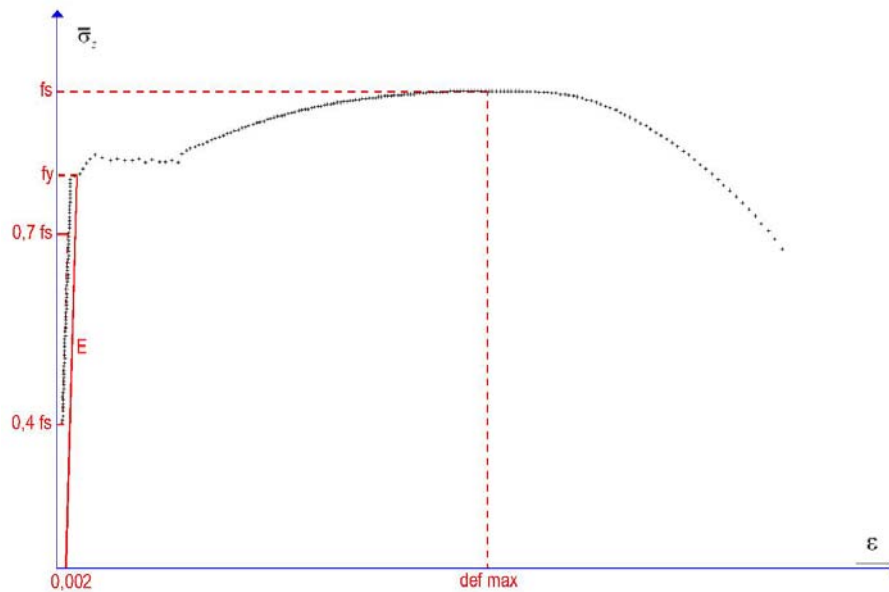


Figura 4-12. Parámetros determinados a partir del diagrama ingenieril  $\bar{\sigma}_z - \varepsilon$

Previo al cálculo de los valores medios de estos parámetros, se ha realizado la comprobación, únicamente para los materiales corrugados, del criterio de aceptabilidad de cada lote según la variabilidad del diámetro equivalente ( $D_{equ}$ ), obtenido tras su pesaje, respecto al diámetro nominal ( $D_{nom}$ ) dado por el fabricante, conforme a lo establecido en el Anejo D de la norma UNE-EN ISO 6892-1:2010 [9].

Para el cálculo de la incertidumbre de los valores medios, tanto en este apartado como en el resto de la tesis, se ha atendido a la norma JGCM 100:2008 [12], conocida comúnmente como norma GUM (Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement), traducida al castellano por el Centro Español de Metrología. El proceso seguido para el cálculo de los valores de incertidumbre se describe de manera exhaustiva en el Anejo B. Cálculo de incertidumbres de medida.

#### 4.3.3. Obtención de la curva tensión-deformación real

A los puntos anteriores ( $\varepsilon_{\max}$ ,  $f_s$ ) de cada ensayo se le aplicaron las Ec. (3.2) y Ec. (3.3) para la obtención de los diagramas tensión-deformación reales. Los datos obtenidos tras la realización de este proceso han sido los utilizados para la definición de los modelos de comportamiento de los aceros estudiados.

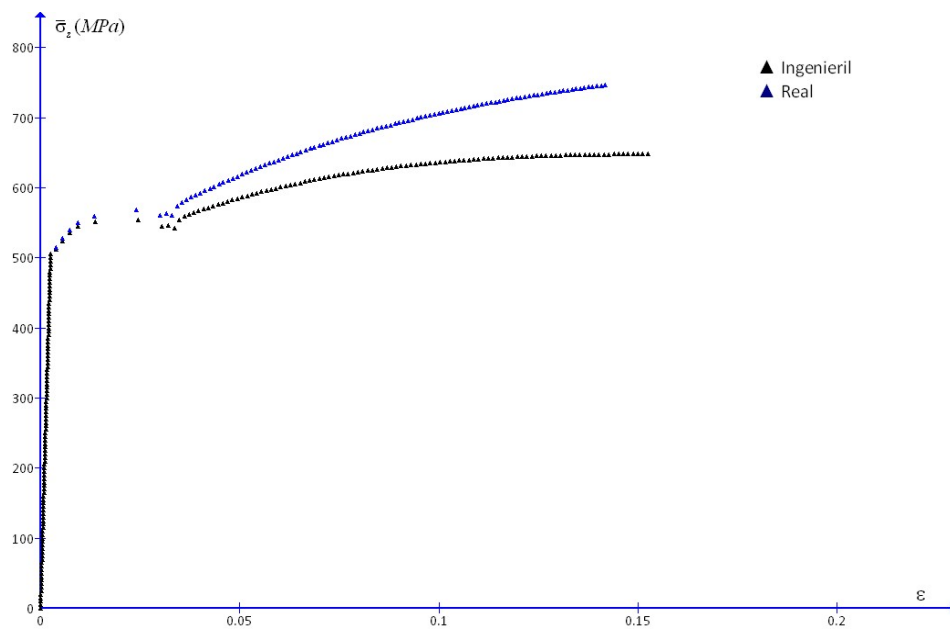


Figura 4-13. Diagramas ingenieril y real de una probeta (K) de acero B500SD

## 4.4. Zona de endurecimiento plástico hasta estricción

Para la determinación de las leyes empíricas de comportamiento plástico de cada material hasta el punto de carga unitaria de rotura ( $f_s$ ), se ha trabajado igualmente con el software "Graph 4.4.2". Introducidas las coordenadas  $\epsilon_{real} - \bar{\sigma}_{zreal}$  de los 150 puntos resultantes del muestreo de cada una de las probetas del lote asociados a la zona plástica el programa permite definir, mediante ajuste por mínimos cuadrados, un tipo de función determinada, dando el valor del coeficiente de determinación estadístico ( $R^2$ ), el cual permitirá determinar la calidad del modelo al mostrar la proporción de variación de los resultados.

El coeficiente de determinación ( $R^2$ ) se define como el cuadrado del coeficiente de correlación de Pearson ( $\rho_{x,y}$ ) cuya fórmula es

$$\rho_{x,y} = \frac{\sigma_{x,y}}{\sigma_x \sigma_y} \quad (4.2)$$

siendo,

$\sigma_{x,y}$  la covarianza de x,y

$\sigma_x$  la desviación típica de la variable x

$\sigma_y$  la desviación típica de la variable y

Para cada tipo de acero se ha realizado el ajuste, tanto a nivel de probeta como de conjunto, a las ecuaciones empíricas propuestas por Hollomon [11] y Rasmussen [13]. Los resultados serán objeto de discusión en el capítulo 5.

## 4.5. Zona de estricción

### 4.5.1. Tensión axial media- deformación equivalente

Durante el proceso de estricción, a fin de obtener la tensión axial media ( $\bar{\sigma}_{zreal}$ ), Ec. (3.60), y la deformación equivalente ( $\epsilon_{equ}$ ), Ec.(3.49) y Ec. (3.53), en la sección mínima y poder de esta forma determinar el comportamiento de los materiales hasta rotura, ha sido necesario trabajar con las grabaciones realizadas durante los ensayos. El proceso de trabajo seguido se describe a continuación.

#### 4.5.1.1. Tratamiento y medición de imágenes

Como ya se ha comentado anteriormente, la grabación obtenida con la cámara se relaciona con los datos de fuerza gracias a la captura de pantalla realizada por el programa "Camtasia", lo que permite asociar imágenes a datos concretos. Se han tomado 13 fotogramas de cada una de las barras ensayadas, mediante el programa "Sony Vegas Pro 9.0". El primero corresponde al momento previo al ensayo, válido únicamente para determinar la escala posterior de medida, y los 12 restantes corresponden al proceso de formación del cuello, rebasado el punto de carga unitaria de rotura ( $f_s$ ).

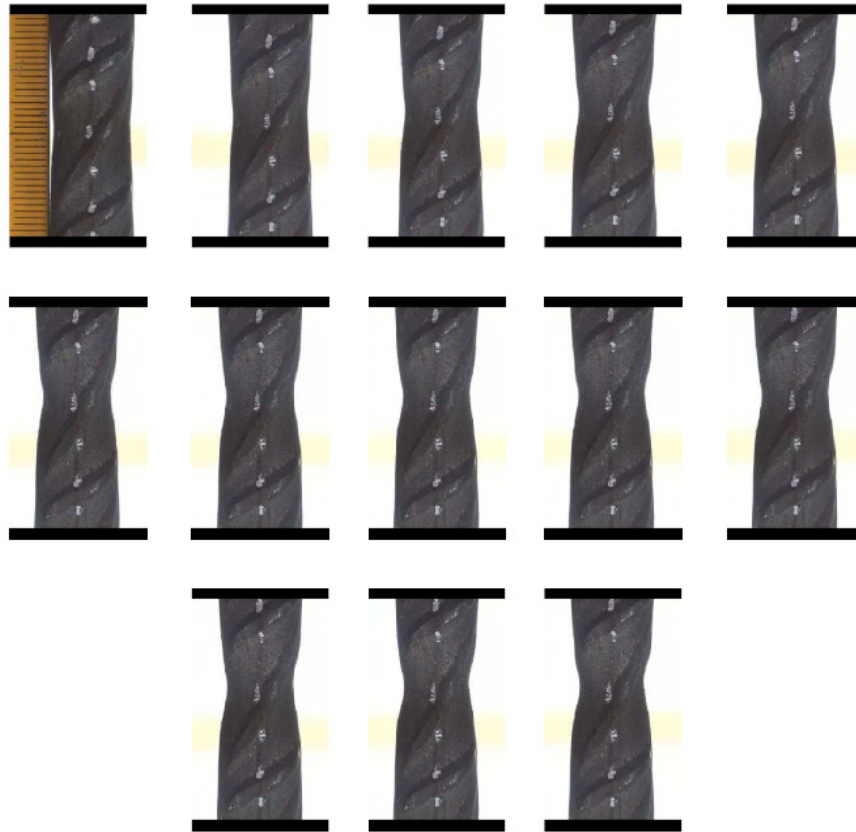


Figura 4-14. Sucesión de fotogramas capturados en la fase de estricción para una probeta (K) de acero B500SD

El proceso de medición de imágenes ha sido realizado con el software "Image-Pro MAC" versión 6.2.0.424., en el Laboratorio del Departamento de Ingeniería y Ciencia de los Materiales y del Transporte de la Escuela Técnica Superior de Ingeniería de la Universidad de Sevilla.

Para la determinación en cada sección del diámetro ( $D$ ) en las barras lisas y de la distancia entre aletas ( $d_{aletas}$ ) en las barras corrugadas, los fotogramas fueron tratados, en primer lugar, con el software "Adobe Photoshop CS4", mediante el cual se les insertó a cada imagen una plantilla de recuadros de 1 pixel de altura separados entre sí por 1 pixel, de modo que la imagen final queda tal y como se muestra en la Figura 4-15.



Figura 4-15. Fotograma antes y después del tratamiento con "Photoshop"

En la Figura 4-17 se muestra un ejemplo de los datos obtenidos para un fotograma con dicho software. La alta definición de la plantilla insertada origina un total de en torno a 1000 rectángulos por imagen. Se procede a continuación a determinar automáticamente, con el software "Image-Pro MAC" el ancho (Size (length)) y el área (Area) de cada uno de los rectángulos. Con estos datos se calcula automáticamente la altura de cada rectángulo, resultando un valor constante de 0,02 mm, lo que permite, partiendo de un sistema de coordenadas establecido (Figura 4-16), obtener las coordenadas "x" de los mismos. Conocida la ubicación de

cada rectángulo y su ancho, es posible determinar el perfil de la probeta en dicho instante y, en consecuencia, obtener el valor del diámetro en la sección mínima, en el caso de las probetas lisas, y la distancia entre aletas en el caso de las barras corrugadas. En este segundo caso por tanto, no es automática la determinación de dicha sección mínima. En el apartado 4.5.1.2 se pasa a describir el proceso seguido para su cálculo, partiendo de la distancia entre aletas obtenida en esta primera fase.

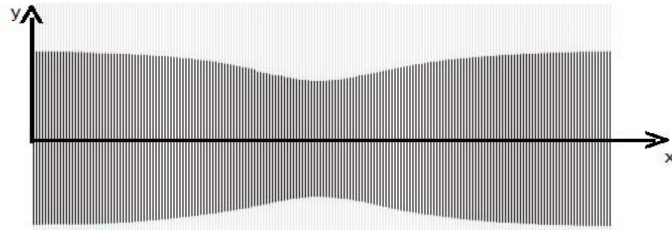


Figura 4-16. Sistema de coordenadas de la barra

obj#	Area	Size (length)	Size (width)
1	-2116606	8,191279	0
2	+2109971	8,165521	0
3	-2109971	8,165521	0
4	+2109971	8,165521	0
5	-2109971	8,165521	0
6	+2109971	8,165521	0
7	-2109971	8,165521	0
8	+2109971	8,165521	0
9	-2116606	8,191279	0
10	+2116606	8,191279	0
11	-2116606	8,191279	0
12	+2109971	8,165521	0
13	-2109971	8,165521	0
14	+2109971	8,165521	0
15	-2113336	8,139762	0
16	+2103336	8,139762	0
17	-2103336	8,139762	0
18	+2103336	8,139762	0
19	-2103336	8,139762	0
20	+2103336	8,139762	0
21	-209670	8,114003	0
22	+209670	8,114003	0
23	-209670	8,114003	0
24	+209670	8,114003	0
25	-209670	8,114003	0
26	+209670	8,114003	0
27	-209670	8,114003	0
28	+209670	8,114003	0
29	-209670	8,114003	0
30	+209670	8,114003	0
31	-209670	8,114003	0
32	+209670	8,114003	0
33	-209670	8,114003	0
34	+209670	8,114003	0
35	-209670	8,114003	0
36	+209670	8,114003	0
37	-209670	8,114003	0
38	+209670	8,114003	0
39	-209670	8,114003	0
40	+2090085	8,088244	0
41	-2090085	8,114003	0
42	+2090085	8,114003	0
43	-2090085	8,088244	0
44	+2090085	8,088244	0
45	-2090085	8,088244	0
46	+2090085	8,088244	0
47	-2090085	8,088244	0
48	+2090085	8,088244	0
49	-2090085	8,088244	0
50	+2090085	8,088244	0
51	-2090085	8,088244	0
52	+2090085	8,088244	0
53	-2083430	8,062486	0
54	+2083430	8,062486	0
55	-2083430	8,062486	0
56	+2083430	8,062486	0
57	-2083430	8,062486	0
58	+2083430	8,062486	0
59	-2083430	8,062486	0

Figura 4-17. Tabla parcial obtenida para un fotograma (12) de una probeta (K) de acero B500SD



#### 4.5.1.2. Obtención de la sección mínima en los aceros corrugados

Para obtener el valor de la sección mínima en cada una de las probetas, a partir de la distancia entre aletas ( $d_{aletas}$ ) medida, se ha seguido el proceso que se describe en los párrafos que siguen.

Mediante el control de los parámetros de la máquina se detuvieron 3 ensayos en un instante muy próximo a rotura para los cuatro tipos de barras corrugadas.

A continuación, la zona del cuello se enfundó con un tubo de acero inoxidable de 14 mm de diámetro exterior, rellenando el vacío entre barra y tubo con Belzona 5831, compuesto polimérico de dos componentes comercializado como barrera antihumedad en metales. Una vez mezclados dichos componentes, el producto adquiere al cabo de unas horas gran dureza, lo que permitió obtener una embutición de la probeta suficientemente rígido para poder preparar diferentes secciones transversales sin aparición de rebabas.



Figura 4-18. Preparación del compuesto Belzona 5831



Figura 4-19. Producto aplicado para la obtención del molde



Figura 4-20. Torno en el que se realizaron los cortes transversales

Los cortes transversales (perpendiculares al eje de la probeta) se realizaron cada 0,5 mm a lo largo de la zona del cuello, fotografiando cada uno de ellos con la misma cámara de alta resolución utilizada para la grabación de los ensayos. Los cortes se realizaron en un torno ubicado en el Taller de Mecanizado de la Escuela Politécnica Superior de la Universidad de Sevilla. Dependiendo de la longitud del cuello, se obtuvieron entre 25 y 50 cortes/imágenes para cada tipo de acero corrugado en la zona de estricción.



Figura 4-21. Ejecución y grabación de los cortes

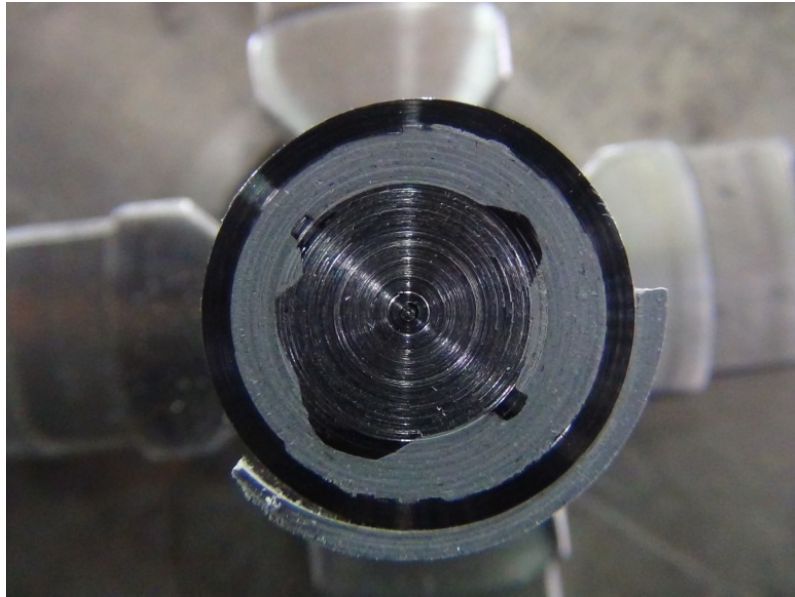


Figura 4-22. Ejemplo de un corte para una probeta de acero B500SD



Figura 4-23. Ejemplo de un corte para una probeta de acero AISI 304

Para confirmar que el área medida en los cortes es el área transversal perpendicular al eje de la barra, el ángulo de corte de la máquina respecto al eje de las probetas fue comprobado en el CAM (Centro Andaluz de Metrología). Los resultados obtenidos para distintas barras se muestran en la Tabla 4-10, en la que  $\alpha$  es el ángulo que forma el plano de corte con la generatriz de la barra y  $d$  es la distancia del plano perpendicular matemático al plano de corte (medido sobre la aleta).

La Figura 4-24 muestra la colocación del sistema en el torno, asegurando siempre que el eje de la barra sea el que determine la perpendicularidad, y no el eje del tubo, ya que el proceso de montaje no asegura la alineación de ambos.

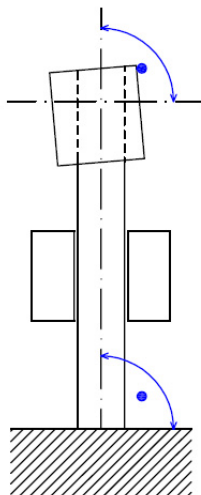


Figura 4-24. Posición de las barras en el torno

Tabla 4-10. Datos obtenidos en el CAM

Nº de barra	$\alpha$	$d$ (mm)	$e$ (%)
3	89,342	0,331	0,00659478
4	87,892	0,340	0,06771907
5	87,881	0,193	0,06842806
6	89,999	0,015	1,523E-08
7	-89,778	0,093	0,00075064

El porcentaje de error respecto a un ángulo de  $90^\circ$  se calculó de la siguiente forma:

Suponiendo una superficie circular de inicio que se hace elipsoidal cuando el corte no es perfectamente perpendicular, la diferencia de áreas se puede expresar como:

$$A_{medida} - A_{teórica} = ab\pi - r^2\pi \quad (4.3)$$

siendo  $a$  y  $b$  los semiejes de la elipse.

El semieje menor  $a$ , aunque varíe el ángulo del plano de corte seguirá siendo igual al radio  $r$  y el semieje mayor  $b$  puede calcularse ya que

$$\frac{r}{b} = \cos(90 - \alpha) \quad (4.4)$$

Reescribiendo la diferencia de áreas y refiriéndola al área teórica, el error relativo cometido al considerar que el área medida es el área transversal es

$$e(\%) = \frac{[1 - \cos(90 - \alpha)] \cdot 100}{\cos(90 - \alpha)} \quad (4.5)$$

El valor medio del error ( $e$ ) en las cinco barras estudiadas es del 0,03%, y el error máximo no es mayor del 0,07%, por lo que se consideró que el método seguido tenía la fiabilidad suficiente para determinar el área transversal a distintas distancias en el eje de la barra.

A continuación, de las imágenes obtenidas, previo tratamiento con el software "Adobe Photoshop CS4", se obtuvieron las medidas, mediante el programa "Image-Pro MC" del área transversal de la barra y de la distancia entre aletas asociada a la misma.

Con estos datos, mediante el software "Graph" se obtuvo la ecuación que relaciona ambos parámetros, la cual permite calcular el área transversal instantánea en la sección mínima ( $A_{min}$ ) conocida la distancia entre aletas ( $d_{aletas}$ ) medida anteriormente para diferentes momentos del ensayo mediante el procedimiento explicado en el apartado 4.5.1.1.

Oportunamente, en el capítulo 5, se discuten los resultados obtenidos.



### 4.5.1.3. Ley de comportamiento

Conocida el área en la sección mínima para los 12 fotogramas analizados de cada una de las probetas de cada material, es inmediata la obtención de la deformación equivalente ( $\varepsilon_{equ}$ ) instantánea mediante la Ec. (3.53).

Para el cálculo de la tensión axial media  $\bar{\sigma}_z$ , Ec. (3.60), es preciso determinar el valor de fuerza ( $F$ ) asociado a cada fotograma, para lo que se han utilizado las grabaciones de pantalla realizadas con el programa "Camtasia", las cuales se encuentran sincronizadas con las grabaciones realizadas con la cámara., tal y como se ha explicado en el apartado 4.2.3.3.

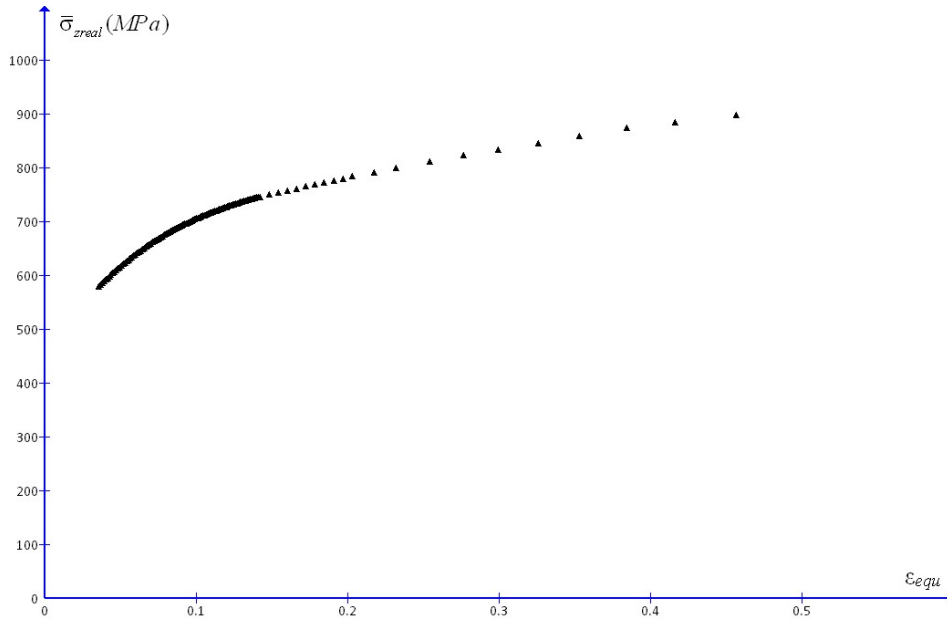


Figura 4-27. Diagrama  $\bar{\sigma}_{zreal} - \varepsilon_{equ}$  para una barra (K) de acero B500SD

Debido a la dificultad para localizar la sección mínima en el inicio de la formación del cuello difuso, existe una zona sin datos inmediatamente sobrepasado el punto de carga unitaria de rotura ( $f_s$ ). Se trató de ajustar una curva de enlace entre los puntos finales de la zona de endurecimiento y los puntos iniciales de la zona de estricción, comprobando que, en todos los casos, una ecuación polinómica de



segundo grado se adaptaba a la ley de comportamiento con un índice de determinación  $R^2$  prácticamente igual a 1.

De esta forma, queda definida toda la curva  $\bar{\sigma}_{zreal} - \epsilon_{real}$  hasta la rotura.

## 4.5.2. Tensión de fluencia-deformación equivalente

### 4.5.2.1. Determinación de la relación $\epsilon_{equ} - a/R$

La obtención de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) exige, conforme a los estudios de Bridgman [14, 15], determinar el factor de corrección  $C$  de la tensión axial media ( $\bar{\sigma}_z$ ) en función de la geometría de la estricción, concretamente de la relación  $a/R$  (Ec. (3.71)), siendo  $a$  el radio en la sección mínima y  $R$  el radio de curvatura del perfil de la probeta.

En este punto deben adoptarse algunas hipótesis para evaluar dichos parámetros ( $a$  y  $R$ ) en el caso de los perfiles de las barras corrugadas. Así, por un lado, va a tomarse el perfil de las aletas determinado experimentalmente para obtener el valor de  $R$ . En segundo lugar, va a tomarse como valor de  $a$  el de la semidistancia entre aletas ( $a_{aletas}$ ). En una segunda hipótesis el valor de  $a$  se tomará como el radio de una sección circular con el mismo área que la sección irregular realmente medida ( $a_{equ}$ ) y el valor de  $R$  se evaluará tomando el perfil resultante de dicha transformación en todo el cuello ( $R_{equ}$ ).

Para el cálculo de  $R$  se ha trabajado con 10 de las probetas ensayadas para las barras lisas, con 6 para el acero B500SD y con 8 para cada tipo de acero inoxidable. Tras comprobar que se puede tomar como hipótesis válida la simetría del cuello, salvo para el acero corrugado 500S (ver apartado 5.7), estos datos han sido transformados en series de puntos que han sido introducidos en el software "Graph" para una primera aproximación por mínimos cuadrados de cada perfil completo.

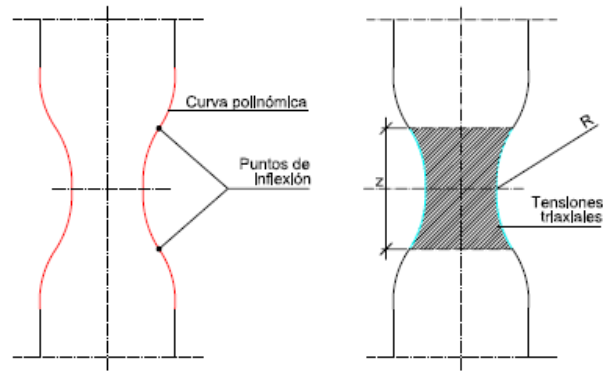


Figura 4-28. Geometría de la estricción

A modo de ejemplo, en la Tabla 4-11 se muestran las ecuaciones polinómicas que más se aproximan a los perfiles extraídos de los fotogramas para una barra (K) de acero B500SD. La Figura 4-29 muestra la representación de dichas curvas en la que observa cómo la zona afectada por tensiones triaxiales, acotada en la Figura 4-28 como  $z$ , disminuye conforme avanza el fenómeno de la estricción.

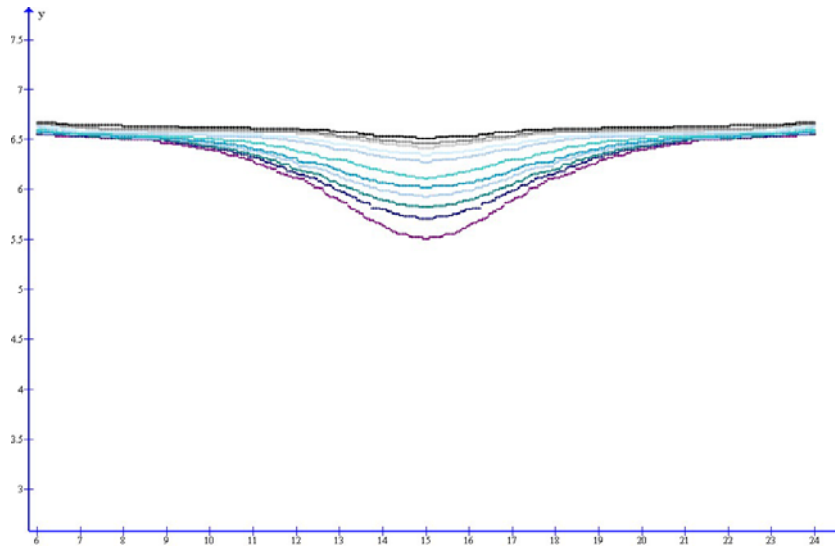


Figura 4-29. Representación gráfica de los diferentes perfiles de una barra (K) de acero B500SD

Tabla 4-11. Ecuaciones ajustadas de los perfiles de una barra (K) de acero B500SD

Fotograma	Ecuación
2	$f_2(x) = 1,2155x10^{-6}x^6 - 0,0001x^5 + 0,003x^4 - 0,072x^3 + 0,712x^2 - 3,571x + 13,788(R^2 = 0,9271)$
3	$f_3(x) = 1,862x10^{-6}x^6 - 0,0002x^5 + 0,006x^4 - 0,111x^3 + 1,099x^2 - 5,532x + 17,716(R^2 = 0,9244)$
4	$f_4(x) = 2,215x10^{-6}x^6 - 0,0002x^5 + 0,007x^4 - 0,132x^3 + 1,316x^2 - 6,657x + 20,05(R^2 = 0,9084)$
5	$f_5(x) = 2,649x10^{-6}x^6 - 0,0002x^5 + 0,008x^4 - 0,157x^3 + 1,555x^2 - 7,792x + 22,14(R^2 = 0,9519)$
6	$f_6(x) = 3,099x10^{-6}x^6 - 0,0003x^5 + 0,01x^4 - 0,184x^3 + 1,805x^2 - 8,996x + 24,411(R^2 = 0,9606)$
7	$f_7(x) = 3,099x10^{-6}x^6 - 0,0003x^5 + 0,01x^4 - 0,184x^3 + 1,805x^2 - 8,996x + 24,411(R^2 = 0,9606)$
8	$f_8(x) = 3,955x10^{-6}x^6 - 0,0004x^5 + 0,012x^4 - 0,233x^3 + 2,264x^2 - 11,145x + 28,346(R^2 = 0,9741)$
9	$f_9(x) = 4,20x10^{-6}x^6 - 0,0004x^5 + 0,013x^4 - 0,245x^3 + 2,372x^2 - 11,568x + 28,932(R^2 = 0,9883)$
10	$f_{10}(x) = 2,871x10^{-5}x^6 - 0,002x^5 + 0,095x^4 - 1,833x^3 + 19,477x^2 - 108,31x + 252,852(R^2 = 0,9853)$
11	$f_{11}(x) = 2,953x10^{-5}x^6 - 0,002x^5 + 0,097x^4 - 1,882x^3 + 19,961x^2 - 110,747x + 257,74(R^2 = 0,9923)$
12	$f_{12}(x) = 3,216x10^{-5}x^6 - 0,002x^5 + 0,106x^4 - 2,046x^3 + 21,673x^2 - 120,043x + 278,35(R^2 = 0,9954)$
13	$f_{13}(x) = 3,435x10^{-5}x^6 - 0,003x^5 + 0,113x^4 - 2,187x^3 + 23,181x^2 - 128,614x + 298,597(R^2 = 0,9961)$

Obtenidas dichas funciones, se han obtenido las primeras derivadas de las mismas para calcular los puntos de inflexión y acotar de una manera lo más exacta posible la zona afectada por tensiones triaxiales, con la cual se ha trabajado posteriormente aproximándola a un arco de circunferencia, lo que permite determinar los diferentes valores instantáneos de  $R$ .

Una vez hallados los puntos de inflexión y el punto que determina la sección mínima, es inmediato el cálculo de la ecuación de la circunferencia que pasa por estos tres puntos y, por tanto, la obtención del radio de curvatura  $R$  instantáneo en cada fotograma.

En la Figura 4-30 se muestra como ejemplo el grado de aproximación a la ecuación de una circunferencia de la curva comprendida entre los puntos de inflexión para uno de los fotogramas (12) de la barra (K) de acero B500SD, con un  $R^2=0,9374$ .

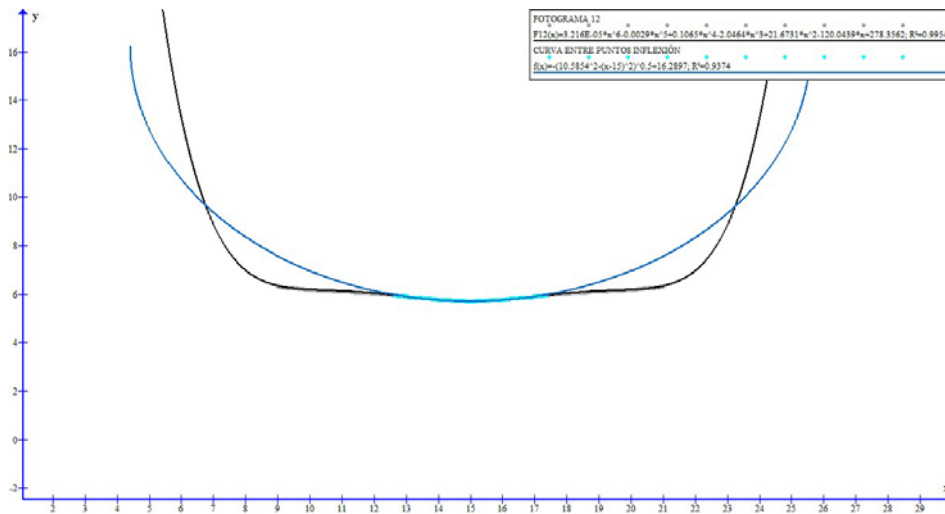


Figura 4-30. Cálculo de  $R$  para uno de los fotogramas (12) de una barra (K) de acero B500SD

En el caso de los aceros corrugados, a los valores de  $R$  calculados, se le han asociado los valores mínimos de la semidistancia entre aletas ( $a_{aletas}$ ), que es la que determina realmente los perfiles asociados a dichos radios de curvatura. A partir de la relación  $a_{aletas}/R$  es inmediata la determinación del factor de corrección  $C_1$ .

Por otro lado, se ha calculado un segundo factor de corrección  $C_2$ , realizando la transformación de las áreas transversales ( $A$ ) asociadas a los puntos de inflexión y al punto que determina la sección mínima en áreas equivalentes ( $A_{equ}$ ) o circulares. Conocida para cada material la relación  $d_{aletas} \rightarrow A$  mediante el proceso descrito en el apartado 4.5.1.2, se han determinado los valores del diámetro equivalente ( $D_{equ}$ ) para dichos puntos mediante la ecuación

$$A = \pi x \left( \frac{D_{equ}}{2} \right)^2 \quad (4.6)$$

Con estas nuevas coordenadas se ha calculado un radio de curvatura equivalente ( $R_{equ}$ ), quedando definido el factor de corrección  $C_2$  en función de la relación  $a_{equ}/R_{equ}$ , siendo  $a_{equ} = D_{equ}/2$ .

En la Tabla 4-12 se indican los valores obtenidos para ambas relaciones de una barra (K) de acero B500SD.

Tabla 4-12 Valores obtenidos en mm para las relaciones  $a_{aletas}/R$  y  $a_{equ}/R_{equ}$  para una barra (K) de acero B500SD

Fotograma	$z$	$d_{aletas}$	$R$	$a_{aletas}/R$	$D_{equ}$	$R_{equ}$	$a_{equ}/R_{equ}$
2	6,12	13,02	47,96	0,14	12,50	52,07	0,12
3	6,06	12,92	37,64	0,17	12,41	41,79	0,15
4	6,00	12,82	30,77	0,21	12,32	34,68	0,18
5	5,94	12,67	24,16	0,26	12,18	26,03	0,24
6	5,82	12,53	20,49	0,31	12,05	21,27	0,28
7	5,76	12,38	16,29	0,38	11,91	17,40	0,34
8	4,98	12,21	15,03	0,41	11,75	15,60	0,38
9	4,92	12,04	13,15	0,46	11,60	14,51	0,40
10	4,86	11,84	12,83	0,46	11,42	14,16	0,40
11	4,80	11,65	11,91	0,49	11,23	13,20	0,43
12	4,74	11,40	10,58	0,54	11,01	11,36	0,48
13	4,68	11,15	9,48	0,59	10,72	10,94	0,49

Obtenidas todas las relaciones instantáneas descritas para el cálculo de los coeficientes  $C_1$  y  $C_2$ , de nuevo con el software "Graph" se determinó la curva que los relaciona con los valores de  $\varepsilon_{equ}$ .

#### 4.5.2.2. Ley de comportamiento

Conocidos todos los datos para el cálculo de los factores de corrección  $C_1$  y  $C_2$ , no se observaron grandes variaciones entre los valores resultantes de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) tras la aplicación de ambos, por lo que se decidió trabajar con el segundo a fin de establecer una metodología homogénea, independiente de la geometría de las barras corrugadas, y que se adecúa al modelo cilíndrico en el que Bridgman [14, 15] basó sus planteamientos.

Los resultados obtenidos serán objeto de discusión en el capítulo 5.

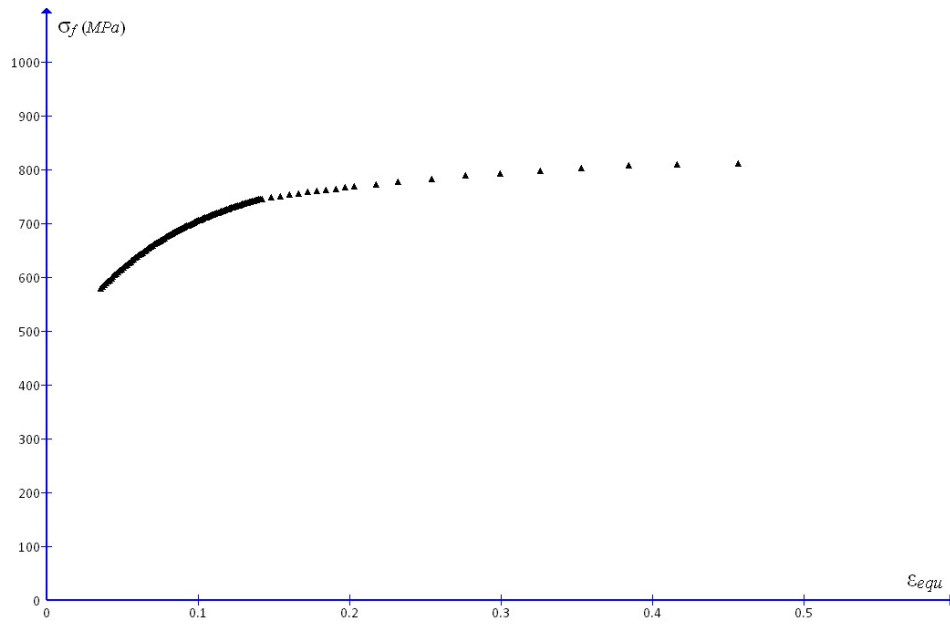


Figura 4-31. Diagrama  $\sigma_f - \epsilon_{equ}$  para una barra (K) de acero B500SD utilizando el factor de corrección  $C_2$

## Referencias Bibliográficas

- [1] COMISIÓN ASESORA ARCER. Diagramas característicos de tracción de los aceros con características especiales de ductilidad, con marca ARCER. *Monografías ARCER*. 2003 (4). ISSN: 1576-2734.
- [2] *Instrucción de hormigón estructural EHE-08*. Madrid: Ministerio de Fomento, 2008.
- [3] UNE-EN 10088-1:2006 "Aceros inoxidables. Relación de aceros inoxidables". Madrid: Aenor, 2006.
- [4] A955/A955M-09 "Standard specification for deformed and plain stainless steel bars for concrete reinforcement". Filadelfia: ASTM, 2009.
- [5] BS 6744:2001+A2:2009 "Stainless steel bars for the reinforcement and use in concrete". Londres: British Standards Institute, 2009.
- [6] UNE-EN 1008-5:2010 "Condiciones técnicas de suministro para barras, alambros, alambre, perfiles y productos brillantes de aceros resistentes a la corrosión para usos en construcción". Madrid: Aenor, 2010.
- [7] UNE 36067:94 "Alambres corrugados de acero inoxidable austenítico para armaduras de hormigón armado". Madrid: Aenor, 1994.
- [8] UNE-EN ISO 15630-1:2011 "Aceros para el armado y el pretensado del hormigón. Métodos de ensayo". Madrid: Aenor, 2011.
- [9] UNE-EN ISO 6892-1:2010 "Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente". Madrid: Aenor, 2010.
- [10] ASTM E646-07 "Standard Test Method for Tensile Strain-Hardening Exponents ( $n$ -values) of Metallic Sheet Materials". West Conshohocken: ASTM, 2007.
- [11] HOLLOMON J.H. Tensile Deformation. *Transactions of the American Institute of Mining Engineers (AIME)*. 1945, **162**, 268-290. ISSN 0543-5722.
- [12] JGCM 100:2008 (GUM 1995 con ligeras correcciones) "Evaluación de datos de medición. guía para la expresión de la incertidumbre de medida". 1ª ed. Madrid: Centro Español de Metrología, 2010.
- [13] RASMUSSEN K.J.R. Full-range stress-strain curves for stainless alloys. *Journal of Constructional Steel Research*. 2003, (59), 47-61. ISSN: 0143-974X.



[14] BRIDGMAN P.W. The stress distribution at the neck of a tension specimen. *Transaction of the American Society for Metals (ASM)*. 1944, (32), 553-574. ISSN: 0021-8926.

[15] BRIDGMAN P.W. *Studies in large plastic flow and fracture*. Nueva York: McGraw Hill; 1952.

# 5. RESULTADOS OBTENIDOS Y DISCUSIÓN

---

## 5.1. Introducción

Se muestran en primer lugar los resultados experimentales ingenieriles de los cinco materiales estudiados.

En lo relativo al periodo elástico, dado que la naturaleza del mismo está bien descrita, que no se ha observado dispersión relevante en los valores experimentales, y que, en fin, la deformación elástica es relativamente irrelevante en relación a la deformación total, no se hará un estudio pormenorizado de esta zona.

En apartados sucesivos se analizan por separado cada una de las fases de deformación plástica, a excepción de la zona de cedencia en aquellos aceros que la muestren.

## 5.2. Resultados experimentales

### 5.2.1. Acero liso 500SD

La Figura 5-1 muestra los diagramas tensión-deformación convencional o ingenieril obtenidos para las 30 barras sometidas a rotura, tras someter los puntos obtenidos de cada ensayo a los procesos descritos en los apartados 4.3.1 y 4.3.2.

De una primera observación del conjunto de las curvas obtenidas, resulta evidente la existencia de dos poblaciones claramente diferenciadas en cuanto a valores de tensión, con una diferencia media de 31 MPa. Realizada la consulta al fabricante del material, se nos justifica dicha diferencia por la existencia, partiendo de la misma palanquilla, de dos líneas de fabricación diferentes, incluido el proceso de enfriamiento final, lo que puede ser causa de la dispersión existente.

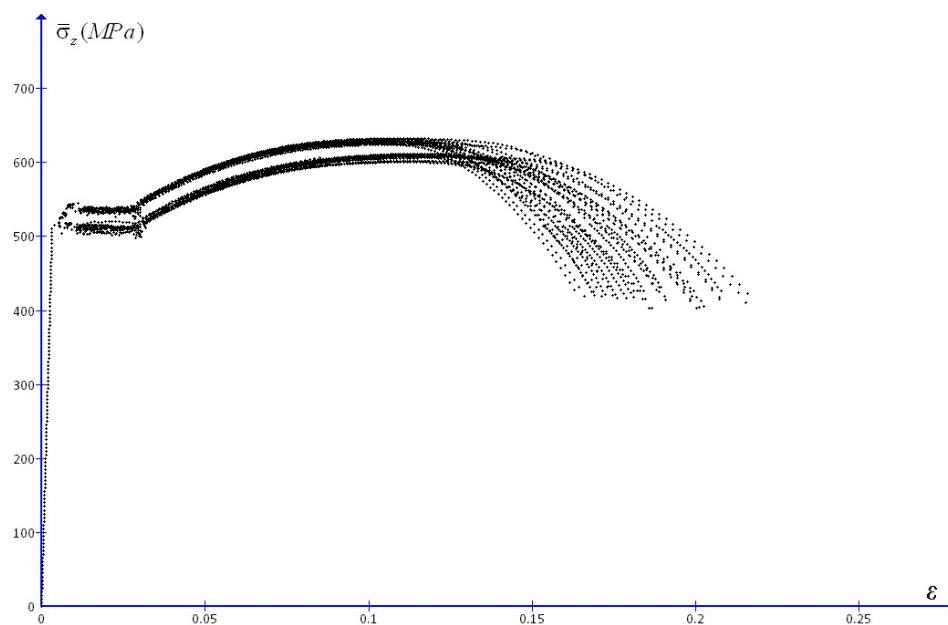


Figura 5-1. Diagramas  $\bar{\sigma}_z - \epsilon$  ingenieriles del acero liso 500SD

Tabla 5-1. Valores medios acero liso 500SD

Acero liso 500SD	Experimental	EHE-08	
		B500S	B500SD
$f_y(0,2\%)$ (MPa)	498,271±3,17	≥500	≥500
$f_s$ (MPa)	617,30±2,08	≥550	≥575
$f_{yreal}/f_{ynom}$	0,99		≤1,25
$f_s/f_y$	1,24	≥1,05	≥1,15/≤1,35
$\epsilon_{max}$	0,1112±0,0011	≥0,05	≥0,075
$\epsilon_{u,5}$	0,2593±0,0048	≥0,12	≥0,16

Para el cálculo de los valores medios de los parámetros más significativos del material, se ha optado por trabajar con el conjunto de las dos poblaciones. En la Tabla 5-1 se presentan los valores medios más significativos en tensión y deformación para el conjunto de barras del lote, junto con su incertidumbre estándar  $u_A$  (ver Anejo B. Cálculo de incertidumbre). Al no ser un acero corrugado como tal, a pesar de tener el mismo proceso de fabricación, se han comparado las propiedades mecánicas medidas con las establecidos en la instrucción EHE-08 [1] tanto para los aceros B500S como para los B500SD, comprobándose que, considerando ambas poblaciones, la media no alcanza el valor mínimo para el límite elástico ( $f_y$ ).

### 5.2.2. Acero corrugado B500SD

La Figura 5-2 muestra los diagramas tensión-deformación ingenieriles obtenidos para las 28 barras sometidas a rotura.

En la Figura 5-2 se presentan los resultados medios para los valores más significativos de tensión y deformación comprobando que el material cumple los parámetros establecidos en la instrucción EHE-08 [1] para los aceros B500SD.

Tabla 5-2. Valores medios del acero B500SD

Acero corrugado B500SD	Experimental	EHE-08
$f_y$ (0,2%) (MPa)	515,22±1,79	≥500
$f_s$ (MPa)	648,79±0,35	≥575
$f_{yreal}/f_{ynom}$	1,03	≤1,25
$f_s/f_y$	1,26	≥1,15/≤1,35
$\epsilon_{max}$	0,1539±0,0014	≥0,075
$\epsilon_{u,5}$	0,2572±0,0025	≥0,16

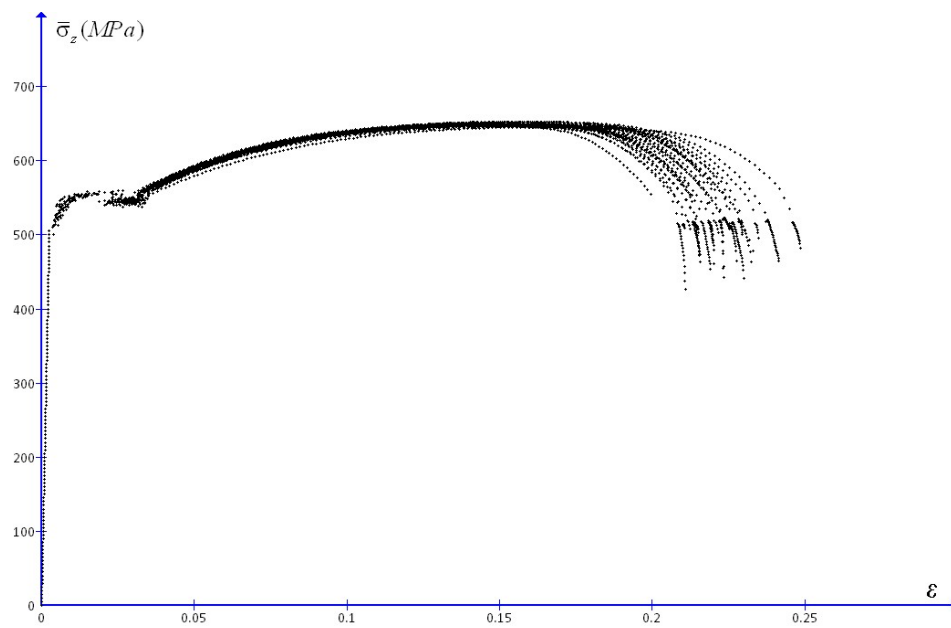


Figura 5-2. Diagramas  $\bar{\sigma}_z - \epsilon$  ingenieriles del acero B500SD

### 5.2.3. Acero corrugado TEMPCORE

La Figura 5-3 muestra los diagramas tensión-deformación ingenieriles obtenidos para las 36 barras sometidas a rotura. En la Tabla 5-3 se puede comprobar que el material cumple con los parámetros establecidos en la actual instrucción [1] para los aceros B500S y B500SD.

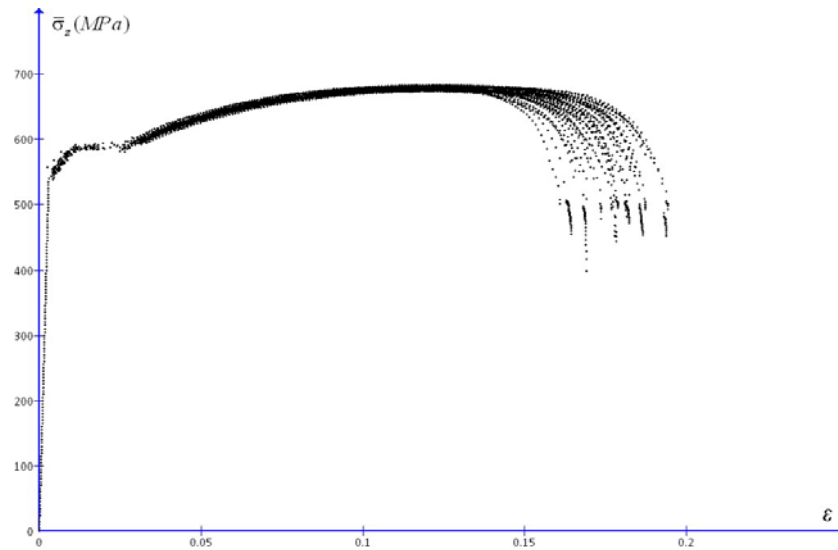


Figura 5-3. Diagramas  $\bar{\sigma}_z - \epsilon$  ingenieriles del acero corrugado TEMPCORE

Tabla 5-3. Valores medios del acero corrugado TEMPCORE

Acero corrugado TEMPCORE	Experimental	EHE-08	
		B500S	B500SD
$f_y$ (0,2%) (MPa)	554,63±1,55	≥500	≥500
$f_s$ (MPa)	678,25±0,47	≥550	≥575
$f_{yreal}/f_{ynom}$	1,11		≤1,25
$f_s/f_y$	1,22	≥1,05	≥1,15/≤1,35
$\epsilon_{max}$	0,1226±0,0008	≥0,05	≥0,075
$\epsilon_{u,5}$	0,1742±0,0017	≥0,12	≥0,16

#### 5.2.4. Acero corrugado AISI 304

En la Figura 5-4 se muestran los diagramas tensión-deformación ingenieriles obtenidos para las 22 barras sometidas a rotura. En la Tabla 5-4 se exponen los resultados medios para los valores más significativos de tensión y deformación. Al no existir una normativa activa de obligado cumplimiento para los aceros corrugados inoxidables, se ha realizado la comparativa con algunos parámetros establecidos en la instrucción EHE-08 [1] para los aceros B500S y B500SD y con los incluidos en la norma UNE EN 10088-5:2010 [2] y en la UNE 36067:94 [3], comprobándose que el material cumple sobradamente en valores de tensión y deformación para cualquiera de las regulaciones mencionadas.

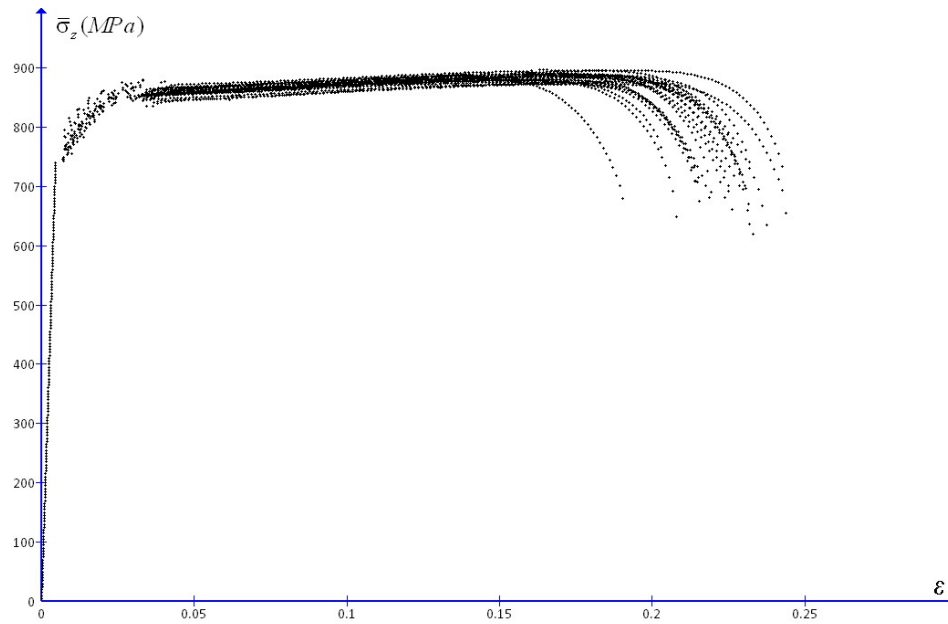


Figura 5-4. Diagramas  $\bar{\sigma}_z - \epsilon$  ingenieriles de l acero AISI 304

Tabla 5-4. Valores medios del acero AISI 304

Corrugado AISI 304	Experimental	EHE-08		UNE 36067	UNE EN 10088-5(a)
		B500S	B500SD	B600T INOX	
$f_y$ (MPa)	758,96±3,96	≥500	≥500	≥600	≥400
$f_s$ (MPa)	883,80±1,42	≥550	≥575	≥700	≥600/≤950
$f_{yreal}/f_{ynom}$			≤1,25		
$f_s/f_y$	1,17	≥1,05	≥1,15/≤1,35	≥1,10	
$\epsilon_{max}$	0,1669±0,0026	≥0,05	≥0,075		
$\epsilon_{u,5}$	0,3323±0,0032	≥0,12	≥0,16	≥0,18	≥0,25

(a) Los valores mostrados corresponden a los perfiles deformados en frío y sometidos a un tratamiento posterior de recocido de solución en los estados 2H, 2B, 2G o 2P.

Los valores medidos permiten clasificar el acero en cualquiera de las categorías con que se ha comparado. En todo caso, llama la atención que tanto las tensiones como las deformaciones medidas superan considerablemente los valores de otros aceros normalizados. Barras de 12 y 16 mm de diámetro de la misma procedencia han sido ensayadas por Castro [4], encontrando diferencias importantes según se ensayase la muestra de corrugado original o se mecanizase una probeta del núcleo de la barra. A continuación se resumen los valores reportados.

Tabla 5-5. Valores medidos del acero corrugado AISI 304LN (de Castro [4])

Tipo	$E$ (MPa)	$f_{yreal}$ (MPa)	$f_{sreal}$ (MPa)	$n$	$\epsilon_{u,5}$	$Z$
Corrugado en caliente (Ø 16 mm)	172.733	442	745,50		0,48	0,64
Corrugado en caliente (Ø 16 mm) sin corrugas	155.302	408	722,30	0,22	0,56	0,77
Corrugado en frío (Ø 12 mm)	178.400	765	931,40		0,23	0,45
Corrugado en frío (Ø 12 mm) sin corrugas	182.777	724	880,90	0,074	0,23	0,67

Los valores del límite elástico ( $f_y$ ) coinciden con los determinados por Castro [4]. Sin embargo, la carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) es inferior y se asemeja más a la determinada en el núcleo de la barra. De los valores anteriores puede deducirse que el acabado en frío produce un endurecimiento en las capas superficiales del corrugado que afectan al límite elástico y a la carga de rotura. Sin embargo, en las



experiencias realizadas en esta tesis aparentemente los bajos valores de  $f_s/f_y$  evidenciarían una mayor deformación en frío, afectando a toda la barra, que en las muestras ensayadas por Castro.

En las curvas aparece una discontinuidad al final del periodo elástico e inicio de la deformación plástica. A este respecto, la norma UNE-EN ISO 6892-1:2010 [5], usada como guía, recomienda usar distintas velocidades de ensayo en distintos tramos del mismo (véase Tabla 4-9). Sin embargo, en su apartado 10.3.1 advierte que, en materiales sensibles a la velocidad de ensayo, tales cambios pueden producir discontinuidades en la forma de las curvas.

El fenómeno observado no aparece en los aceros ferrítico-martensíticos, pero sí en los que contienen austenita. Sin embargo, los autores consultados (véase, por ejemplo, Castro [4]) no hacen referencia a esta situación. Otros [6] presentan gráficas en que son apreciables tales discontinuidades sin que justifique su importancia.

Aparte de la normativa usada, otras normas como la AS/NZS 4673:2001 [7] remite para las condiciones del ensayo de tracción a la norma AS 1391 [8]. La SABS 0162-4:1997 [9] remite a la SABS 6892-1:2010, versión sudafricana de la que aquí se ha usado.

En todo caso, en este trabajo se asume que la historia de carga no afecta a los resultados obtenidos en cada etapa. Comoquiera que se han usado velocidades constantes para cada uno de los periodos elástico, de endurecimiento plástico y de estricción, los resultados y conclusiones extraídas en esta tesis para cada una de las zonas se consideran ciertos, sin más que acompañar los mismos de las velocidades usadas en cada tramo (véase Tabla 4-9).

### 5.2.5. Acero corrugado Dúplex 2205

La Figura 5-5 muestra los diagramas tensión-deformación ingenieriles obtenidos para las 25 barras sometidas a rotura.

En la Tabla 5-6 se exponen los resultados medios para los valores más significativos de tensión y deformación. Al igual que para el acero AISI 304, se ha realizado la comparativa con algunos de los parámetros establecidos en la instrucción EHE-08 [1] para los aceros B500S y B500SD, comprobándose que el material cumple

sobradamente en valores de tensión pero no supera los valores mínimos establecidos para el alargamiento unitario bajo carga máxima ( $\epsilon_{\max}$ ). El valor de la carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) es incluso superior al permitido por la norma UNE-EN 10088-5:2010 [2] sobre aceros resistentes a la corrosión para usos en construcción.

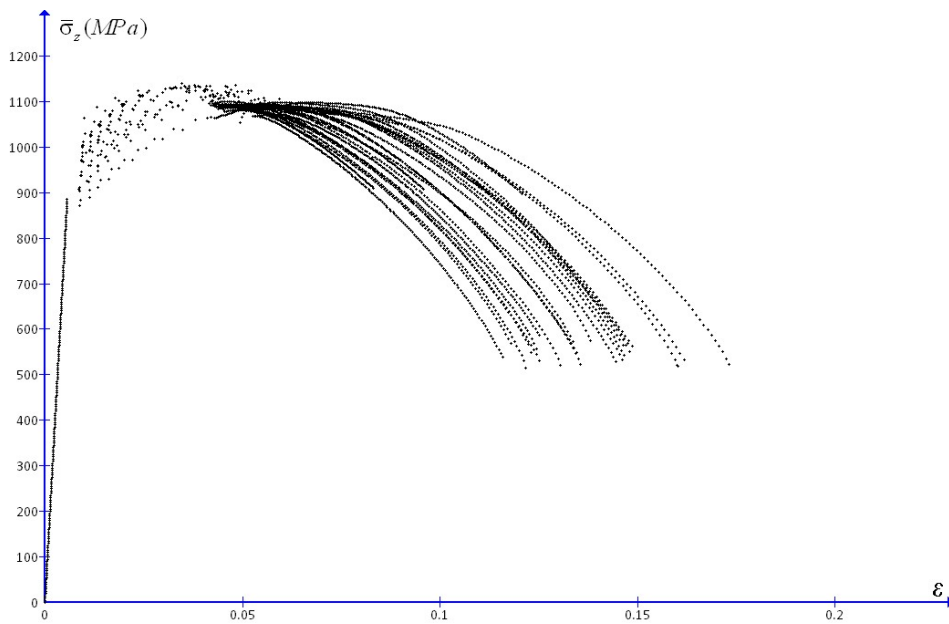


Figura 5-5. Diagramas  $\bar{\sigma}_z - \epsilon$  ingenieriles del acero Dúplex 2205

Llama la atención la forma de la curva, pasado el periodo elástico. En muchas muestras aparece una zona de comportamiento elástico de carácter no lineal, que culmina al alcanzarse la tensión ingenieril máxima. Posteriormente se produce la estricción, aunque la deformación remanente antes de la rotura puede ser muy elevada. En muestras deformadas en frío debería aparecer un comportamiento continuo en el endurecimiento. El tratamiento térmico posterior de recocido de solubilización no queda certificado en la documentación de suministro del material, por lo que podría asociarse el comportamiento observado a un tratamiento de solubilización insuficiente. Sin embargo, como se ha descrito para los aceros AISI 304, una razón más probable es el uso de varias velocidades de deformación en las distintas zonas de deformación elástica, de endurecimiento

plástico y de estricción, siguiendo las recomendaciones de la norma. En el caso del acero Dúplex 2205 se adopta, por tanto, el mismo criterio señalado anteriormente para el AISI 304. La historia de carga no afecta a los resultados posteriores, aunque tales resultados deban verse acompañados por la velocidad de carga con que se han obtenido.

Tabla 5-6. Valores medios del acero corrugado Dúplex 2205

Corrugado Dúplex 2205	Experimental	EHE-08		UNE EN 10088-5 8(a)
		B500S	B500SD	
$f_y$ (0,2%) (MPa)	958,20±9,81	≥500	≥500	≥650
$f_s$ (MPa)	1123,60±2,18	≥550	≥575	≥850/≤1100
$f_{yreal}/f_{ynom}$		≥1,05	≥1,15/≤1,35	
$f_s/f_y$	1,17	≥1,05	≥1,15/≤1,35	
$\epsilon_{max}$	0,0444±0,0013	≥0,05	≥0,075	
$\epsilon_{u,5}$	0,1906±0,0043	≥0,12	≥0,16	≥0,12

(a) Los valores mostrados corresponden a los perfiles deformados en frío y sometidos a un tratamiento posterior de recocido de solución en los estados 2H, 2B, 2G o 2P.

### 5.2.6. Comentarios adicionales

De los datos experimentales obtenidos para los diversos aceros ensayados, puede destacarse la elevada dispersión relativa del alargamiento de rotura ( $\epsilon_{u,5}$ ). En cambio,, la deformación bajo carga máxima ( $\epsilon_{max}$ ) presenta una dispersión muy inferior. Sin embargo, precisamente resulta de interés caracterizar el comportamiento en la estricción de estos aceros por lo que pueda suponer de seguridad añadida antes del colapso total de la estructura.

Lamentablemente, no existen muchas investigaciones en las que se ensayen un número elevado de muestras teóricamente idénticas, de manera que pueda conocerse si el comportamiento aquí observado es generalizado. Por ejemplo, en el trabajo de ARCER [10] los valores de  $\epsilon_{u,5}$  han sido determinados, pero su importancia se minimiza: «Para los valores de "x" >  $\epsilon_{max}$ , se toma "y" = 0 por considerar que la barra se agota una vez superada dicha deformación ». Ningún tratamiento

estadístico se hace entonces de dicho parámetro.

En los apartados finales de este capítulo se discuten en más profundidad las observaciones anteriores.

### 5.3. Zona de endurecimiento plástico hasta estricción

#### 5.3.1. Introducción

Los diversos modelos de comportamiento plástico presentados en el capítulo 3, han sido desarrollados según los materiales presenten o no región de cedencia. El estudio de ARCER [10] separa la región de cedencia de la zona de endurecimiento en aceros corrugados, usando un algoritmo que toma como referencia el valor tensión-deformación correspondiente a la última oscilación de la tensión en el periodo de cedencia. En los apartados que siguen se ha utilizado el mismo procedimiento, que se explica detalladamente más adelante.

#### 5.3.2. Acero liso 500SD

Debido a la existencia de una región de fluencia, ha sido necesario analizar la geometría de los diferentes diagramas en el tramo final de dicha zona para definir el comienzo de la zona de endurecimiento. Se ha considerado que la curva que determina la ley de endurecimiento del material comienza en el punto correspondiente a un valor de desplazamiento superior en 0,4 mm al desplazamiento asociado al punto inferior de fluencia ( $f_{si}$ ), último mínimo existente en la zona de discontinuidad. Como punto final se ha tomado el de la carga unitaria de rotura ( $f_{sreal}$ ). Como se ha indicado anteriormente, un protocolo similar se sigue en el estudio de aceros SD de ARCER [10].

Una vez acotada la región de endurecimiento, se procedió a analizar las curvas empíricas de comportamiento plástico a la luz de los planteamientos de Hollomon [11], Ec. (3.7), y por Rasmussen [12], Ec. (3.27), variante esta última de la ecuación originaria de Ramberg-Osgood [13]. La primera descarta el valor de las deformaciones elásticas ( $\epsilon_{real}^e$ ), considerándola despreciable frente a la deformación plástica ( $\epsilon_{real}^p$ ) y, como ya se comentó en el capítulo 3, es la más comúnmente

utilizada para los materiales con región de fluencia, mientras que la segunda considera las deformaciones ingenieriles ( $\epsilon$ ) en ambos regímenes, elástico y de endurecimiento plástico, siendo utilizada para los materiales que no presentan este comportamiento irregular.

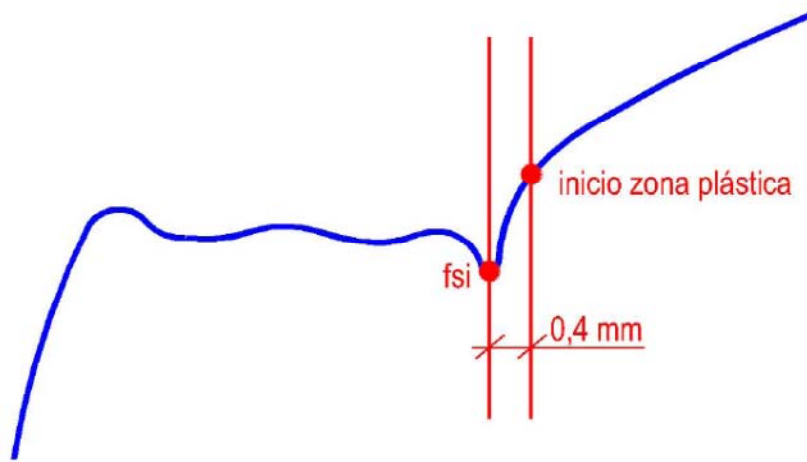


Figura 5-6. Determinación del inicio de la curva de de endurecimiento plástico para el acero liso 500SD

#### 5.3.2.1. Adecuación al modelo de Hollomon

Tras la aplicación de las soluciones de Nadai [14] para el cálculo de la tensión y deformación reales, Ec. (3.2) y Ec. (3.3), a todos los puntos, se ha procedido a acotar la zona de comportamiento plástico del material.

Inicialmente se han analizado por separado las dos poblaciones que aparecen en la Figura 5-1. En la Figura 5-7 se muestran las dos nubes de puntos representadas en escala logarítmica.

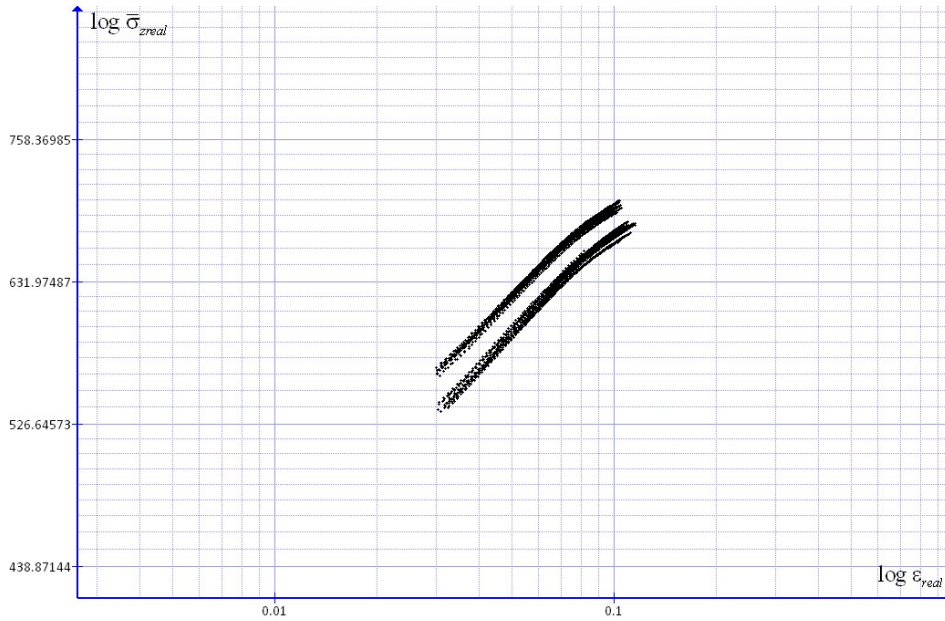


Figura 5-7. Nube de puntos para las dos poblaciones de acero liso 500SD

Se ha realizado un primer ajuste por regresión a la ecuación potencial de Hollomon [11]. En la Tabla 5-7 se muestran los valores de las constantes  $K$  y  $n$  para cada una de las barras ensayadas, así como los valores obtenidos para ambos parámetros realizando, por un lado, el ajuste de la curva con la nube de puntos total y, por otro, realizando el promedio de dichas constantes con los valores resultantes para cada probeta. Obtenida la incertidumbre estándar  $u_A$  para estos últimos valores, se observa que las curvas obtenidas por el primer método entran dentro de unos márgenes aceptables de error por lo que se tomó la decisión de trabajar de esta manera, esto es, con las nubes de puntos de todas las barras como un solo conjunto de datos.

Tabla 5-7. Valores de las constantes  $K$  y  $n$  de la ecuación de Hollomon para las dos poblaciones de acero liso 500SD

Población inferior					Población superior				
Probeta	$K$	$n$	$R^2$	$\epsilon_{maxreal}$	Probeta	$K$	$n$	$R^2$	$\epsilon_{maxreal}$
1	1024,02	0,1852	1	0,1065	6	1044,96	0,1745	1	0,0988
2	1009,64	0,1798	1	0,1180	7	1050,62	0,1747	1	0,0994
3	1026,45	0,1809	1	0,1090	8	1046,09	0,1749	1	0,0964
4	1019,94	0,1844	1	0,1107	11	1058,26	0,1769	1	0,1041
5	1017,10	0,1789	1	0,1137	12	1067,87	0,1818	1	0,0982
9	1038,96	0,1882	1	0,1190	14	1049,37	0,1786	1	0,1022
10	1038,63	0,1860	1	0,1062	17	1053,22	0,1773	1	0,1029
13	1042,67	0,1897	1	0,1103	20	1066,15	0,1800	1	0,0983
15	1027,36	0,1845	1	0,1150	22	1032,91	0,1715	1	0,1051
16	1029,40	0,1862	1	0,1150	23	1049,34	0,1757	1	0,1002
18	1035,96	0,1865	1	0,1107	25	1057,85	0,1794	1	0,1006
19	1025,24	0,1856	1	0,1041	26	1071,85	0,1831	1	0,1033
21	1029,36	0,1821	1	0,1101	27	1072,85	0,1820	1	0,0999
24	1047,35	0,1886	1	0,1067	29	1060,15	0,1809	1	0,1047
28	1051,55	0,1914	1	0,1047	30	1053,88	0,1765	1	0,1013
Promedio	1030,91±2,98	0,1852±0,0009				1055,69±2,83	0,1778±0,0008		
Todas	1030,88	0,1853	0,99			1055,05	0,1776	0,99	

Se observa igualmente un alto ajuste a la curva potencial, tanto a nivel individual como del conjunto en ambas poblaciones, así como una fuerte homogeneidad en el valor de  $n$ , coeficiente de endurecimiento del material.

A pesar del buen ajuste mostrado por el indicador  $R^2$ , la observación atenta de la Figura 5-7, permite derivar la existencia de varios tramos en que la pendiente se modifica ligeramente. La dependencia del coeficiente de endurecimiento con la deformación ya ha sido advertida por otros autores [15] Para terminar de corroborar dicha hipótesis, se ha dividido la región analizada en 5 intervalos de deformación de igual tamaño, a fin de determinar con exactitud la evolución de dicho parámetro. En la Tabla 5-8 se muestran los resultados obtenidos, representados en la Figura 5-8.

Tabla 5-8. Evolución de  $n$  para las dos poblaciones de acero liso 500SD

$\epsilon_{real}$	Población inferior		Población superior		diferencia
	$n$	$R^2$	$n$	$R^2$	
0,0314-0,0462	0,1959	0,94	0,1889	0,97	0,0070
0,0462-0,0610	0,2066	0,90	0,1951	0,95	0,0115
0,0610-0,0758	0,1916	0,83	0,1750	0,90	0,0166
0,0758-0,0906	0,1610	0,70	0,1386	0,79	0,0224
0,0906-0,1054	0,1261	0,67	0,1112	0,53	0,0149

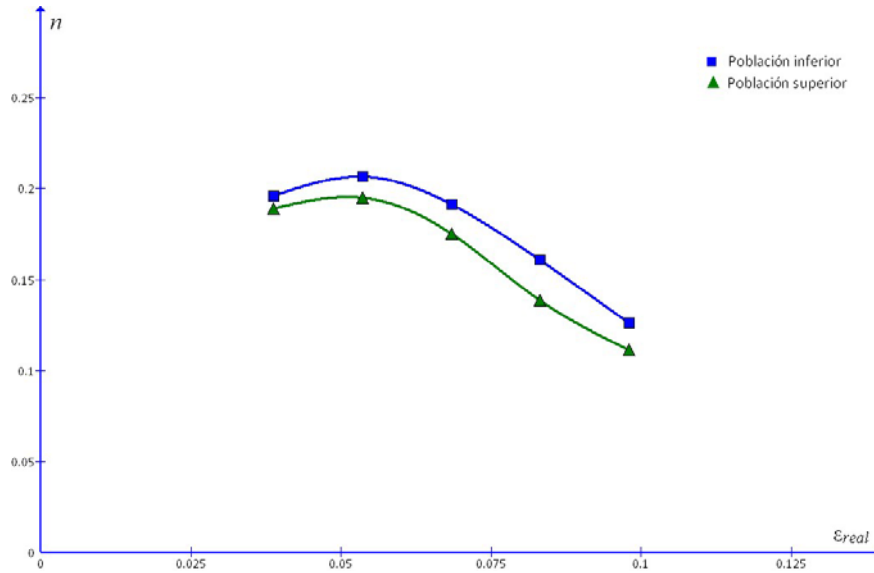


Figura 5-8. Evolución de  $n$  para las dos poblaciones de acero liso 500SD

Incluso con este tratamiento de los datos, la diferencia máxima en la constante  $n$  entre las dos poblaciones es de  $\pm 0,0231$ , un valor lo suficientemente pequeño como para considerarlo despreciable. Es decir, la respuesta, en forma de endurecimiento, a la deformación es similar en ambos aceros, independientemente del distinto nivel de resistencia que muestran cada una de las dos poblaciones. Por tanto, se tomó la decisión de elevar todos los puntos de la población inferior 30,62 Mpa, equivalente a la diferencia media de tensión entre ambos grupos, y estudiar de esta manera el coeficiente de endurecimiento del material con los datos de las 30 probetas



ensayadas.

En la Figura 5-9 se representa la nueva nube de puntos en escala logarítmica.

La ecuación exponencial del conjunto mediante ajuste por mínimos cuadrados, con un coeficiente de determinación  $R^2=0,99$ , resulta:

$$\sigma_{zreal} = 1057,27 \times \varepsilon_{real}^{0,1776} \quad (5.1)$$

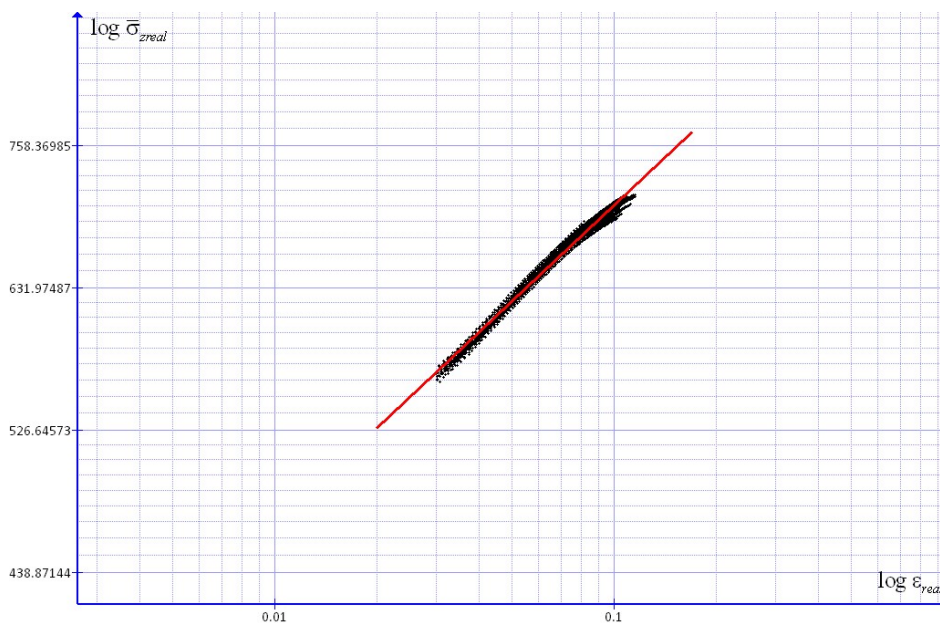
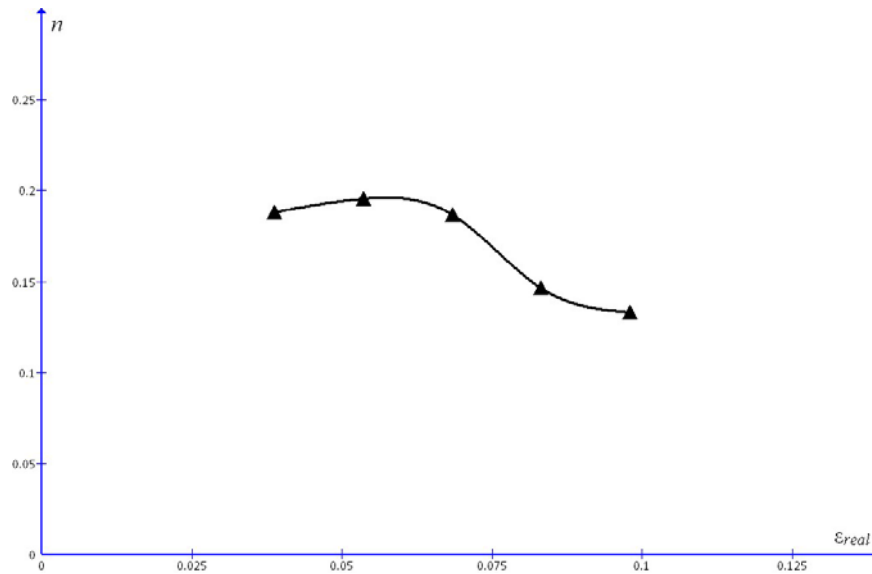


Figura 5-9. Curva conjunta de Hollomon para el acero liso 500SD

En la Tabla 5-9 se exponen los coeficientes  $n$  obtenidos en los cinco tramos de la curva, representados en la Figura 5-10.

Tabla 5-9. Evolución de  $n$  para el acero liso 500SD

$\varepsilon_{real}$	$n$	R <sup>2</sup>
0,0314-0,0462	0,1883	0,95
0,0462-0,0610	0,1956	0,91
0,0610-0,0758	0,1867	0,89
0,0758-0,0906	0,1466	0,66
0,0906-0,1054	0,1329	0,64

Figura 5-10. Evolución de  $n$  frente a  $\varepsilon_{real}$  para el acero liso 500SD

Como se ha indicado anteriormente, este comportamiento ha sido descrito por varios autores [15], sin que se aporten justificaciones sobre el fenómeno. De acuerdo a los micromecanismos propuestos, el incremento de la densidad de dislocaciones debe producir una disminución del valor de  $n$ , pero este hecho no justifica el aumento inicial. Igual efecto tendría un posible afino de grano por deformación, de acuerdo a Morrison [16] y Tsuchida [17]. Por otra parte, el posible incremento del número de microhuecos, con antelación a la aparición del cuello

[18, 19] de acuerdo a las diversas teorías de daño interno, pueden también justificar la referida disminución del valor de  $n$ . Desafortunadamente, la disminución del valor de  $n$  se asocia con la aparición más temprana del cuello, de acuerdo al modelo de Considère [20]. Es decir, se tendría un acortamiento del período de deformación uniforme, lo que contribuiría a la reducción de la ductilidad global de la armadura. La profundización en este fenómeno se considera de interés como objetivo de posibles investigaciones futuras derivadas de esta tesis.

### 5.3.2.2. Adecuación al modelo de Rasmussen

Para realizar el ajuste por regresión a la ley de comportamiento definida por Rasmussen [12], se ha realizado una ligera variante de la misma. En concreto, se han sustituido los valores  $(f_y, \epsilon_{0,2})$  de la formulación de Rasmussen, Ec. (3.27), por los valores  $(\bar{\sigma}_0, \epsilon_0)$ , primer punto de la serie escogida para cada probeta, conforme al criterio explicado anteriormente. De esta forma se obvia el período de cedencia que no es recogido por el modelo de Ramberg-Osgood [13], ni por la modificación propuesta por Rasmussen.

La ecuación final resulta:

$$\epsilon = \frac{\bar{\sigma}_z - \bar{\sigma}_0}{E_{0,2}} + \bar{\epsilon}_{up} \times \left( \frac{\bar{\sigma}_z - \bar{\sigma}_0}{f_s - \bar{\sigma}_0} \right)^m + \epsilon_0 \quad (5.2)$$

siendo:

$$\bar{\epsilon}_{up} = \epsilon_u - \epsilon_0 - f_s / E_0 \quad (5.3)$$

$$m = 1 + 3,5 \times \bar{\sigma}_0 / f_s \quad (5.4)$$

En este caso se ha realizado un análisis por barra, ajustando por mínimos cuadrados la curva anterior dejando el valor de  $m$  variable. Se ha calculado posteriormente el valor medio del exponente para todas las barras y se ha comparado con el valor de  $m$  de acuerdo a la expresión anterior. Los resultados aparecen en la Tabla 5-10. Se ha trabajado indistintamente con ambas poblaciones ya que, al no pasar la curva por el origen de coordenadas, es irrelevante la diferencia de tensión  $(\bar{\sigma}_z)$  existente entre ambas. El valor medio de  $m$  resulta 2,9565, por debajo del valor obtenido según Rasmussen (4,0509).

Tabla 5-10. Valores de  $m$  para el acero liso 500SD

Probeta	$m_{exp}$	$R^2$	$m_{Rasm}$	$R^2$	Probeta	$m_{exp}$	$R^2$	$m_{Rasm}$	$R^2$
1	2,8604	0,88	4,0520	0,83	16	2,5910	0,92	4,0542	0,83
2	3,2656	0,90	4,0422	0,80	17	2,9234	0,88	4,0603	0,83
3	3,1831	0,90	4,0393	0,88	18	2,3925	0,95	4,0560	0,84
4	3,0341	0,90	4,0585	0,86	19	3,6095	0,90	4,0582	0,87
5	3,5596	0,84	4,0404	0,83	20	2,8508	0,89	4,0565	0,85
6	2,7476	0,93	4,0603	0,86	21	3,3777	0,91	4,0551	0,90
7	2,8910	0,88	4,0569	0,84	22	3,1783	0,90	4,0643	0,87
8	2,5963	0,91	4,0793	0,83	23	2,8568	0,91	4,0587	0,86
9	3,1602	0,85	4,0397	0,83	24	2,8123	0,92	4,0094	0,86
10	2,9913	0,88	4,0474	0,84	25	2,7079	0,89	4,0452	0,83
11	3,0213	0,87	4,0565	0,83	26	2,7826	0,88	4,0524	0,83
12	2,7520	0,90	4,0369	0,84	27	2,7388	0,89	4,0576	0,83
13	2,9353	0,87	4,0403	0,83	28	2,8786	0,90	4,0434	0,85
14	2,7084	0,91	4,0489	0,85	29	2,8270	0,90	4,0530	0,85
15	3,4211	0,84	4,0367	0,83	30	3,0397	0,88	4,0695	0,85
Promedio	$2,9565 \pm 0,0523$		$4,0509 \pm 0,0023$						

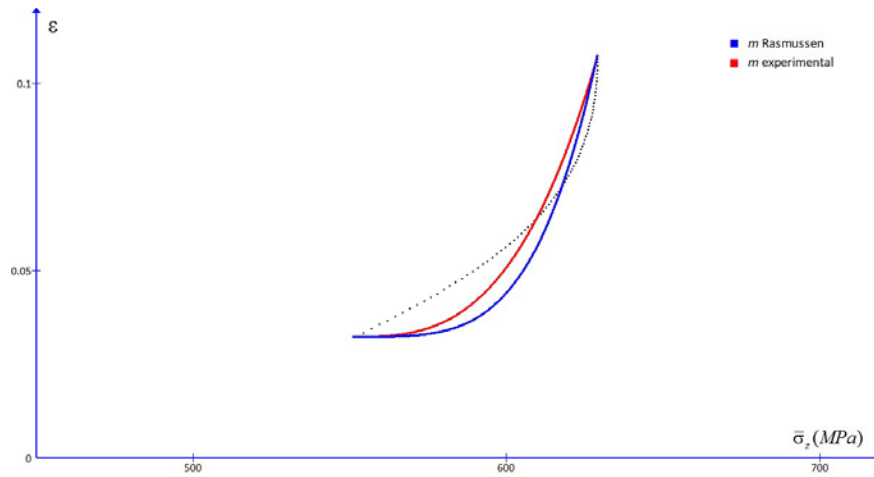


Figura 5-11. Curva de Rasmussen para una probeta (30) de acero liso 500SD

Como puede observarse, los ajustes al modelo de Rasmussen son peores que los proporcionados por el modelo de Hollomon, incluso cuando el valor de  $m$  se ajusta por mínimos cuadrados en lugar de calcularlo de acuerdo a la Ec.(5.4). Comparándolos con los escasos valores reportados en la bibliografía también son inferiores. El modelo, desarrollado especialmente sobre aceros inoxidables, no parece adaptarse a estos aceros de carácter ferrítico-martensítico TEMPCORE.

### 5.3.3. Acero corrugado B500SD

Para acotar la zona de comportamiento plástico del material, se ha seguido el mismo criterio descrito en el apartado 5.3.2.

#### 5.3.3.1. Adecuación al modelo de Hollomon

El conjunto de puntos con los que se ha trabajado, tras la aplicación de la corrección de Nadai [14], de acuerdo a las Ec. (3.2) y Ec. (3.3), se muestra en la Figura 5-12.

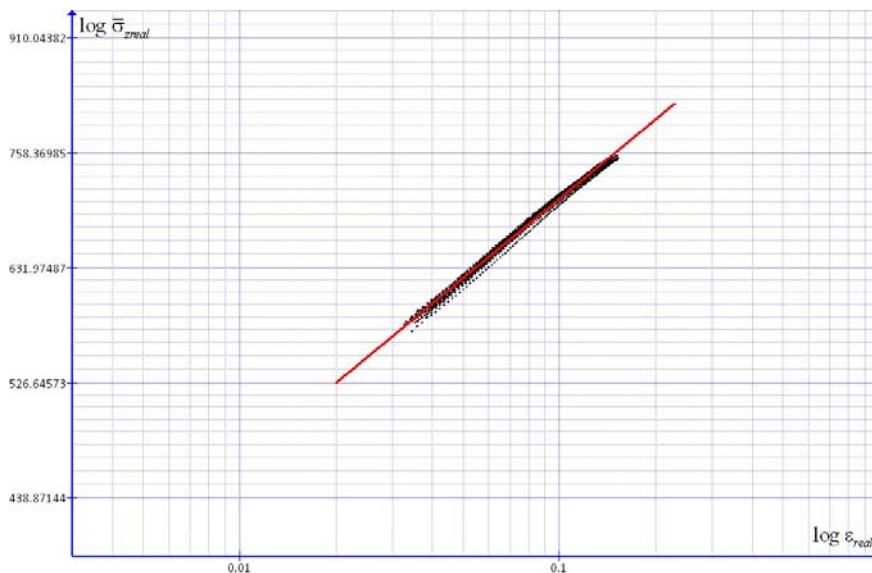


Figura 5-12. Curva de Hollomon para el acero B500SD

Tras realizar el ajuste por mínimos cuadrados, se considera adecuado, de nuevo, trabajar simultáneamente con la nube de puntos correspondiente a los datos de todas las muestras ensayadas. Los resultados se muestran en la Tabla 5-11.

La ecuación de la curva ajustada para todas las barras resulta:

$$\bar{\sigma}_{real} = 1071,25 \times \epsilon_{real}^{0,1815} \tag{5.5}$$

Tabla 5-11. Valores de  $K$  y  $n$  de la ecuación de Hollomon para el acero B500SD

Probeta	$K$	$n$	$R^2$	$\epsilon_{maxreal}$	Probeta	$K$	$n$	$R^2$	$\epsilon_{maxreal}$
6	1073,45	0,1875	1	0,1527	D	1089,30	0,1875	1	0,1464
8	1055,16	0,1761	1	0,1392	E	1072,07	0,1808	1	0,1439
9	1101,35	0,1939	1	0,1477	F	1077,59	0,1845	1	0,1454
10	1060,68	0,1782	1	0,1370	G	1090,15	0,1882	1	0,1480
12	1060,27	0,1767	1	0,1511	H	1058,13	0,1751	1	0,1349
13	1070,37	0,1818	1	0,1381	I	1068,08	0,1789	1	0,1390
14	1065,40	0,1800	1	0,1430	J	1073,55	0,1818	1	0,1402
15	1058,56	0,1792	1	0,1520	K	1080,43	0,1860	1	0,1419
16	1058,97	0,1768	1	0,1436	L	1074,20	0,1815	1	0,1384
17	1068,90	0,1780	1	0,1295	M	1074,34	0,1844	1	0,1442
18	1064,11	0,1835	1	0,1335	N	1076,47	0,1827	1	0,1383
A	1078,60	0,1780	1	0,1455	O	1063,07	0,1785	1	0,1440
B	1068,41	0,1838	1	0,1375	P	1080,80	0,1836	1	0,1368
C	1076,50	0,1875	1	0,1454	T	1078,90	0,1857	1	0,1456
Promedio	1072,06±2,03	0,1818±0,0008							
Todas	1071,25	0,1815	1						

Para analizar la evolución del coeficiente de endurecimiento  $n$  de este material, se han tomado, en lugar de cinco, seis intervalos en la franja de valores de  $\epsilon_{real}$ , con el objeto de poder hacer una comparativa con los valores obtenidos para los aceros liso500SD y corrugado TEMPCORE Los resultados obtenidos se presentan en la Tabla 5-12 y en la Figura 5-13.

Tabla 5-12. Evolución de  $n$  para el acero B500SD

$\varepsilon_{real}$	$n$	$R^2$
0,0364-0,0541	0,1790	0,95
0,0541-0,0717	0,1926	0,91
0,0717-0,0893	0,1869	0,89
0,0893-0,1070	0,1752	0,87
0,1070-0,1246	0,1623	0,84
0,1246-0,1422	0,1485	0,83

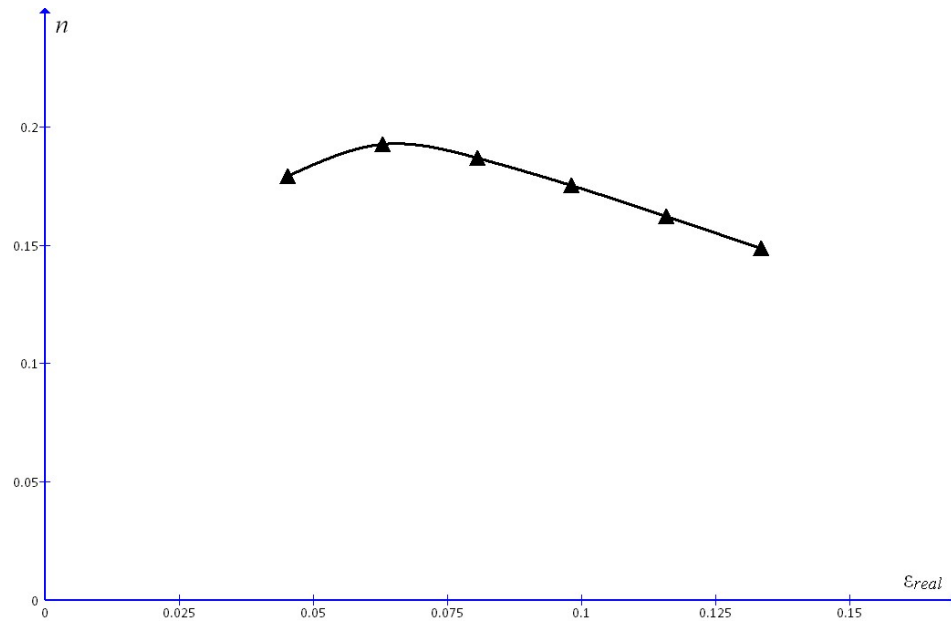


Figura 5-13. Evolución de  $n$  frente a  $\varepsilon_{real}$  para el acero B500SD

Las conclusiones y justificación que puedan derivarse del comportamiento mostrado han de ser necesariamente las mismas que para el acero liso 500SD.

### 5.3.3.2. Adecuación al modelo de Rasmussen

En la Tabla 5-13 se muestran los resultados de  $m$  obtenidos utilizando la metodología descrita en el apartado 5.3.2.2

El valor medio de  $m$  hallado por mínimos cuadrados resulta 3,2101, por debajo del valor obtenido de acuerdo a la ecuación propuesta por Rasmussen (4,0402).

Como en el caso del acero liso 500SD, el valor del exponente calculado es superior al valor ajustado por mínimos cuadrados.

Tabla 5-13. Valores de  $m$  para el acero B500SD

Probeta	$m_{exp}$	R <sup>2</sup>	$m_{Rasm}$	R <sup>2</sup>	Probeta	$m_{exp}$	R <sup>2</sup>	$m_{Rasm}$	R <sup>2</sup>
6	3,1657	0,92	3,9951	0,89	D	3,2300	0,91	4,0269	0,89
8	2,9288	0,93	4,0306	0,89	E	3,5096	0,90	4,0164	0,89
9	2,9346	0,93	4,0169	0,89	F	3,3405	0,87	4,0665	0,86
10	2,8440	0,93	4,0512	0,88	G	3,3419	0,87	4,0579	0,85
12	3,9477	0,82	4,0353	0,82	H	3,0663	0,90	4,0793	0,87
13	2,1600	0,97	4,0613	0,71	I	3,3900	0,91	4,0231	0,90
14	3,2042	0,91	4,0616	0,89	J	3,0593	0,92	4,0387	0,89
15	3,2486	0,92	4,0775	0,90	K	3,1730	0,91	4,0219	0,89
16	3,4771	0,91	4,0619	0,90	L	3,3995	0,90	4,0288	0,89
17	3,0140	0,90	4,0494	0,87	M	3,2686	0,91	4,0319	0,90
18	3,2091	0,90	4,0671	0,88	N	2,9897	0,93	4,0175	0,89
A	3,4891	0,87	4,0258	0,86	O	3,4156	0,88	4,0186	0,87
B	3,3681	0,90	4,0237	0,89	P	3,0618	0,91	4,0399	0,88
C	3,1812	0,91	4,0751	0,89	T	3,4644	0,87	4,0255	0,86
Promedio	3,2101±0,0583		4,0402±0,0042						



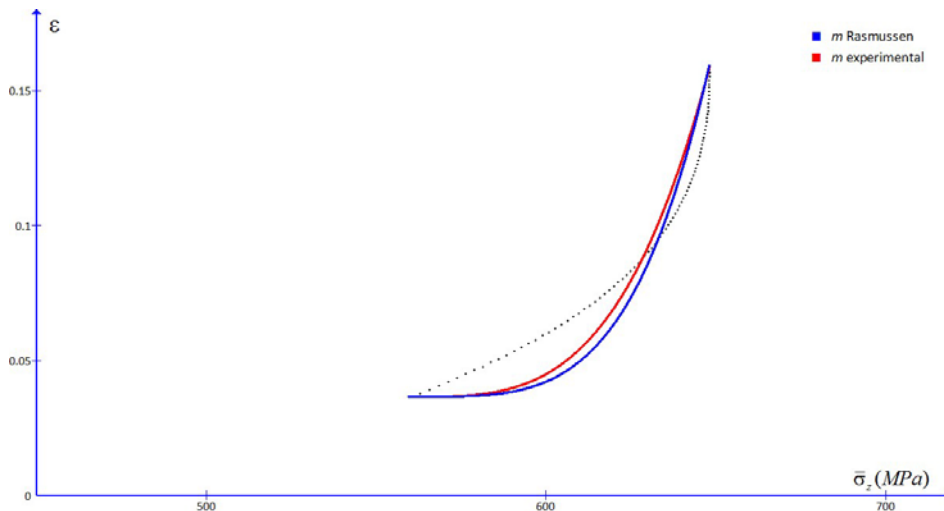


Figura 5-14. Curva de Rasmussen para una probeta (T) de acero B500SD

### 5.3.4. Acero corrugado TEMP CORE

La nube de puntos para el estudio de esta zona se ha obtenido de manera similar a los dos aceros anteriores.

#### 5.3.4.1. Adecuación al modelo de Hollomon

La Figura 5-15 muestra dicha nube de puntos, tras la aplicación de la corrección de Nadai [14], de acuerdo a las Ec. (3.2) y la Ec. (3.3).

En la Tabla 5-14 se muestran los valores de  $K$  y  $n$  tras el ajuste por regresión a una curva potencial para cada una de las barras ensayadas, así como los valores obtenidos para ambos parámetros realizando, por un lado, el ajuste de la curva con la nube de puntos obtenida y, por otro, realizando el promedio de dichas constantes con los valores obtenidos para cada probeta. Al igual que para los aceros anteriores, una vez obtenida la incertidumbre estándar  $u_A$  de los valores promedio se consideró aceptable trabajar con la totalidad de los puntos.

Tabla 5-14. Valores de las  $K$  y  $n$  de la ecuación de Hollomon para el acero corrugado TEMPCORE

Probeta	$K$	$n$	$R^2$	$\varepsilon_{maxreal}$	Probeta	$K$	$n$	$R^2$	$\varepsilon_{maxreal}$
a	1082,79	0,1605	1	0,1275	k	1096,52	0,1646	1	0,1166
A1	1084,82	0,1615	1	0,1149	K1	1096,94	0,1639	1	0,1167
b	1108,93	0,1697	1	0,1176	L1	1084,55	0,1627	1	0,1169
B1	1089,10	0,1634	1	0,1275	m	1080,31	0,1618	1	0,1123
c	1092,82	0,1622	1	0,1182	M1	1094,60	0,1644	1	0,1199
C1	1088,90	0,1648	1	0,1235	n	1087,22	0,1620	1	0,1128
d	1105,57	0,1667	1	0,1152	N1	1083,84	0,1606	1	0,1156
D1	1086,88	0,1634	1	0,1176	o	1091,16	0,1676	1	0,1184
e	1081,52	0,1602	1	0,1129	P1	1095,99	0,1673	1	0,1251
E1	1092,15	0,1619	1	0,1182	r	1088,33	0,1633	1	0,1121
f	1083,47	0,1625	1	0,1105	R1	1085,26	0,1620	1	0,1120
g	1077,86	0,1616	1	0,1143	S1	1082,68	0,1603	1	0,1232
G1	1079,14	0,1583	1	0,1075	T1	1099,94	0,1687	1	0,1202
h	1073,90	0,1548	1	0,1083	v	1084,41	0,1620	1	0,1137
H1	1078,00	0,1610	1	0,1139	w	1082,62	0,1596	1	0,1105
i	1083,57	0,1624	1	0,1131	x	1085,94	0,1589	1	0,1090
j	1092,27	0,1670	1	0,1198	y	1077,17	0,1601	1	0,1142
J1	1079,25	0,1600	1	0,1137	z	1076,51	0,1607	1	0,1142
Promedio	1087,08±1,35	0,1625±0,0005							
Todas	1086,45	0,1623	0,99						

La ecuación de la curva ajustada para todas las barras resulta:

$$\bar{\sigma}_{zreal} = 1086,45 \times \varepsilon_{zreal}^{0,1623} \quad (5.6)$$

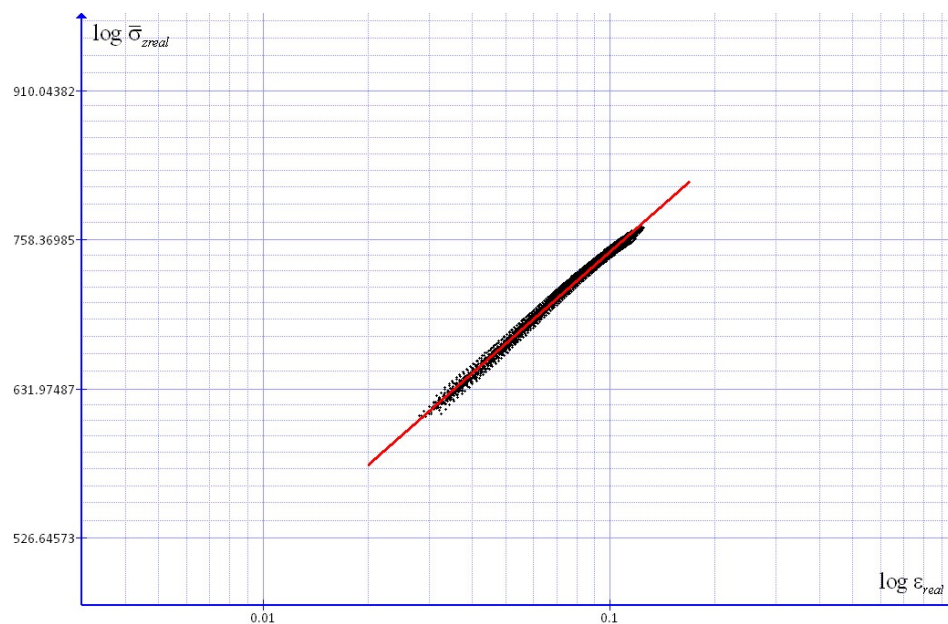


Figura 5-15. Curva de Hollomon para el acero corrugado TEMPCORE

Continuando con el mismo esquema de trabajo que para los anteriores aceros, se han acotado cinco zonas en la curva, resultantes de dividir la franja de valores de  $\epsilon_{real}$  en partes iguales. Los resultados obtenidos para el coeficiente  $n$  se exponen en la Tabla 5-15 y en la Figura 5-16.

Tabla 5-15. Evolución de  $n$  para el acero corrugado TEMPCORE

$\epsilon_{real}$	$n$	$R^2$
0,0326-0,0493	0,1613	0,94
0,0493-0,0660	0,1721	0,90
0,0660-0,0826	0,1654	0,86
0,0826-0,0993	0,1487	0,79
0,0993-0,1160	0,1352	0,76

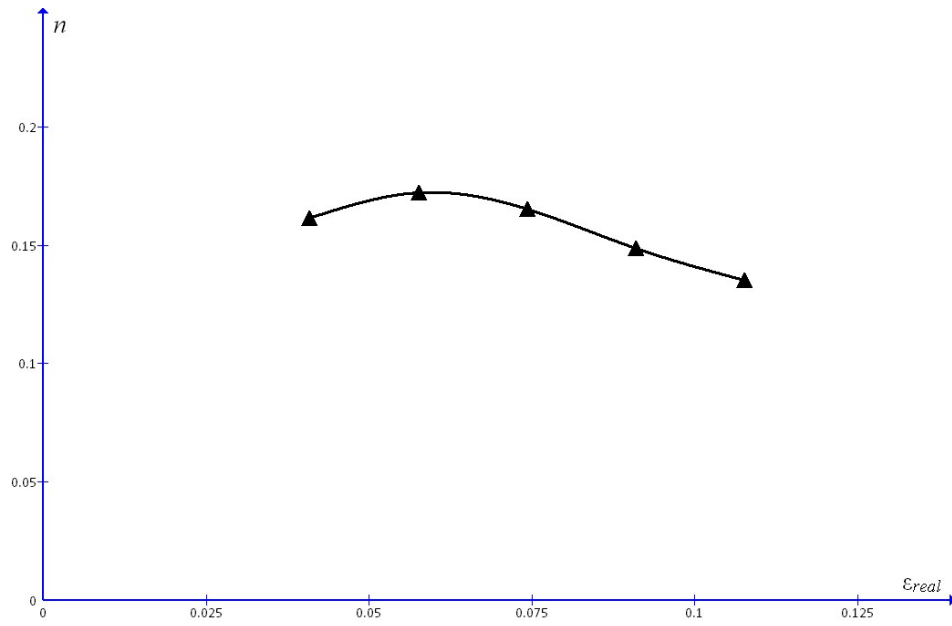


Figura 5-16. Evolución de  $n$  frente a  $\epsilon_{real}$  para el acero corrugado TEMPCORE

#### 5.3.4.2. Adecuación al modelo de Rasmussen

El valor medio de  $m$  obtenido es de 2,7813 frente a un valor de 4,1080 según Rasmussen [12]. Los valores de dicho parámetro para cada probeta se muestran en la Tabla 5-16. El modelo, como en los aceros anteriores, ajusta mal al comportamiento de este acero ferrítico-martensítico (TEMPCORE), como se muestra en la Figura 5-17.

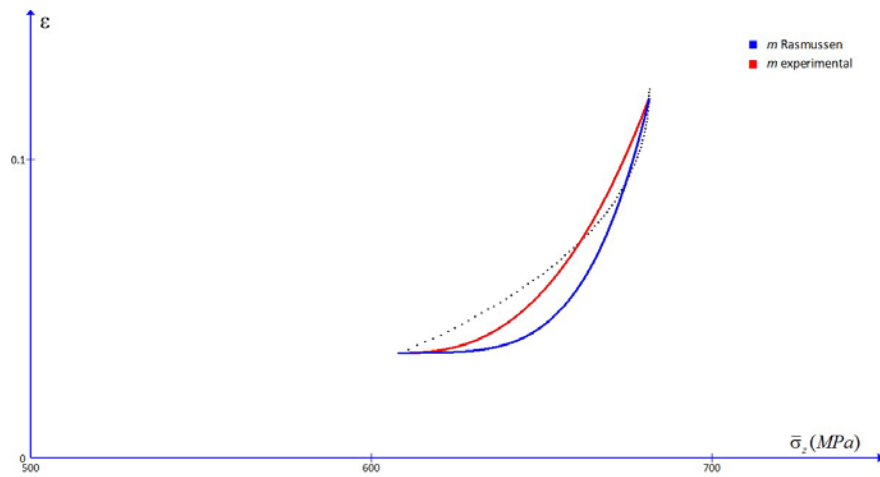


Figura 5-17. Curva de Rasmussen para una probeta (k) de acero TEMPCORE

Tabla 5-16. Valores de  $m$  para el acero corrugado TEMPCORE

Probeta	$m_{exp}$	$R^2$	$m_{Rasm}$	$R^2$	Probeta	$m_{exp}$	$R^2$	$m_{Rasm}$	$R^2$
a	2,8739	0,92	4,0601	0,87	k	2,5966	0,94	4,1217	0,85
A1	2,8816	0,91	4,0722	0,87	K1	3,0244	0,95	4,1389	0,90
b	2,9850	0,87	4,1241	0,83	L1	2,8387	0,90	4,1249	0,85
B1	3,0062	0,92	4,0672	0,88	m	2,5334	0,92	4,0845	0,83
c	3,0945	0,89	4,0874	0,86	M1	2,8664	0,90	4,0964	0,86
C1	3,0752	0,88	4,113	0,85	n	2,7882	0,91	4,0962	0,85
d	2,5722	0,94	4,1478	0,85	N1	2,6976	0,94	4,1109	0,87
D1	2,7259	0,93	4,0946	0,87	o	2,6465	0,94	4,0811	0,86
e	2,7782	0,92	4,1378	0,86	P1	3,0308	0,88	4,0926	0,85
E1	3,0819	0,89	4,1091	0,86	r	2,5941	0,94	4,1140	0,85
f	2,5363	0,94	4,1273	0,85	R1	2,6333	0,94	4,1111	0,86
g	2,5562	0,94	4,1275	0,85	S1	3,0707	0,88	4,1049	0,85
G1	3,0719	0,84	4,1164	0,80	T1	2,5694	0,94	4,0761	0,85
h	2,8120	0,90	4,1544	0,84	v	2,8064	0,91	4,1156	0,86
H1	2,8439	0,91	4,0786	0,86	w	2,4936	0,95	4,1111	0,85
i	2,8135	0,91	4,1039	0,85	x	2,5411	0,94	4,1202	0,85
j	2,5727	0,94	4,1179	0,85	y	2,8187	0,91	4,1092	0,86
J1	2,6379	0,94	4,1219	0,86	z	2,6572	0,94	4,1094	0,86
Promedio	2,7813±0,0320		4,1080±0,0037						

### 5.3.5. Acero corrugado AISI 304

En la Figura 5-18 se observa un comportamiento relativamente irregular del material al finalizar el periodo elástico y previamente al inicio de una clara curva de comportamiento plástico, por lo que se ha optado por acotar la zona de estudio a partir del primer punto en el que se aprecia esta homogeneidad. Esta irregularidad se ha asociado al cambio de la velocidad de ensayo al final de la zona elástica. Sin embargo, como se ha argumentado en el apartado 5.2.4, se considera que los datos obtenidos en cada una de las etapas del diagrama, elástica, de endurecimiento plástico y de estricción, son válidos sin más que especificar la velocidad de ensayo en la etapa correspondiente.

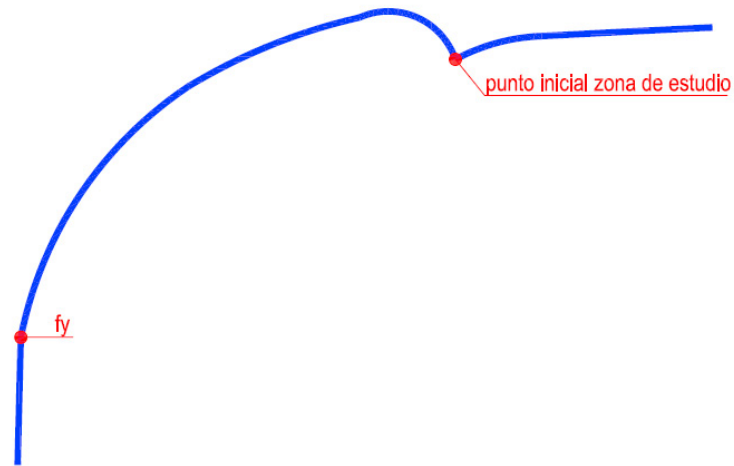


Figura 5-18. Determinación del inicio de la curva de comportamiento plástico para el acero AISI 304

#### 5.3.5.1. Adecuación al modelo de Hollomon

La nube de puntos con la que se ha trabajado en valores reales, Ec. (3.2) y Ec. (3.3), se muestra en la Figura 5-19. En la Tabla 5-17 se exponen los resultados de los coeficientes  $K$  y  $n$  para cada barra, comprobándose al igual que para los aceros al carbono la validez de dicha nube de puntos.

La ecuación de la curva ajustada para todas las barras resulta por tanto:

$$\bar{\sigma}_{real} = 1254,54 \times \varepsilon_{real}^{0,1077} \quad (5.7)$$

Sin embargo, la observación de la Figura 5-19 pone de manifiesto, incluso de manera más clara que en el caso de los aceros TEMPCORE, que el valor de  $n$  se modifica con el porcentaje de deformación. La evolución del coeficiente de endurecimiento  $n$  se ha realizado en cinco intervalos. Los resultados se muestran en la Tabla 5-18, encontrándose representados en la Figura 5-20. En este caso, el endurecimiento se incrementa con la deformación, lo que debería producir un mayor periodo de deformación uniforme antes del desarrollo de un cuello localizado. De esta forma cabe esperar una mayor deformación que en los mencionados aceros TEMPCORE.

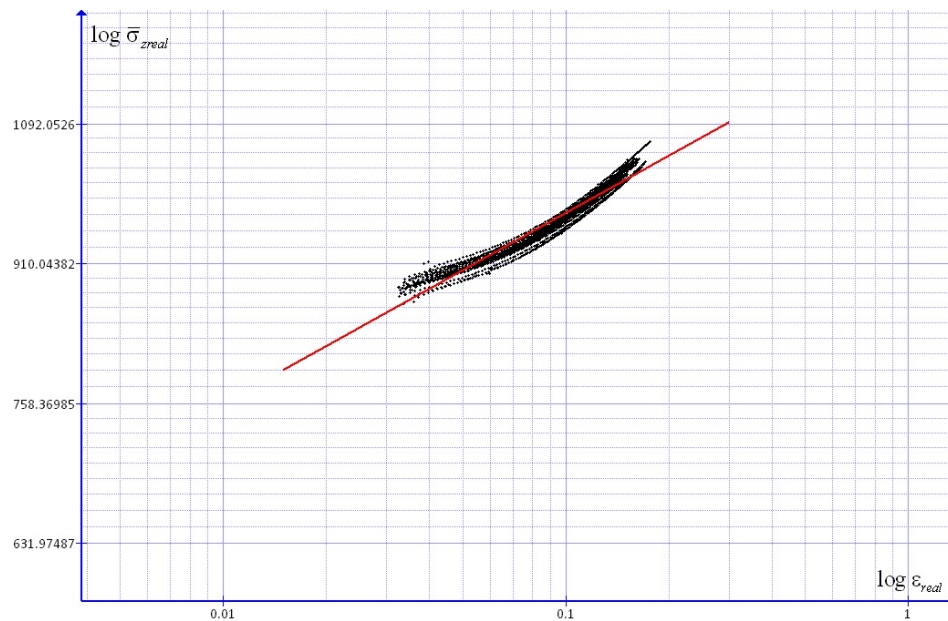


Figura 5-19. Curva de Hollomon para el acero AISI 304

Tabla 5-17. Valores de  $K$  y  $n$  de la ecuación de Hollomon para el acero AISI 304

Probeta	$K$	$n$	$R^2$	$\epsilon_{maxreal}$	Probeta	$K$	$n$	$R^2$	$\epsilon_{maxreal}$
1	1219,80	0,0999	0,98	0,1313	12	1235,82	0,1052	0,97	0,1434
2	1235,77	0,1019	0,96	0,1505	13	1258,35	0,1114	0,97	0,1637
3	1121,59	0,0978	0,97	0,1450	16	1238,35	0,1036	0,97	0,1509
4	1237,10	0,1066	0,98	0,1507	17	1253,72	0,1072	0,97	0,1589
5	1215,09	0,1002	0,97	0,1487	18	1234,14	0,1005	0,96	0,1497
6	1221,22	0,1042	0,97	0,1530	20	1248,80	0,1095	0,97	0,1616
7	1225,89	0,1017	0,97	0,1494	30	1253,53	0,1055	0,96	0,1510
8	1254,36	0,1098	0,97	0,1580	32	1257,87	0,1111	0,97	0,1577
9	1258,20	0,1103	0,97	0,1592	33	1255,08	0,1166	0,97	0,1670
10	1257,97	0,1112	0,97	0,1607	35	1300,61	0,1211	0,98	0,1756
11	1213,97	0,0994	0,97	0,1380	37	1257,42	0,1168	0,96	0,1711
Todas	1245,54	0,1077	0,95						
Promedio	1238,85±6,98	0,1069±0,0062							

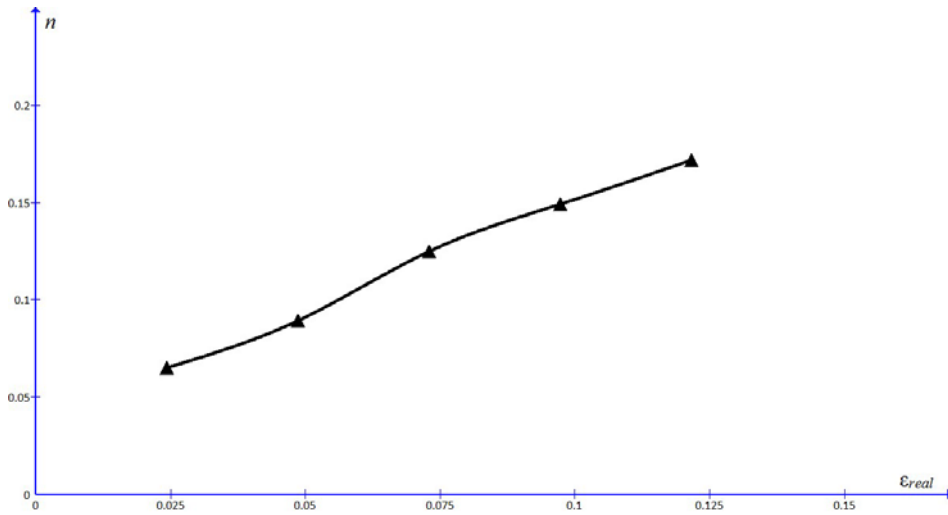


Figura 5-20. Evolución de  $n$  frente a  $\epsilon_{real}$  para el acero AISI 304



Tabla 5-18. Evolución de  $n$  para el acero corrugado AISI 304

$\epsilon_{real}$	$n$	$R^2$
0,0323-0,0566	0,0649	0,63
0,0566-0,0809	0,0894	0,62
0,0809-0,1053	0,1246	0,65
0,1053-0,1296	0,1492	0,66
0,1296-0,1539	0,1716	0,72

### 5.3.5.2. Adecuación al modelo de Rasmussen

Los valores obtenidos para  $m$  se muestran en la Tabla 5-19. Se ha seguido el mismo análisis realizado en los aceros TEMPCORE. De nuevo se observa una diferencia notable entre los valores teóricos y experimentales del exponente  $m$  de Rasmussen. Sin embargo, en este caso, a diferencia de lo ocurrido con los aceros TEMPCORE, el ajuste obtenido es razonable cuando se deja libre el valor de  $m$  en el proceso de ajuste por mínimos cuadrados. En todo caso, la observación de la Figura 5-21 pone de manifiesto que el modelo de Rasmussen [12] no se ajusta con exactitud al comportamiento experimental de estos aceros inoxidables corrugados.

Tabla 5-19. Valores de  $m$  para el acero AISI 304

Probeta	$m_{exp}$	$R^2$	$m_{Rasm}$	$R^2$	Probeta	$m_{exp}$	$R^2$	$m_{Rasm}$	$R^2$
1	1,5858	0,98	4,3683	0,45	12	1,4338	0,98	4,3586	0,05
2	1,9288	0,92	4,3689	0,56	13	1,8603	0,96	4,3498	0,56
3	1,9621	0,93	4,3797	0,55	16	1,3511	0,96	4,3659	0,01
4	2,0402	0,96	4,3637	0,66	17	1,8709	0,95	4,3716	0,56
5	1,7208	0,97	4,3876	0,51	18	1,0377	0,99	4,4035	-0,14
6	1,4487	0,98	4,3867	0,38	20	1,8318	0,99	4,3484	0,54
7	1,7362	0,96	4,3970	0,51	30	1,3185	0,96	4,3716	-0,19
8	1,6579	0,99	4,3887	0,46	32	1,7410	0,99	4,3659	0,50
9	1,7100	0,98	4,3671	0,42	33	2,0981	0,96	4,3474	0,68
10	1,6659	0,99	4,3439	0,38	35	2,0694	0,98	4,3436	0,674
11	1,5480	0,98	4,3724	0,26	37	1,6367	0,99	4,3360	0,41
Promedio	1,6934±0,0568		4,3676±0,0039						

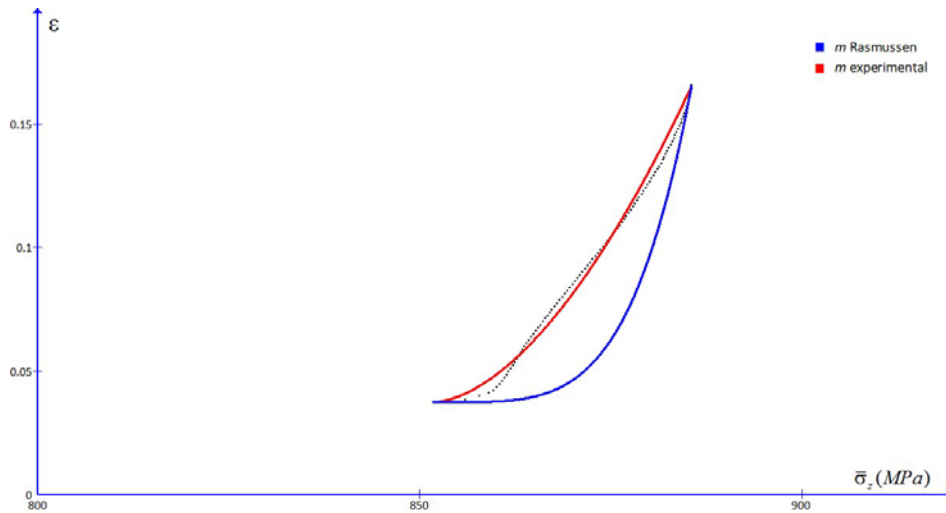


Figura 5-21. Curva de Rasmussen para una probeta (32) de acero AISI 304

### 5.3.6. Acero corrugado Dúplex 2205

Este acero presenta un escaso recorrido plástico con un aumento de la deformación ( $\epsilon$ ) de en torno al 5% , concentrada mayormente en una primera fase en la que se observa un aumento de la tensión ( $\bar{\sigma}_z$ ). Tras alcanzarse un valor máximo de la misma, comienza una zona de descenso para experimentar un ligero crecimiento antes de alcanzar el punto de carga unitaria de rotura ( $f_s$ ), inicio de la estricción. De nuevo este comportamiento debe interpretarse a la luz de las indicaciones de la norma sobre cambios de velocidad de deformación en el curso del ensayo. Como en el caso del acero AISI 304, parece que los aceros total o parcialmente austeníticos son sensibles a la velocidad de deformación. Ahora bien, dentro de cada una de las zonas en que la velocidad de ensayo ha sido constante (régimen elástico, régimen de endurecimiento por deformación y estricción, respectivamente) los resultados obtenidos son admisibles, siempre que se asocien a la velocidad de deformación usada en el tramo correspondiente.

La zona de estudio se decidió acotar desde el límite elástico ( $f_y$ ) hasta el valor máximo de tensión ( $\bar{\sigma}_z$ ) que determina el final de la primera fase de comportamiento del material. Entre dicho valor (punto final zona de estudio en la

Figura 5-22) y el de la carga unitaria de rotura ( $f_s$ ) se ha producido el cambio de la velocidad de deformación y no deben tomarse en cuenta los puntos experimentales. Finalmente, por encima de  $f_s$  se produce la estricción, también a velocidad constante

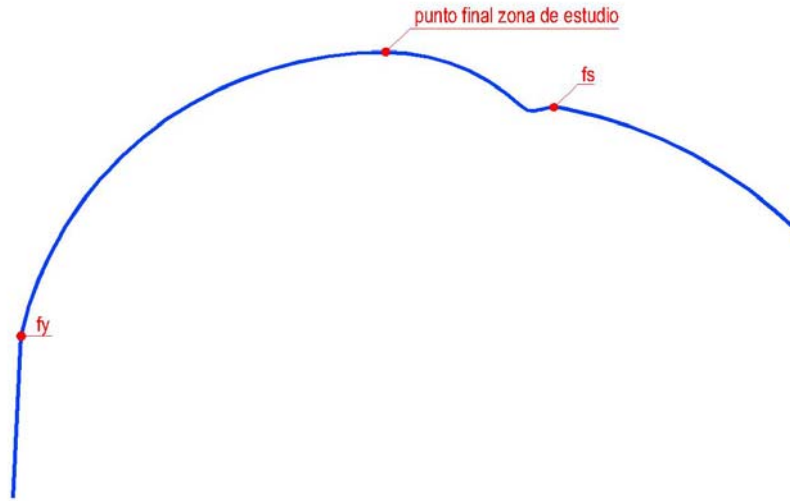


Figura 5-22. Determinación del inicio de la curva de comportamiento plástico para el acero Dúplex 2205

#### 5.3.6.1. Adecuación al modelo de Hollomon

La nube de puntos con la que se ha trabajado en valores reales, Ec. (3.2) y Ec. (3.3) se muestra en Figura 5-23. En la Tabla 5-20 se exponen los resultados de los coeficientes  $K$  y  $n$  para cada barra.

En este caso, la incertidumbre ( $u_A$ ) del valor promedio de  $K$  es menor que la diferencia entre este valor y el resultante del ajuste de la nube de puntos, probablemente debido a la dispersión existente en el comportamiento de las diferentes probetas del lote, lo cual se hace evidente en la Figura 5-5. No obstante,

dato que la diferencia no es excesiva, se decidió trabajar con la nube de puntos como en el resto de aceros.

La ecuación de la curva ajustada para todas las barras resulta:

$$\bar{\sigma}_{real} = 1690,56 \times \varepsilon_{real}^{0,1163} \quad (5.8)$$

Debido al escaso recorrido plástico del material no se ha realizado el cálculo por intervalos del coeficiente de endurecimiento  $n$ .

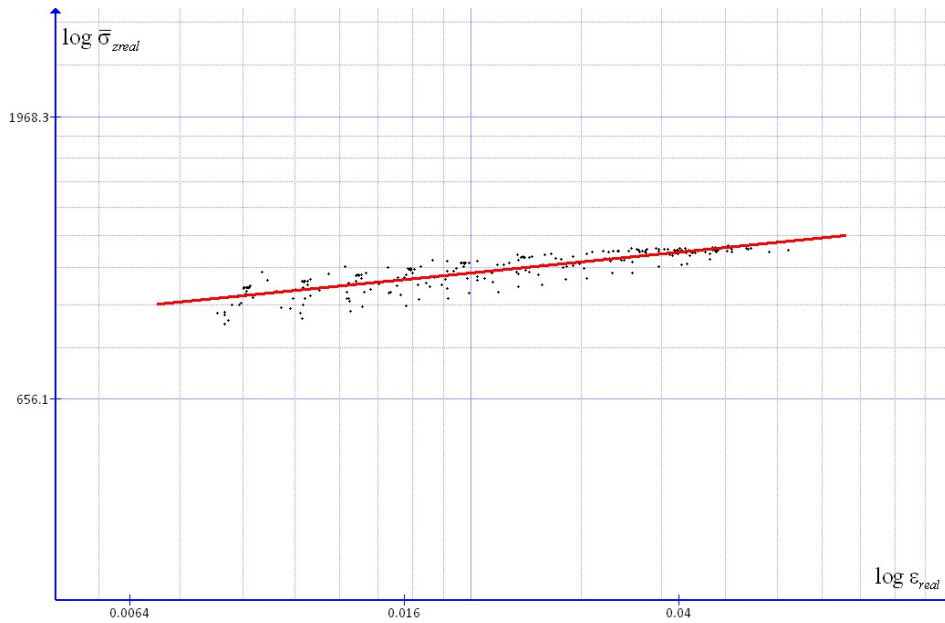


Figura 5-23. Curva de Hollomon para el acero Dúplex 2205

Tabla 5-20. Valores de  $K$  y  $n$  para el acero Dúplex 2205

Probeta	$K$	$n$	$R^2$	$\epsilon_{maxreal}$	Probeta	$K$	$n$	$R^2$	$\epsilon_{maxreal}$
2	1698,44	0,1053	0,98	0,0341	o	1788,82	0,1363	1	0,0453
3	1467,14	0,0665	0,99	0,0358	p	1720,99	0,1190	0,98	0,0448
4	1673,53	0,1059	0,98	0,0409	q	1717,80	0,1122	0,98	0,0381
a	1642,81	0,1091	1	0,0509	r	1688,61	0,1086	0,98	0,0398
b	1821,55	0,1569	0,99	0,0411	s	1727,30	0,1164	0,98	0,0447
c	1755,07	0,1303	0,99	0,0470	t	1696,30	0,1138	0,98	0,0461
d	1635,48	0,1008	0,97	0,0394	u	1646,77	0,1020	0,97	0,0452
e	1739,95	0,1246	1	0,0416	v	1700,99	0,1100	0,98	0,0386
f	1859,31	0,1502	1	0,0478	w	1769,91	0,1250	0,99	0,0399
g	1851,09	0,1480	0,99	0,0503	x	1636,89	0,1005	0,96	0,0414
h	1920,35	0,1570	1	0,0392	y	1700,38	0,1096	0,98	0,0401
m	1808,43	0,1519	1	0,0576	z	1633,52	0,0990	0,97	0,0472
n	1758,30	0,1306	1	0,0501					
Todas	1690,56	0,1163	0,73						
Promedio	1722,39±18,56	0,1197±0,0043							

### 5.3.6.2. Adecuación al modelo de Rasmussen

En la Tabla 5-21 se exponen los valores de  $m$  para este acero. De nuevo puede decirse que, para este acero parcialmente austenítico, el modelo de Rasmussen [12], cuando se determina el valor de  $m$  experimentalmente, es capaz de modelar el comportamiento del corrugado relativamente mejor que para los aceros TEMPCORE. El seguimiento de los puntos experimentales es mejor que en el acero AISI 304, aunque el número de puntos experimentales considerados aquí es menor.

Tabla 5-21. Valores de  $m$  para el acero corrugado Dúplex 2205

Probeta	$m_{exp}$	$R^2$	$m_{Rasm}$	$R^2$	Probeta	$m_{exp}$	$R^2$	$m_{Rasm}$	$R^2$
2	1,6554	0,89	4,1193	0,76	o	1,8164	0,97	3,9009	0,74
3	1,9113	0,90	4,2959	0,82	p	2,5000	0,95	3,9771	0,91
4	2,7397	0,95	4,0607	0,93	q	2,0551	0,93	4,0505	0,84
a	1,7793	0,96	4,0530	0,83	r	1,6015	0,91	4,0461	0,71
b	1,2515	0,95	3,7806	0,68	s	2,5180	0,92	4,0071	0,87
c	2,0183	0,96	3,8992	0,89	t	2,7898	0,93	4,0043	0,91
d	2,6274	0,92	4,0765	0,90	u	2,0634	0,93	4,0568	0,84
e	1,5303	0,95	3,9974	0,65	v	2,0659	0,93	4,0564	0,84
f	1,6745	0,98	4,7987	0,78	w	1,9426	0,95	3,9759	0,83
g	1,8623	0,95	3,8079	0,91	x	1,8839	0,91	4,0697	0,77
h	1,4280	0,97	3,8305	0,60	y	1,6443	0,92	4,0463	0,74
m	1,6912	0,98	3,7510	0,76	z	3,4564	0,92	4,0718	0,91
n	1,9071	0,97	3,9068	0,82					
Promedio	2,0086±0,1014		3,9856±0,0251						

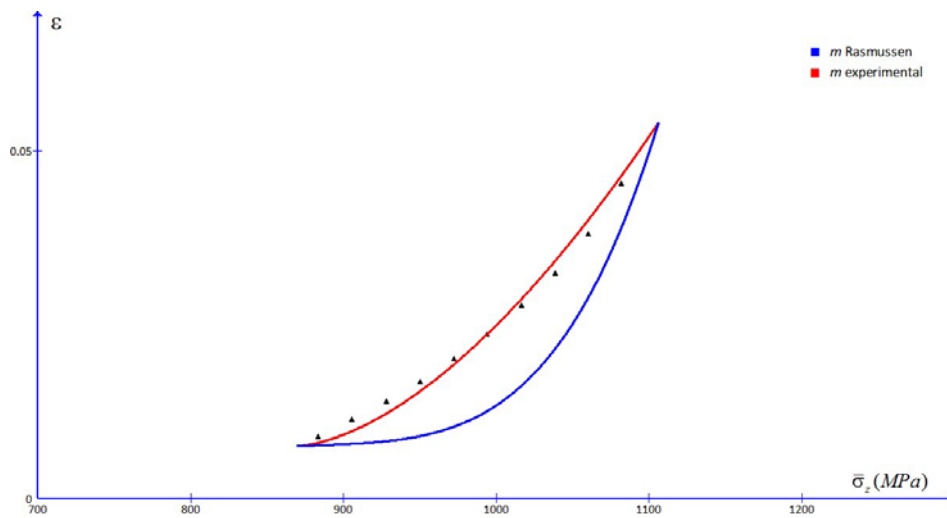


Figura 5-24. Curva de Rasmussen para una probeta (m) de acero Dúplex 2205

## 5.4. Discusión del modelo de Hollomon

En este apartado se realiza, para los diferentes materiales estudiados en esta tesis, una discusión crítica de la aplicabilidad del modelo de Hollomon [11] a las barras corrugadas para hormigón armado. Especialmente se hace una comparativa entre la constante  $n$  obtenida según el ajuste de la zona de endurecimiento a la curva de Hollomon y el valor de la deformación en carga máxima ( $\epsilon_{maxreal}$ ), considerado tradicionalmente como el valor asociado a dicho coeficiente  $n$  conforme al criterio de Considère [20].

En el caso del acero corrugado Dúplex 2205, dadas las dificultades en la interpretación de la curva global de la Figura 5-22, el valor de la deformación en carga máxima se ha asociado al que corresponde al valor máximo de tensión. Dicho valor máximo de tensión no es el que se ha asociado con el de la carga unitaria de rotura ( $f_{sreal}$ ). Tal valor de la deformación se ha denominado  $\epsilon_{nreal}$ .

En la Tabla 5-22 que sigue se recogen los valores medios de los exponentes calculados en apartados anteriores, así como los valores de la deformación bajo carga máxima real ( $\epsilon_{maxreal}$ ). También aparece el ajuste medio conseguido de la ecuación de Hollomon [11] a los puntos experimentales, cuando  $n$  se ajusta por mínimos cuadrados o cuando  $n$  se toma como  $\epsilon_{maxreal}$ . Esta comparativa ya ha sido realizada por Hortigón [21] para las barras de acero liso 500SD estudiadas en esta tesis.

Tabla 5-22. Valores de  $n$  y  $\epsilon_{maxreal}$  y ajustes de la ecuación de Hollomon

Acero	$n$	R <sup>2</sup>	$\epsilon_{maxreal}$	R <sup>2</sup>
Liso 500SD	0,1776	1	0,1058	0,72
B500SD	0,1815	1	0,1422	0,94
Corrugado TEMPCORE	0,1623	1	0,1160	0,90
AISI 304	0,1069	0,97	0,1543	0,80
Dúplex 2205	0,1197	0,99	0,0430	0,59

Como se observa, los valores de  $n$  que producen el mejor ajuste no están relacionados con los correspondientes valores de  $\epsilon_{maxreal}$ . En realidad, la igualdad  $n = \epsilon_{maxreal}$  sugerida por Considère [20] se deriva de la condición de que la curva

de Hollomon [11] pase exactamente por el punto de carga máxima, independientemente de si el resto de la curva se ajusta o no a los puntos experimentales. Es razonable entonces que un ajuste por mínimos cuadrados de todos los puntos experimentales genere un mejor ajuste general, aunque no se cumpla el criterio de Considère. Obsérvese, a mayor abundamiento, que es difícil establecer una relación clara entre ambos valores,  $n$  y  $\epsilon_{maxreal}$ .

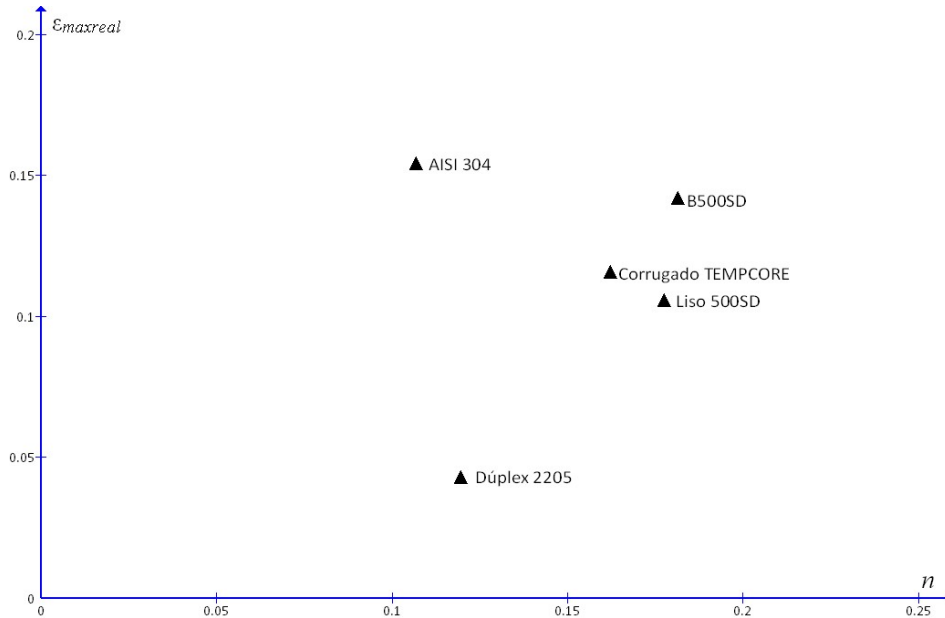


Figura 5-25. Relación  $n - \epsilon_{maxreal}$  de los diferentes aceros

En cualquier caso, la argumentación de establecer una relación entre el valor del coeficiente de endurecimiento y la mayor o menor capacidad del material para alcanzar elevadas deformaciones ha sido sostenida [22] de la manera siguiente: elevados coeficientes de endurecimiento producirán incrementos notables de la resistencia, de manera tal que cualquier conato de formación de cuello (incremento de deformación local) será compensado con creces por el incremento de tensión resistente, lo que prevendrá un mayor crecimiento del cuello local y permitirá una mayor deformación distribuida (cuello difuso). Esta argumentación no se cumple en el caso del AISI 304, que aparece fuera de una posible relación lineal. En este caso, la naturaleza completamente austenítica del acero sería la responsable de



permitir una mayor deformación distribuida con un valor de  $n$  comparativamente bajo.

En todo caso, debe recordarse que en esta discusión se han empleado los valores medios calculados de  $n$ , que varían según avanza la deformación.

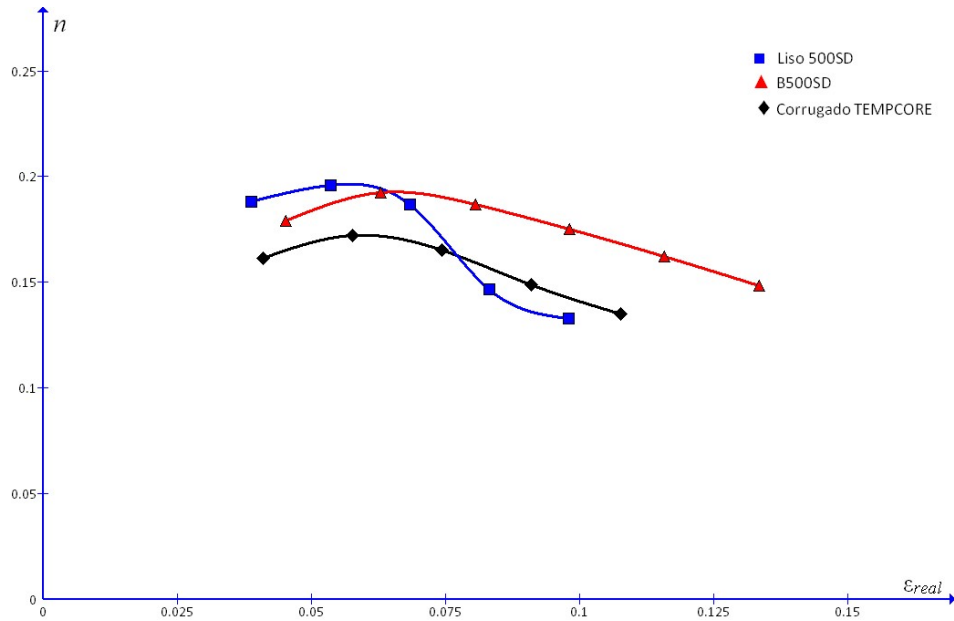


Figura 5-26. Evolución de  $n$  frente a  $\epsilon_{real}$  para los aceros TEMPCORE

Comparando ahora la relación  $n - \epsilon_{real}$  para los tres aceros al carbono, se aprecia que, aunque el acero liso 500SD presenta un valor medio del coeficiente de endurecimiento similar a los otros dos aceros, sin embargo, el valor disminuye drásticamente conforme aumenta el valor de la deformación, extremo que ocurre de manera más paulatina en los otros dos aceros. Según la discusión anterior, los valores inferiores de  $n$  alcanzados a menores deformaciones por el acero liso 500SD podrían derivar en una más temprana formación de un cuello localizado. A este respecto, en el apartado 5.8 se hace una discusión más pormenorizada.

Por tanto, la deformación bajo carga máxima ( $\epsilon_{maxreal}$ ) no puede relacionarse exclusivamente con el valor medio del coeficiente de endurecimiento  $n$  y deben

considerarse los valores en el momento de iniciarse la estricción. Ulteriores investigaciones serán necesarias para desarrollar más fundadamente estos resultados.

La comparación de los valores anteriores con los valores publicados en la bibliografía (véase capítulo 3) llevaría a la conclusión que el acero B500SD es el de menor contenido de carbono, mayor tamaño de grano, menor deformación en frío (si hubiese existido después del tratamiento TEMPCORE) o mayor temperatura de revenido. Lamentablemente, varios de los factores anteriores no son conocidos, dada la procedencia comercial de las barras. En todo caso, los valores de  $n$  se encuentran ligeramente por debajo de los valores reportados en la literatura (véase capítulo 3) para aceros de similar contenido en carbono en estado de recocido o normalizado, que es alrededor de 0,25. En el apartado siguiente se discute sobre la influencia del tratamiento TEMPCORE en esta comparativa.

En relación con los aceros inoxidable, sólo ha sido posible determinar el comportamiento  $n - \epsilon_{real}$  en el AISI 304 (Figura 5-20). El comportamiento de este acero austenítico es, de nuevo, radicalmente distinto al de los aceros TEMPCORE. En efecto, el coeficiente de endurecimiento,  $n$ , se incrementa de manera continua en el periodo de endurecimiento por deformación plástica. De acuerdo a las hipótesis de Bergström [15] en este acero debería estar produciéndose una disminución de la densidad de dislocaciones que produjese un aumento continuo del valor de  $n$ . Ya se conoce que este efecto no es plausible. No obstante, en los aceros austeníticos es posible movilizar un número creciente de sistemas de deslizamiento al incrementar la tensión, lo que vendría a equivaler a una disminución de la densidad de dislocaciones, con el consiguiente aumento del valor de  $n$ . Estas relaciones están fuera del alcance de esta tesis y podrían ser objeto de investigaciones futuras.

## 5.5. Discusión del modelo de Rasmussen

Al igual que en el apartado anterior, a continuación se realiza una discusión sobre la viabilidad del modelo de Rasmussen [12] para los cinco tipos de aceros estudiados en esta tesis, realizando una comparativa entre los valores del coeficiente  $m$  obtenidos experimentalmente y los planteados por el autor (Ec. 5.4). Los resultados medios se recogen en la Tabla 5-23.

La curva de Rasmussen [12] es más adecuada en principio para los aceros sin

región de fluencia como son los inoxidables. Sin embargo, incluso para tales aceros, se encuentra que existe una elevada diferencia entre los valores de  $n$  calculados mediante la Ec. (5.4) propuesta por Rasmussen y los valores de  $n$  determinados por el ajuste estadístico. Como consecuencia de ello el ajuste del modelo de Rasmussen es incluso inferior al que se logra con el modelo de Hollomon [11].

Tabla 5-23. Valores medios de  $n$  experimentales y de Rasmussen

Acero	$n_{exp}$	$n_{Rasmussen}$
Liso 500SD	2,9565	4,0509
B500SD	3,2101	4,0751
Corrugado 500S	2,7813	4,1080
AISI 304	1,6934	4,3676
Dúplex 2205	2,0086	3,9856

Es evidente, por tanto, la necesidad de revisar la formulación que determina el valor de  $n$  para los aceros estudiados en esta tesis. Lamentablemente, no existen en la literatura referencias concretas a los valores de esta constante para los mismos. En la Figura 5-27 se muestra la relación entre los valores experimentales de  $n$  y  $m_{exp}$ , intuyendo una posible relación entre ambos para todos los aceros estudiados.

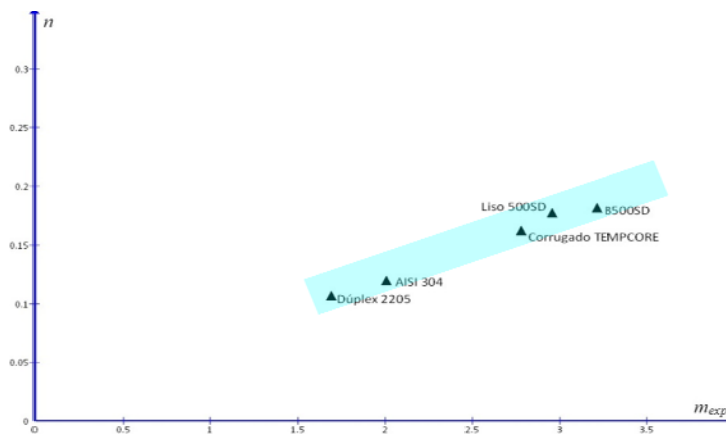


Figura 5-27. Relación entre las constantes  $n$  y  $m_{exp}$  para los distintos aceros

## 5.6. El corrugado compuesto por dos materiales

En este apartado se pretende analizar de manera somera la influencia de la doble estructura (anillo martensítico y núcleo ferrítico-perlítico), resultante del proceso de fabricación TEMPCORE, sobre el comportamiento de estos aceros durante el periodo de endurecimiento.

Para ello, se ha trabajado con barras de acero liso 500SD y B500SD, obteniendo el coeficiente  $n$  de la ecuación de Hollomon [11] para cada una de las partes de ambos materiales. Se ha medido el espesor de la capa martensítica según la norma UNE 7363:78 [23]. Los espesores obtenidos para diferentes barras mediante la medición del índice de dureza Vickers de cada una de las capas se incluyen en la Tabla 5-24. Se adjuntan también los resultados para las barras del acero corrugado TEMPCORE para el que no se ha podido realizar el estudio por falta de material. Posteriormente se han separado núcleo y anillo para ambos aceros, eliminando las corrugas mediante amolado en el acero B500SD.

Tabla 5-24. Espesores del anillo martensítico en acero liso 500SD, B500SD y corrugado TEMPCORE

Acero	Barra	$e_{anillo}$ (mm)	Dureza anillo(HV0,3)	Dureza núcleo (HV0,3)
Liso 500SD	13	1,35	242	178
	16	1,25	239	170
	25	1,45	242,5	184
	26	1,45	235	179
B500SD	19	1,25	262	191
	16	1,35	255	186
Corrugado TEMPCORE	x	1,45	273	201
	u	1,45	270,5	200

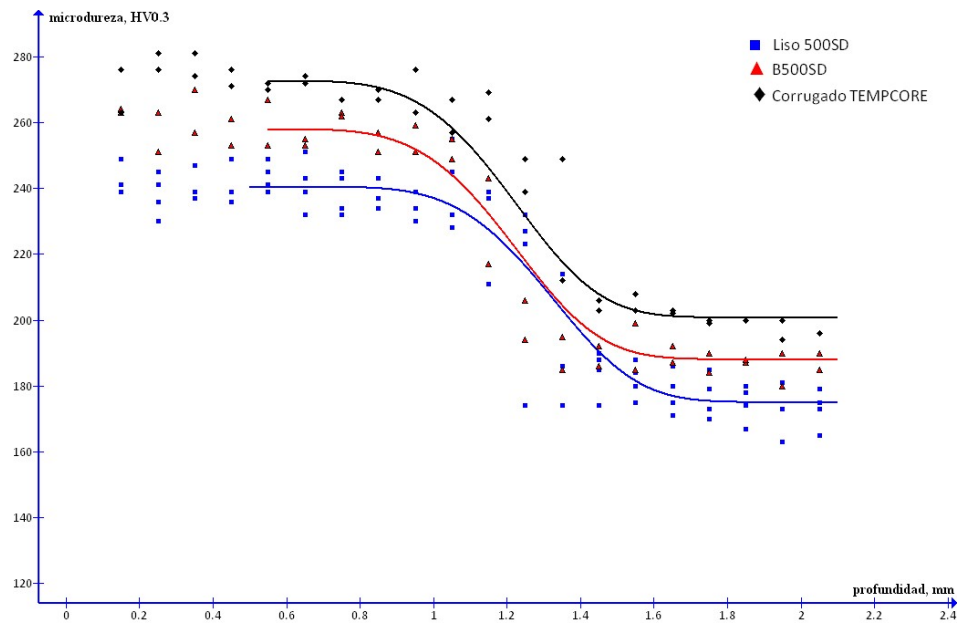


Figura 5-28. Microdurezas de los aceros TEMPCORE

En la Tabla 5-25 se presentan los resultados obtenidos para anillo y núcleo en ambos materiales, así como el valor medio de  $n$  calculado para todas las barras de cada lote, ya expuesto en apartados anteriores, observándose que los valores del índice de endurecimiento para el anillo martensítico se asemejan a los encontrados en la literatura (véase Tabla 3-1). Las funciones de Hollomon [11] correspondientes se representan en las Figura 5-29 y Figura 5-30.

Tabla 5-25. Valores de  $n$  para núcleo y anillo

Acero	$n_{conjunto}$	$n_{núcleo}$	$n_{anillo}$
Liso 500SD	0,1776	0,2166	0,1007
B500SD	0,1815	0,1991	0,088



Figura 5-29. Funciones de Hollomon para anillo y núcleo de acero liso 500SD

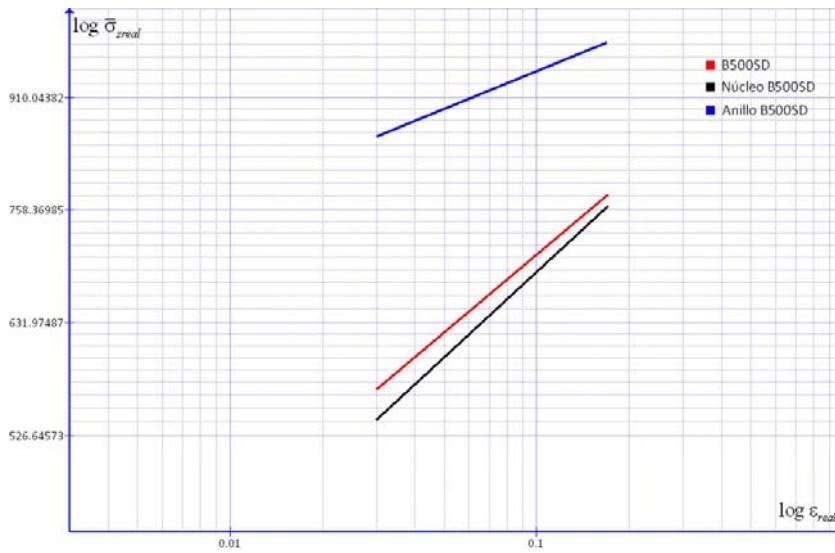


Figura 5-30. Funciones de Hollomon para anillo y núcleo de acero B500SD

De estas figuras cabe destacar que para ambos aceros tanto los valores de tensión como los de  $n$  de la barra completa están comprendidos como era de esperar entre los de núcleo y periferia, aproximándose más a los valores del núcleo debido lógicamente a la mayor cantidad de material. Los elevados valores de tensión resultantes en el acero B500SD quedan justificados por un mayor índice de dureza del anillo martensítico en este material.

Se considera de interés determinar el efecto que diversos espesores del anillo martensítico puedan tener sobre el comportamiento del las barras TEMPCORE, lo que puede ser simulado usando los conocimientos que se incluyen en le capítulo 6.

## 5.7. Zona de estricción

### 5.7.1. Introducción

El comportamiento durante la estricción se ha estudiado únicamente para los aceros Liso 500SD y corrugado B500SD y para los aceros inoxidable corrugados AISI 304 y Dúplex 2205.

La razón por la que se ha excluido el acero corrugado TEMPCORE es que, tras un análisis de los fotogramas capturados durante las grabaciones, se comprobó la no simetría de los dos perfiles de las probetas durante el proceso, tal y como muestra laFigura 5-31, apreciándose una tendencia a una mayor reducción de la sección transversal en los puntos de encuentro de las corrugas con las dos aletas. Dado que la simetría del cuello es una de las hipótesis de partida en la formulación de Bridgman [24, 25], utilizada como referente, se decidió excluir dicho material del estudio.



Figura 5-31. Fotograma del cuello de una probeta (b) de corrugado TEMPCORE

Para determinar el comportamiento mecánico durante la estricción, es imprescindible, por un lado, poder hacer un seguimiento del área mínima del cuello. En probetas de sección redonda, puede hacerse conociendo el diámetro de dicha zona y suponiendo una simetría axial en las deformaciones. En barras corrugadas es necesario establecer una relación entre el ancho aparente de la muestra y su sección. Tal relación  $A - a_{aletas}$  será discutida en primer lugar.

En segundo lugar, la determinación de la aplicabilidad de las diversas teorías existentes para esta zona plástica, exige el conocimiento de la relación  $\epsilon_{equ} - a/R$ . Esta relación puede ser calculada en función de ciertos parámetros de la curva de tracción y en esta tesis se propone una nueva formulación.

Finalmente, se discute para cada acero la relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  y el ajuste de diversos modelos de la literatura a los aceros para armaduras.

### 5.7.2. Relación $a_{aletas}$ - $A$

En el apartado 4.5.1.2. se describió el procedimiento seguido para determinar el área transversal ( $A$ ) de las barras corrugadas según la distancia entre aletas ( $d_{aletas}$ ) medida, tanto para el acero B500SD, como para los aceros inoxidable. En la Figura 5-32 se representan para las diversas probetas estudiadas la relación entre las variables  $A$  y  $a_{aletas}$  ( $d_{aletas}/2$ ).

En todos los aceros estudiados se ha optado por el ajuste de la nube de puntos a una relación cuadrática, similar a la del área de una sección circular, sumando un término independiente que puede asimilarse al aporte de las corrugas y las aletas. Las funciones obtenidas se presentan en la Tabla 5-26.

Tabla 5-26. Relación  $a_{aletas} - A$  para el acero B500SD, AISI 304 y Dúplex 2205

Acero	Función	R <sup>2</sup>
B500SD	$A = 2,795 \times a_{aletas}^2 + 4,3398$	0,92
AISI 304	$A = 3,109 \times a_{aletas}^2 + 2,8941$	0,91
Dúplex 2205	$A = 3,0697 \times a_{aletas}^2 + 7,0343$	0,92



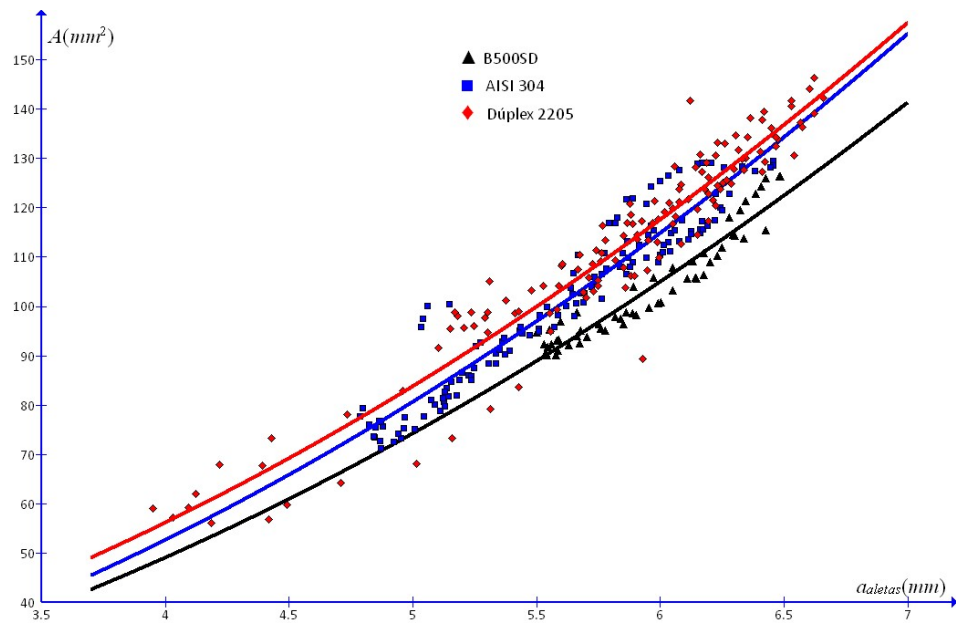


Figura 5-32. Relación  $a_{aletas} - A$  para el acero B500SD, AISI 304 y Dúplex 2205

### 5.7.3. Acero liso 500SD

#### 5.7.3.1. Relación $\epsilon_{equ-a/R}$

La Figura 5-33 muestra la nube de puntos de las 10 probetas para las que se ha calculado el radio de curvatura ( $R$ ) del cuello, conforme a la metodología detallada en el apartado 4.5.2.1.

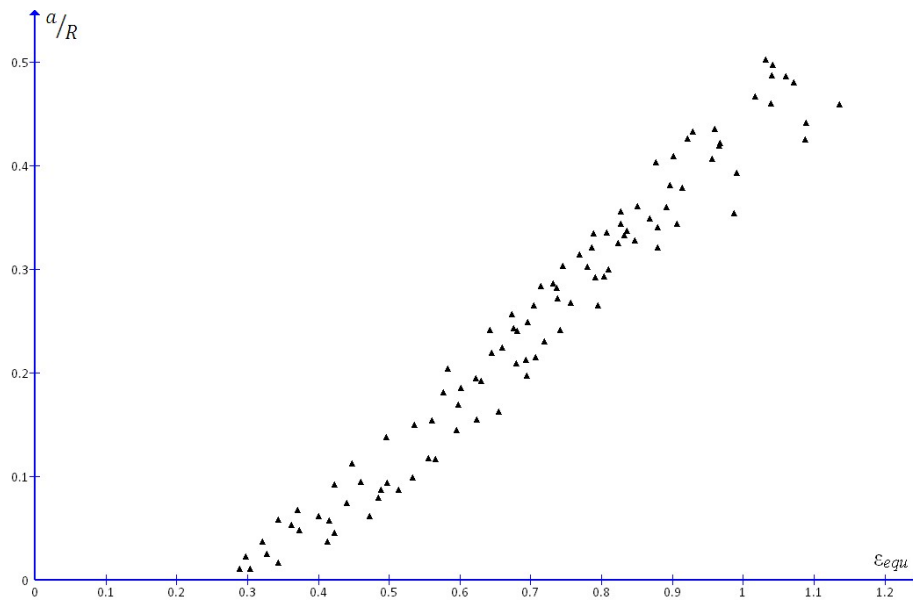


Figura 5-33. Resultados experimentales  $\epsilon_{equ} - a/R$  para el acero liso 500SD

De acuerdo a las opiniones y modelos de otros autores (véase capítulo 3), con deformaciones inferiores a la deformación bajo carga máxima ( $\epsilon_{max}$ ), puede formarse un cuello distribuido que, al alcanzarse dicha deformación o poco después se localiza. Por tanto, para deformaciones inferiores a  $\epsilon_{max}$ , el radio del cuello será muy grande lo que dará un valor de  $a/R$  virtualmente cero. La transición a un cuello localizado ha de ser necesariamente progresiva, aunque probablemente pueda ser muy rápida. Por tanto la nube de puntos anterior debería poder describirse por medio de una función con tendencia a aumentar de manera suave en su inicio, incrementándose por encima de  $\epsilon_{max}$  cuando la geometría del cuello se hace visible. Dicha función, después de alcanzar un valor máximo, tendería finalmente a cero en el hipotético caso de que no se produjera el fenómeno de la rotura y el radio del cuello se hiciera virtualmente 0. Por tanto, inicialmente se realizó el ajuste a una curva gaussiana, con la que se obtenían valores de ajuste a los valores experimentales aceptables. Posteriormente se comprobó que, a pesar de no reflejar exactamente el fenómeno de una estricción infinita ( $A=0$ ), una curva de tipo sigmoideal mejoraba considerablemente el ajuste de los puntos para cada barra por lo que se decidió trabajar con dicha curva.

Por la dificultad evidente de medir el radio de curvatura  $R$  en el inicio de la estricción, para conseguir la suave tendencia inicial, en cada barra se hizo pasar la curva por el punto  $(\epsilon_{\max real}, 0)$ . La ecuación final resulta:

$$\frac{a}{R} = a \times \left( e^{-b \times \epsilon_{\max real}^c} - e^{-B \times \epsilon_{equ}^c} \right) \quad (5.9)$$

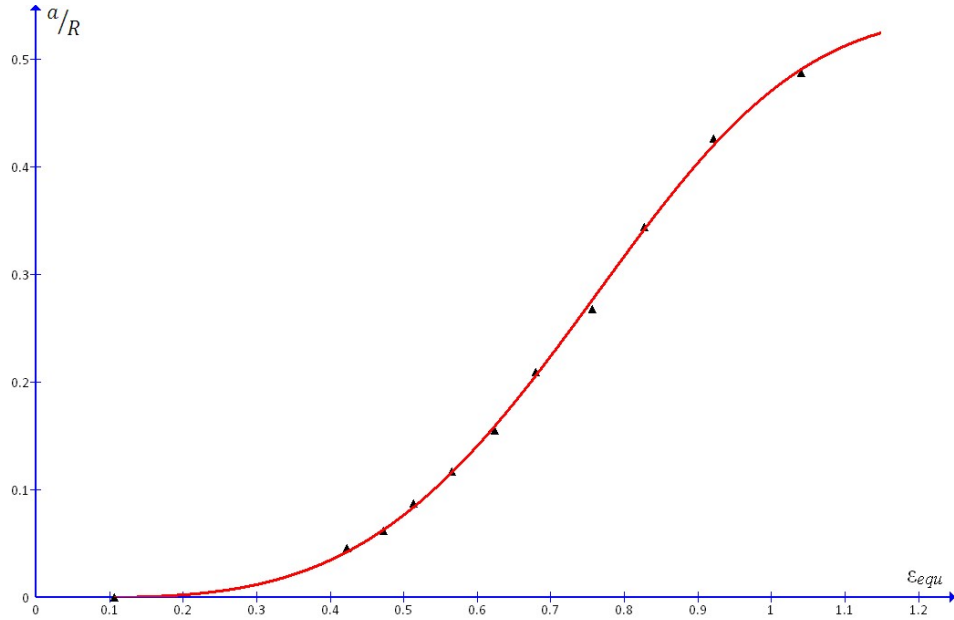


Figura 5-34. Ajuste de la relación  $\epsilon_{equ} - a/R$  para una probeta (24) de acero liso 500SD

En la Tabla 5-27 se exponen los valores de los coeficientes  $a$ ,  $b$  y  $c$  para cada probeta, así como la reducción del área transversal mínima  $Z$ . Como puede observarse, los valores de los parámetros de ajuste varían considerablemente entre las diversas muestras estudiadas. No ha sido posible, por tanto, determinar una formulación única para todas las muestras del acero (como se ha hecho en la determinación de los coeficientes de Hollomon [11] en la zona de endurecimiento plástico), ya que el ajuste obtenido es muy bajo.

Tabla 5-27. Valores de  $Z$  y de los coeficientes  $a$ ,  $b$  y  $c$  para el acero liso 500SD

Nº probeta	$a$	$b$	$c$	$R^2$	$Z$
3	0,4853	1,8017	3,1088	1	0,642
6	0,6729	0,8583	2,1626	0,99	0,678
9	0,4968	1,5723	2,8532	0,99	0,663
14	0,6253	1,2472	2,8780	0,99	0,653
17	2,1348	0,2280	1,9163	0,99	0,657
20	1,6185	0,3318	1,7833	0,99	0,647
24	0,5431	2,0153	3,7295	1	0,646
25	0,656	1,2524	2,2464	1	0,638
27	0,7005	1,1423	2,5956	1	0,643
28	0,7020	1,0068	2,1656	1	0,646
Promedio	0,8685±0,1749	1,1456±0,1824	2,5439±0,1910		
Todas	0,5245	1,7843	2,9604	0,97	

En efecto, ya la observación de los diagramas ingenieriles (véase, por ejemplo Figura 5-1) puso de manifiesto que el comportamiento durante la estricción era muy disperso, al contrario de lo que ocurre en la zona de endurecimiento plástico antes de la estricción. Así el modelo de Hollomon [11] aplicado al conjunto de todas las probetas ensayadas, conduce a una función de comportamiento prácticamente idéntica a la que se obtiene al hacer la media de los parámetros obtenidos al aplicar el modelo individualmente a cada barra. En la estricción por el contrario, el modelo de comportamiento mostrado aplica de manera excelente a las muestras individuales (Tabla 5-27 y Figura 5-34) pero no se identifica al mostrar los resultados de todas las barras (Figura 5-33).

Esta observación debe justificarse en el hecho de que las particularidades individuales de cada probeta afectan decisivamente a este periodo de deformación. Así para justificar la aparición y crecimiento del cuello localizado de manera más o menos temprana se pueden invocar las razones que siguen:

- Restricciones a deformaciones cortantes en las cabezas amordazadas de las probetas.
- Variación de la sección inicial a lo largo de la muestra.

- Presencia de población de inclusiones que modulan la nucleación o crecimiento de microhuecos.
- Variación del espesor local de la capa superficial producida en el tratamiento TEMPCORE.

En todo caso, todas las muestras parecen romper cuando la estricción (o la tensión de fluencia en el cuello) alcanza un cierto valor dentro de un estrecho intervalo.

Por el contrario, tales factores de diferenciación entre probetas individuales no afectarían decisivamente a la zona de endurecimiento plástico antes de la estricción, que estaría gobernada por factores relacionados con la estructura metalográfica y la naturaleza y densidad de dislocaciones en el material [15].

La identificación precisa del peso relativo que cabe asignar a los factores anteriores constituye una tarea de enorme interés que permitiría ampliar las deformaciones posibles antes de la rotura al retrasar o moderar la aparición del cuello localizado. Dicha labor cae fuera de los objetivos de esta investigación y podrá ser abordada en el futuro.

### 5.7.3.2. Tensión de fluencia-deformación equivalente

En la Figura 5-35 se muestra la nube de puntos  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  obtenida experimentalmente, así como el resultado de la simulación por elementos finitos. Para ello se ha usado de la teoría de Bridgman [24, 25] convenientemente modificada como se indica a continuación. Los valores de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) resultan de aplicar a la tensión axial media ( $\bar{\sigma}_z$ ) la Ec. (3.74), en la que la relación  $a/R$  que figura en la expresión del factor de corrección de Bridgman, Ec. (3.73), es sustituida para cada barra por la relación con la deformación equivalente ( $\epsilon_{equ}$ ) según la Ec. (5.7) y los coeficientes  $a$ ,  $b$  y  $c$  de la Tabla 5-27.

Cabe destacar que la diferencia existente en la zona de endurecimiento entre las dos poblaciones para los valores de la tensión axial ( $\bar{\sigma}_z$ ) se diluye en la fase de estricción, como se puede comprobar en la Tabla 5-28.

Se observa igualmente una gran similitud entre los valores medios experimentales y los resultantes de la simulación. Los criterios seguidos para su realización se exponen en el apartado 6.6.1, así como un amplio análisis de los resultados. A modo de avance, los resultados máximos de tensión y deformación incluidos tanto en esta tabla como en la del resto de materiales han sido validados tras obtener en

el instante previo a rotura una deformada en la estricción similar a la del último fotograma de una de las barras ensayadas, con una deformación máxima lo más cercana posible a la media de todo el lote.

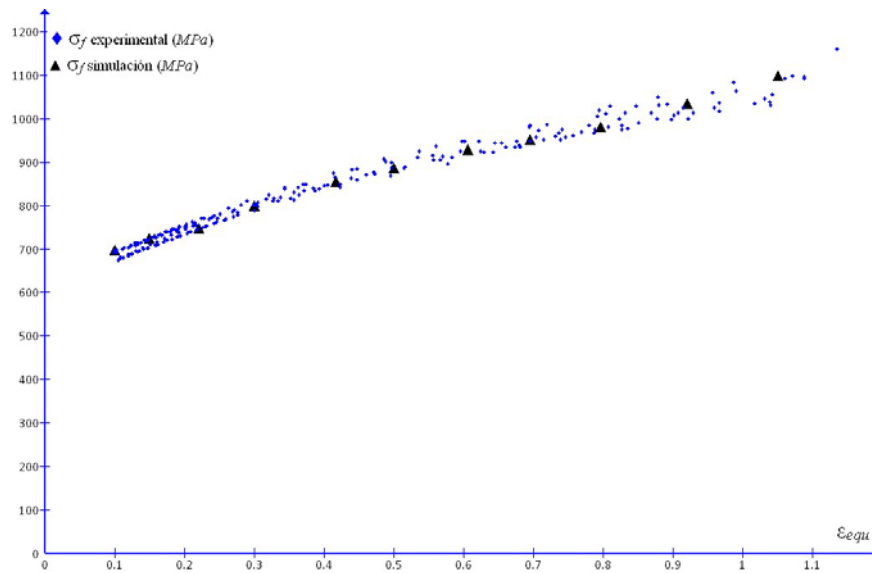


Figura 5-35. Comportamiento durante la estricción del acero liso 500SD

Tabla 5-28. Valores máximos de  $\varepsilon_{equ}$  y  $\sigma_f$  para el acero liso 500SD

Nº probeta	$\varepsilon_{equ}$	$\sigma_f$ (MPa)
3	1,09	1092,63
6	1,13	1158,61
9	1,09	1095,83
14	1,06	1092,30
17	1,07	1098,58
20	1,04	1054,65
24	1,04	1029,86
25	1,02	1033,93
27	1,03	1045,00
28	1,04	1038,34
Promedio	1,06±0,01	1073±12,89
Simulación	1,05	1091,22

Para modelar el comportamiento durante la estricción, el primer planteamiento abordado, aplicando el mismo criterio utilizado por otros autores (véase capítulo 3) para probetas cilíndricas de diferentes materiales, ha sido el de estudiar el comportamiento de cada material considerando la totalidad de su deformación plástica y realizando el ajuste de la nube de puntos a la curva potencial según el modelo de Hollomon [11].

En la Figura 5-36 se muestra dicho ajuste para una probeta de acero liso 500SD. El buen ajuste de la curva en la zona de endurecimiento desaparece al iniciarse la estricción, en la que valores superiores de tensión se alejan progresivamente de los experimentales. La aparición de microhuecos en el cuello y, por consiguiente, la reducción del área en la sección mínima, puede ser la justificación de las desviaciones encontradas. Por tanto, cuantificar la porosidad real del material en muestras inmediatamente antes de la rotura se plantea como línea a seguir en futuras investigaciones.

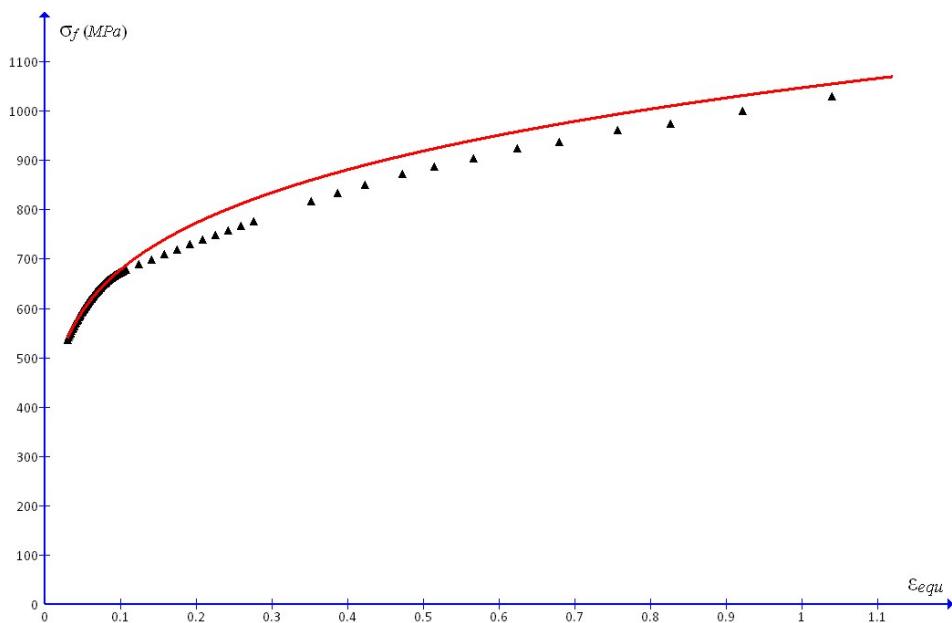


Figura 5-36. Ajuste de la relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  al modelo de Hollomon para una probeta (24) de acero liso 500SD

### 5.7.4. Acero corrugado B500SD

#### 5.7.4.1. Relación $\epsilon_{equ}-a/R$

La nube de puntos resultante para 6 probetas de este material se muestra en las Figura 5-37 y Figura 5-38. En la primera el valor de  $a/R$  se ha calculado trabajando con la distancia  $a_{aletas}$  ( $d_{aletas}/2$ ) y con el radio de curvatura  $R$  determinado por los perfiles asociados a las aletas de la barra. En la Figura 5-38, haciéndolo con la distancia  $a_{equ}$  ( $D_{equ}/2$ ), siendo  $a_{equ} = \sqrt{A/\pi}$ , y con el radio de curvatura  $R_{equ}$ , calculado conforme a  $a_{equ}$  (véase apartado 4.5.2.1).

Siguiendo con la metodología descrita en el apartado 5.7.3.1, se obtuvieron los coeficientes  $a$ ,  $b$  y  $c$  mediante ajuste a la Ec. (5.7). Los coeficientes asociados a la distancia  $a_{aletas}$  se han denominado  $a_1$ ,  $b_1$  y  $c_1$  y los correspondientes a  $a_{equ}$ :  $a_2$ ,  $b_2$  y  $c_2$ . Los resultados se muestran en las Tabla 5-29 y Tabla 5-30, junto con la reducción del área transversal mínima  $Z$ .

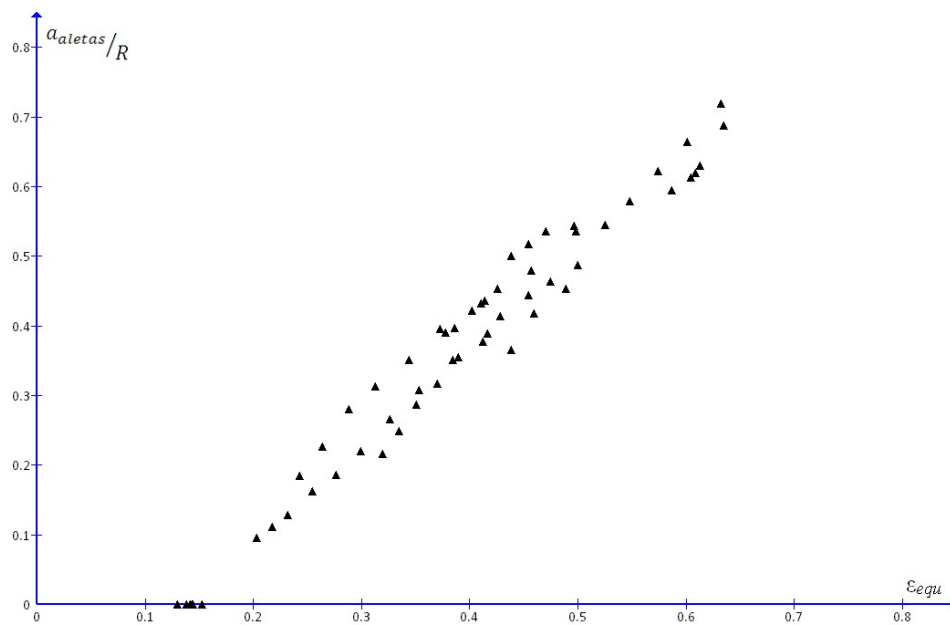


Figura 5-37. Resultados experimentales  $\epsilon_{equ} - a_{aletas}/R$  para el acero B500SD



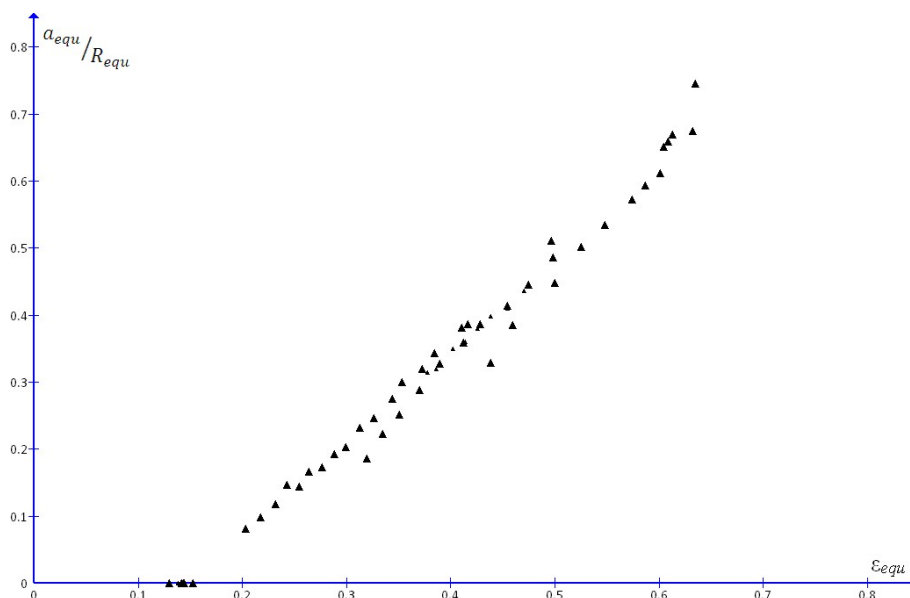


Figura 5-38. Resultados experimentales  $\epsilon_{equ} - a_{equ}/R_{equ}$  para el acero B500SD

Es evidente, de nuevo, para el acero B500SD, que el comportamiento en estricción depende en gran medida de la barra concreta. La observación de la nube de puntos de las Figura 5-37 y Figura 5-38 no permiten derivar ninguna relación. Pero al computar barra por barra las relaciones, se obtienen ajustes a la curva sigmoideal muy buenos. Para estos ajustes, no es relevante que se haya usado cualquiera de los dos procedimientos para derivar los valores de  $a$  y de  $R$ .

Tabla 5-29. Valores de  $Z$  y de los coeficientes  $a_1$ ,  $b_1$  y  $c_1$  para el acero B500SD

Nº probeta	$a_1$	$b_1$	$c_1$	$R^2$	$Z$
6	0,9501	5,4980	2,8147	1	0,517
14	1,8427	1,3572	0,8201	1	0,392
17	1,0011	3,7561	2,1642	0,99	0,410
K	3,8038	0,4702	1,2348	1	0,369
N	1,5864	1,7352	1,5475	1	0,426
O	2,0180	0,9741	1,6294	1	0,472
Promedio	$1,8670 \pm 0,4750$	$2,2989 \pm 0,8305$	$1,7018 \pm 0,3208$		
Todas	4,2383	0,3998	1,0338	0,99	

Tabla 5-30. Valores de  $Z$  y de los coeficientes  $a_2$ ,  $b_2$  y  $c_2$  para el acero B500SD

Nº probeta	$a_2$	$b_2$	$c_2$	$R^2$	$Z$
6	0,9589	4,4534	2,7056	1	0,517
14	2,7112	0,6875	1,3210	1	0,392
17	0,9288	4,0371	2,2993	0,99	0,410
K	1,5463	1,5293	1,5745	1	0,369
N	1,3079	1,6395	1,4617	1	0,426
O	2,1718	1,991	3,4144	1	0,472
Promedio	$1,6042 \pm 0,2975$	$2,3896 \pm 0,6813$	$2,1294 \pm 0,2447$		
Todas	2,8614	0,5624	1,2186	0,98	

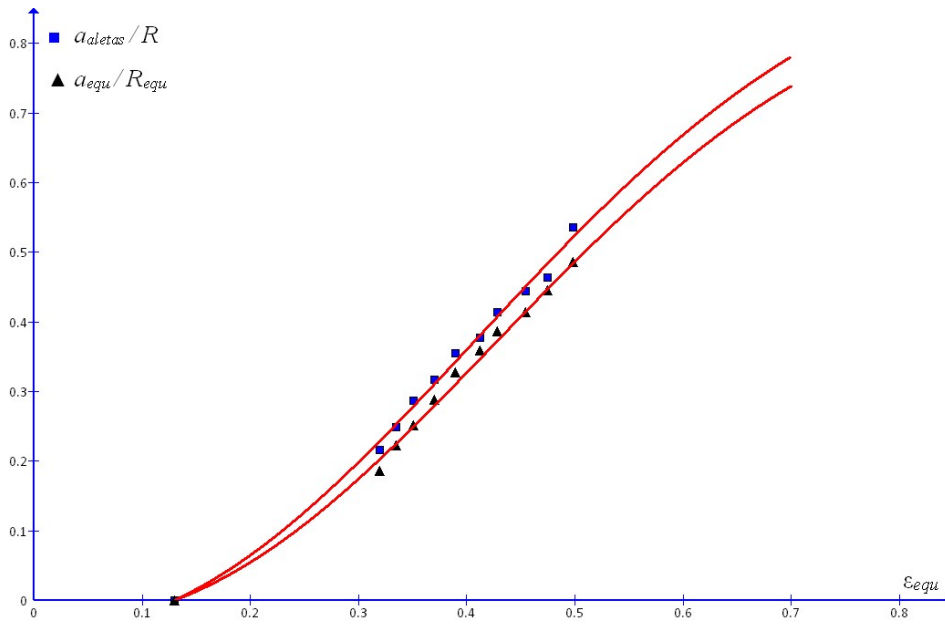


Figura 5-39. Ajuste de la relación  $\epsilon_{equ} - a/R$  para una probeta (17) de acero B500SD

Como ya se comentó en el apartado 4.5.2.2, dado que la tipología de sección transversal varía de un acero al carbono a un acero inoxidable, y, por tanto, la relación entre distancia entre aletas ( $d_{aletas}$ ) y el área instantánea ( $A$ ) de dicha

sección difiere, se decidió trabajar para todos los aceros corrugados con el coeficiente  $C_2$ , calculado a partir de  $a_{equ}$  y  $R_{equ}$ , comprobado que la diferencia entre los valores de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) era muy pequeña. No obstante, se expondrán igualmente para los aceros inoxidable las relaciones obtenidas para ambos coeficientes.

Por otra parte, deben hacerse también ciertas consideraciones adicionales a lo ya comentado en el apartado anterior respecto a las diferencias encontradas en el desarrollo de la estricción para probetas individuales, teóricamente iguales. En este caso se añade a las razones allí relacionadas el hecho de la existencia de corrugas. Éstas pueden producir importantes variaciones de las tensiones y deformaciones locales que estarán relacionadas con la geometría local concreta de la corruga. Se interpreta que este efecto es importante en el desarrollo del cuello y en la definición del momento de la rotura. En efecto, en este material la variación del valor de la estricción a rotura es mayor que para la barra lisa y su valor absoluto es inferior al determinado en dichas barras. Algo similar ocurre con la deformación equivalente ( $\varepsilon_{equ}$ ) máxima en el cuello, como se verá más adelante.

#### 5.7.4.2. Tensión de fluencia-deformación equivalente

La totalidad de puntos resultantes se muestran en la Figura 5-40 así como los puntos obtenidos mediante la simulación con elementos finitos, detallada en el apartado 6.6.2.2. En dicha simulación, se observa de inicio una distribución no uniforme de deformaciones en la sección mínima, por lo que se podría pensar que para este acero se incumple la hipótesis de Bridgman [24, 25] que plantea la uniformidad de las mismas. Comprobada la evolución de dichas deformaciones al recorrer la sección se observó que las variaciones en los valores son mínimas por lo que se ha trabajado con los valores medios obtenidos a partir de los datos generados por el software en diferentes puntos de la misma.

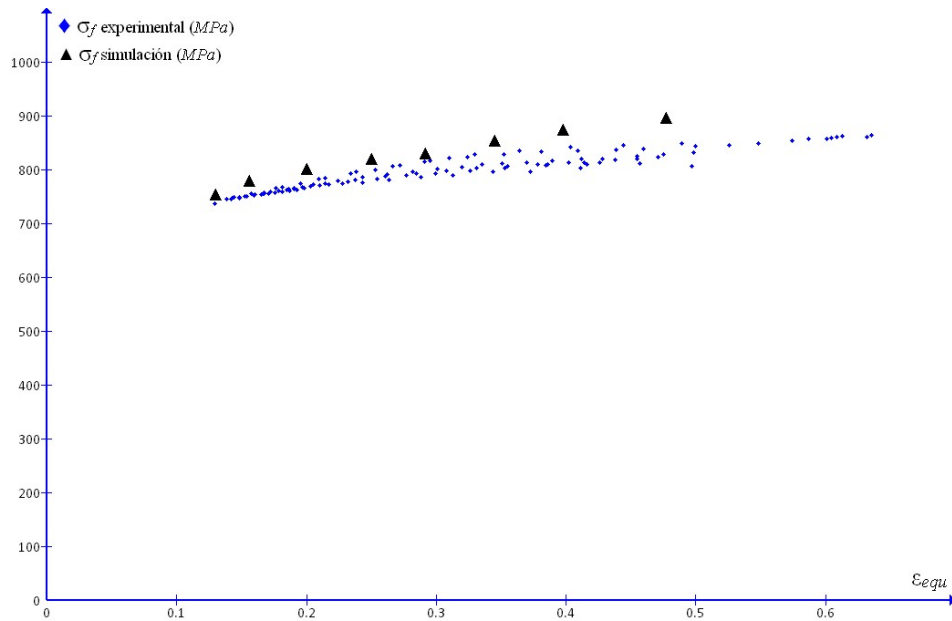


Figura 5-40. Comportamiento durante la estricción del acero B500SD

Tabla 5-31. Valores máximos de  $\epsilon_{equ}$  y  $\sigma_f$  para el acero B500SD

Nº probeta	$\epsilon_{equ}$	$\sigma_f$ (MPa)
6	0,63	861,57
14	0,49	807,00
17	0,49	831,60
K	0,45	812,38
O	0,63	865,19
N	0,47	823,64
Promedio	0,53±0,03	833,56±10,06
Simulación	0,45	896,11

En la Tabla 5-31 se comprueba que la deformación equivalente ( $\epsilon_{equ}$ ) obtenida es inferior a la media de los resultados experimentales aunque se aproxima en gran manera a los valores de 4 de las probetas estudiadas, resultando el valor de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) superior en un 7,50%.

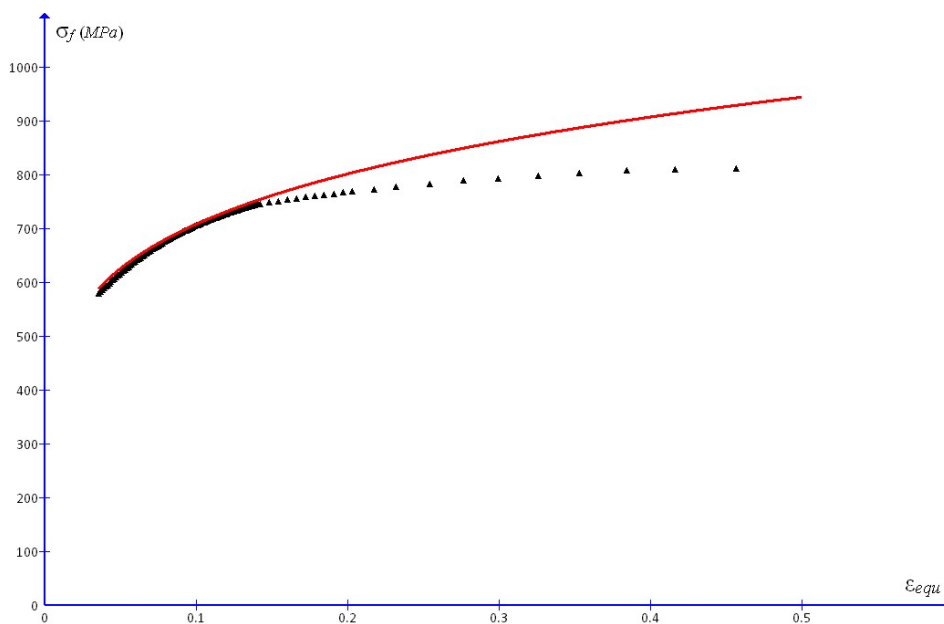


Figura 5-41. Ajuste de la relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  al modelo de Hollomon para una probeta (17) de acero B500SD

Siguiendo la misma metodología que para el acero liso 500SD, se realizó el ajuste a la curva de Hollomon [11], observando un comportamiento de ajuste similar, lo que excluye la aplicación del modelo a todo el rango plástico. La Figura 5-41 muestra cómo, a diferencia del acero liso, en este caso la curva tiende a un mayor crecimiento que la nube de puntos conforme el material se acerca a rotura. En este caso, un modelo de crecimiento lineal de la porosidad con la deformación podría justificar las diferencias encontradas.

### 5.7.5. Acero corrugado AISI 304

#### 5.7.5.1. Relación $\epsilon_{equ}-a/R$

Al igual que para el acero B500SD, en las Figura 5-42 y Figura 5-43 se muestran los resultados obtenidos para 8 probetas, trabajando con las relaciones  $a_{aletas}/R$  y  $a_{equ}/R_{equ}$  respectivamente. La primera determina los valores de los coeficientes  $a_1$ ,  $b_1$  y  $c_1$  y la segunda los de  $a_2$ ,  $b_2$  y  $c_2$ , asociados a la Ec. (5.7). Los resultados se muestran en las Tabla 5-32 y Tabla 5-33 junto con la reducción del área transversal mínima  $Z$ .

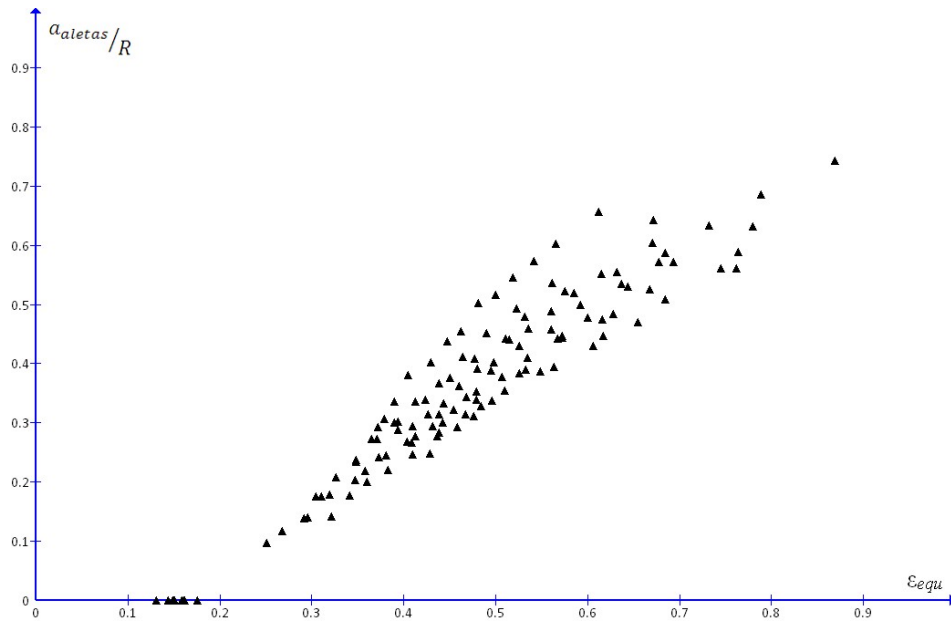


Figura 5-42. Resultados experimentales  $\epsilon_{equ} - a_{aletas}/R$  para el acero AISI 304

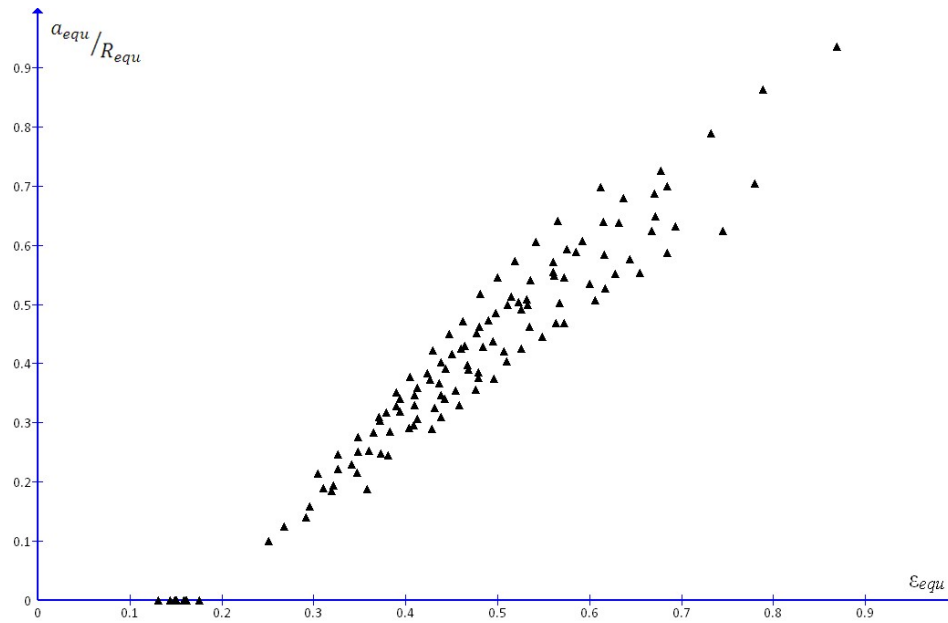


Figura 5-43. Resultados experimentales  $\varepsilon_{equ} - a_{equ}/R_{equ}$  para el acero AISI 304

Tabla 5-32. Valores de Z y de los coeficientes  $a_1$ ,  $b_1$  y  $c_1$  para el acero AISI 304

Nº probeta	$a_1$	$b_1$	$c_1$	R <sup>2</sup>	Z
1	0,6824	5,8233	2,3046	1	0,495
2	0,8787	1,9889	1,6888	1	0,533
5	0,9148	2,8934	1,9910	1	0,489
10	1,0689	1,9062	1,6882	1	0,581
12	0,7899	2,6753	1,7556	1	0,525
18	0,7399	3,4329	2,1670	1	0,533
20	1,0663	1,7496	1,5490	1	0,541
35	0,8487	4,6418	2,1463	1	0,489
Promedio	0,8737±0,0498	3,1389±0,5105	1,9113±0,0978		
Todas	0,8339	3,0712	1,8019	0,88	

Tabla 5-33. Valores de Z y de los coeficientes  $a_2$ ,  $b_2$  y  $c_2$  para el acero AISI 304

Nº probeta	$a_2$	$b_2$	$c_2$	R <sup>2</sup>	Z
1	1,3364	1,6009	1,4977	1	0,495
2	0,7661	4,0028	2,3187	1	0,533
5	0,8403	5,4067	2,4344	1	0,489
10	1,1093	2,9643	2,3234	1	0,581
12	0,8571	2,8406	1,8583	1	0,525
18	0,7926	4,8175	2,2540	1	0,533
20	0,8532	3,6884	2,2293	1	0,541
35	0,8166	5,5474	2,1931	1	0,489
Promedio	0,9215±0,0700	3,8586±0,4846	2,1386±0,1092		
Todas	1,5549	1,2502	1,4102	0,92	

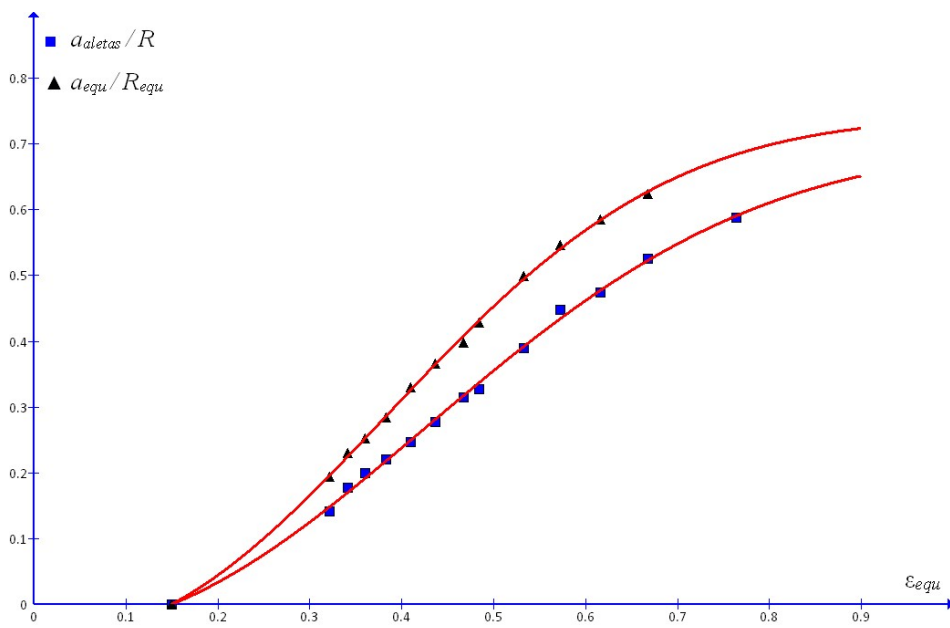


Figura 5-44. Ajuste de la relación  $\epsilon_{equ} - a/R$  para una probeta (18) de acero AISI 304



También para el acero corrugado AISI 304 la relación sigmoïdal conduce a unos ajustes excelentes, independientemente del procedimiento que se siga para el cálculo de los valores de  $a$  y  $R$  a partir de las medidas realizadas de la distancia entre aletas.

En relación a la dispersión de los resultados en la estricción pueden hacerse los mismos comentarios que para el acero B500SD. En esta zona diversos factores de la muestra concreta dictan el comportamiento del material, en concreto la aparición y desarrollo temprano del cuello localizado y la estricción de rotura o los valores de deformación máxima en el cuello al momento de la rotura.

#### 5.7.5.2. Tensión de fluencia-deformación equivalente

En la Figura 5-45 se muestran tanto los resultados experimentales como de la simulación. Se ha comprobado igualmente la evolución de las deformaciones en diferentes puntos de la sección (véase apartado 6.6.3.2) comprobándose una variación mínima en los valores. En la Tabla 5-34 se presentan los valores experimentales así como los valores medios obtenidos en la sección mínima antes de la rotura. Los valores de la deformación equivalente ( $\epsilon_{equ}$ ) son muy similares mientras que el valor de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) obtenido en la simulación es superior en un 8,84% al experimental.

Tabla 5-34. Valores máximos de  $\epsilon_{equ}$  y  $\sigma_f$  para el acero AISI 304

Nº probeta	$\epsilon_{equ}$	$\sigma_f$ (MPa)
1	0,68	1163,68
2	0,76	1244,47
5	0,67	1127,07
10	0,86	1229,62
12	0,74	1186,67
18	0,76	1225,21
20	0,77	1192,71
35	0,67	1176,91
Promedio	0,74±0,02	1193,30±13,71
Simulación	0,71	1298,85

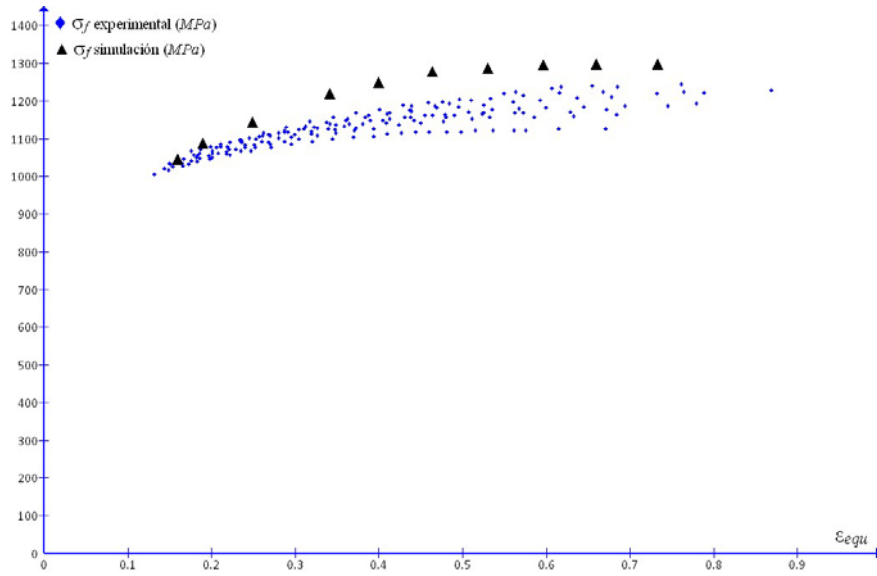


Figura 5-45. Comportamiento durante la estricción del acero AISI 304

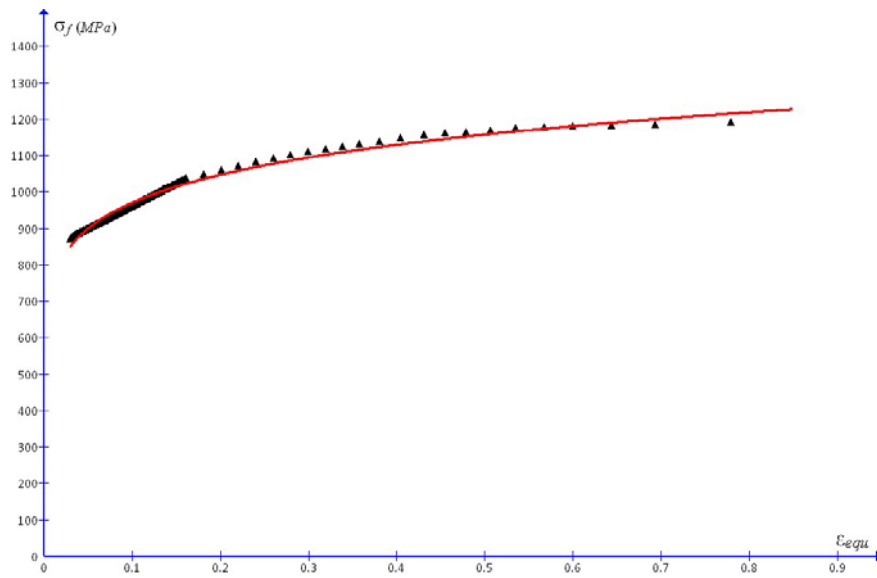


Figura 5-46. Ajuste de la relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  al modelo de Hollomon para una probeta (18) de acero AISI 304

En la Figura 5-46 se muestra de nuevo el ajuste al modelo de Hollomon [11] del comportamiento de una de las probetas estudiadas. En este caso la presencia de porosidad también podría justificar parcialmente las diferencias encontradas salvo que el inicio de la aparición de microhuecos se produce muy avanzado después de la formación del cuello.

### 5.7.6. Acero corrugado Dúplex 2205

#### 5.7.6.1. Relación $\epsilon_{equ}-a/R$

Al igual que para los demás aceros corrugados, en las Figura 5-47 y Figura 5-48 se muestran los resultados experimentales, en este caso, de 8 probetas ensayadas.

Los valores obtenidos para los coeficientes  $a_1$ ,  $b_1$  y  $c_1$  y  $a_2$ ,  $b_2$  y  $c_2$  de la Ec. (5.7), calculados según las relaciones  $a_{aletas}/R$  y  $a_{equ}/R_{equ}$  respectivamente, se presentan en las Tabla 5-35 y Tabla 5-36 junto con la reducción del área en la sección mínima Z.

Como en los casos anteriores el ajuste es muy bueno para las probetas por separado, pero no se puede aplicar conjuntamente a los valores de todas las muestras debido a la dispersión de resultados que se tiene durante la estricción.

Tabla 5-35. Valores de Z y de los coeficientes  $a_1$ ,  $b_1$  y  $c_1$  para el acero Dúplex 2205

Nº probeta	$a_1$	$b_1$	$c_1$	R <sup>2</sup>	Z
2	0,7090	4,6531	1,9489	1	0,613
4	0,7100	4,3212	1,8419	1	0,601
e	0,3732	4,2905	1,9973	0,99	0,580
f	0,4931	4,8447	1,8915	1	0,591
r	0,3966	7,8595	2,4129	0,98	0,511
s	0,3682	7,5149	2,4041	1	0,582
v	0,5711	4,8892	2,0317	1	0,601
y	0,6626	3,6835	1,8093	1	0,607
Promedio	0,5355±0,0523	5,2696±0,5469	2,0422±0,0841		
Todas	0,6719	3,1427	1,8977	0,7844	

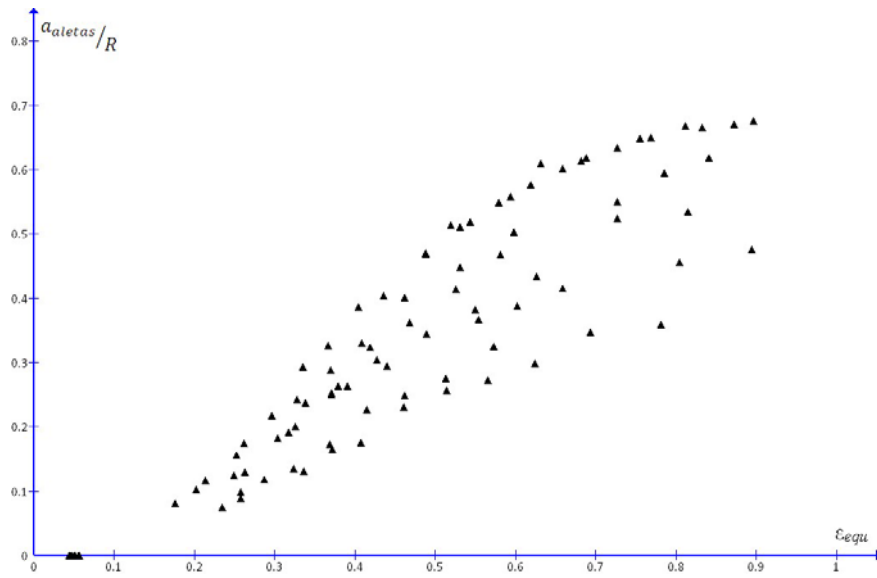


Figura 5-47. Resultados experimentales  $\epsilon_{equ} - a_{aletas}/R$  para el acero Dúplex 2205

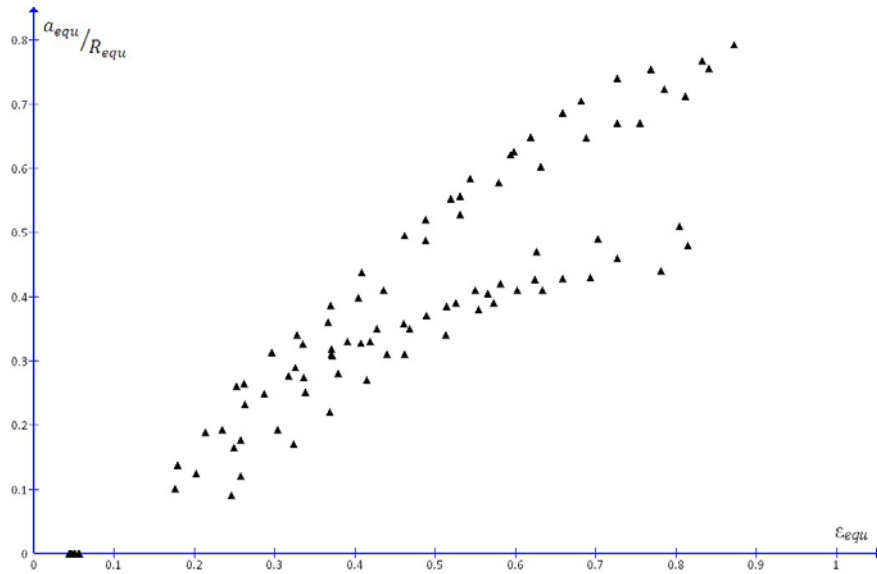


Figura 5-48. Resultados experimentales  $\epsilon_{equ} - a_{equ}/R_{equ}$  para el acero Dúplex 2205

Tabla 5-36. Valores de  $Z$  y de los coeficientes  $a_2$ ,  $b_2$  y  $c_2$  para el acero Dúplex 2205

Nº probeta	$a_2$	$b_2$	$c_2$	$R^2$	$Z$
2	0,8904	2,4238	1,4295	1	0,613
4	0,8422	3,9126	1,9215	1	0,601
e	0,4638	6,5571	1,7431	0,99	0,580
f	0,6080	3,1023	1,5677	1	0,591
r	0,4604	6,0277	1,5285	1	0,511
s	0,4511	7,5877	2,4133	1	0,582
v	1,0349	1,1661	0,5854	1	0,601
y	0,8956	2,5684	1,3908	1	0,607
Promedio	$0,7058 \pm 0,0834$	$4,1682 \pm 0,8092$	$1,5724 \pm 0,1836$		
Todas	1,5071	0,8014	1,1013	0,79	

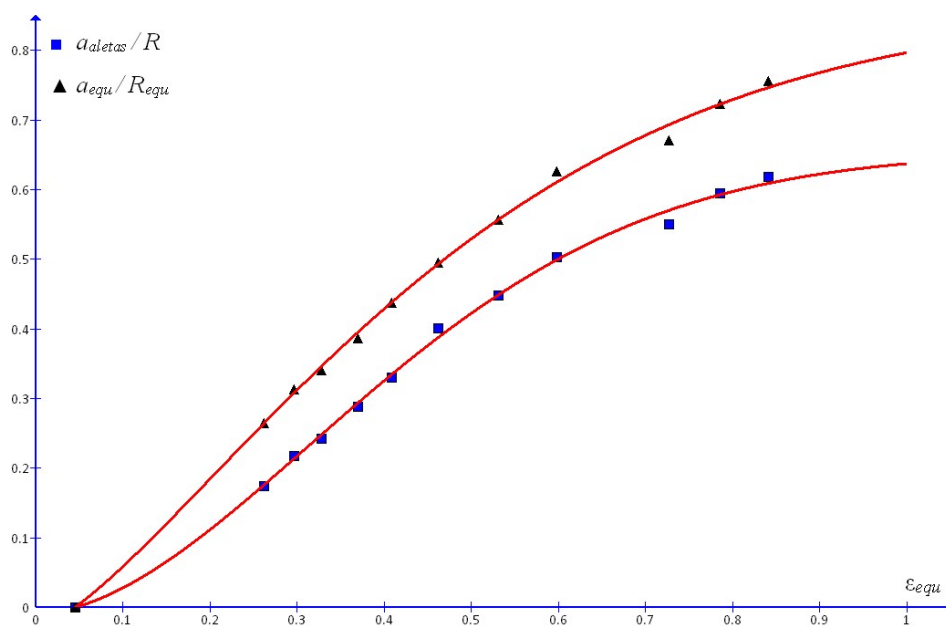


Figura 5-49. Ajuste de la relación  $\epsilon_{equ} - a/R$  para una probeta (y) de acero Dúplex 2205

La dispersión de resultados es similar a la que se obtenía en las otras dos familias de corrugados y superior a la observada en los aceros lisos. No obstante, tanto el acero 304 como el 2205 muestran valores superiores de la estricción en relación al B500SD.

#### 5.7.6.2. Tensión de fluencia-deformación equivalente

A continuación se muestran en la Figura 5-50 y en la Tabla 5-37 los resultados experimentales y de la simulación (apartado 6.6.4), estos últimos obtenidos mediante la misma metodología utilizada para el resto de aceros corrugados. Igualmente se ha comprobado la prácticamente total homogeneidad de las deformaciones en la sección transversal mínima.

Como se puede observar, para este acero los resultados entre los valores experimentales y los de la simulación son muy similares, tanto en deformación como en tensión, con una diferencia en esta última de tan sólo 28,24 Mpa.

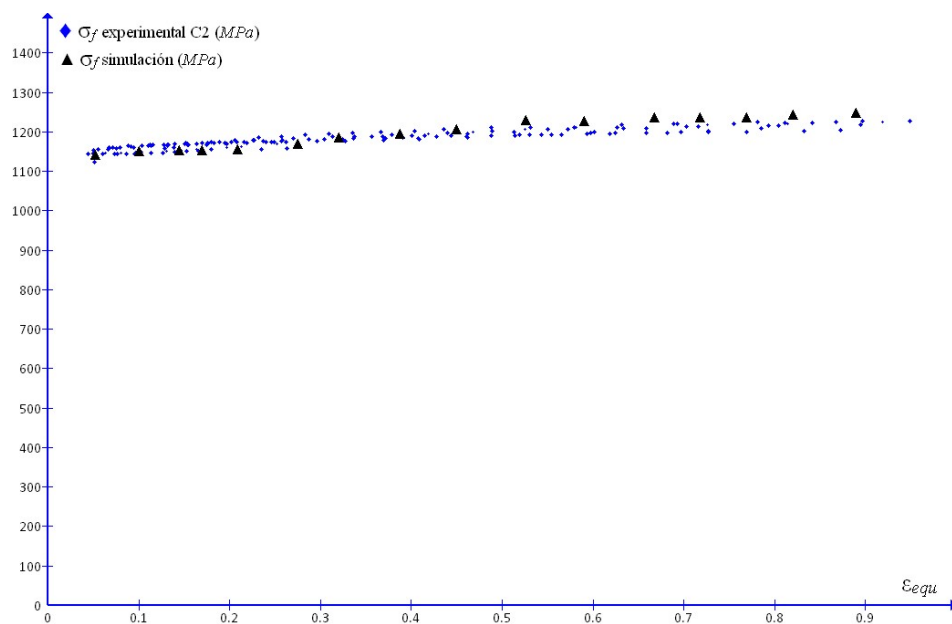


Figura 5-50. Comportamiento durante la estricción del acero Dúplex 2205

Tabla 5-37. Valores máximos de  $\epsilon_{equ}$  y  $\sigma_f$  para el acero Dúplex 2205

Nº probeta	$\epsilon_{equ}$	$\sigma_f$ (MPa)
2	0,95	1228,04
4	0,87	1203,24
e	0,87	1224,97
f	0,89	1218,70
r	0,71	1214,24
s	0,78	1225,21
v	0,92	1224,67
y	0,84	1221,54
Promedio	$0,85 \pm 0,03$	$1220,07 \pm 2,85$
Simulación	0,89	1248,31

En este caso, la comparación de los datos obtenidos en la zona de endurecimiento por deformación y en la zona de desarrollo del cuello no es posible por la diferente velocidad de ensayo utilizada experimentalmente en cada una de estas dos fases del ensayo y la aparente alta sensibilidad de este acero a la velocidad de doformación durante las diversas fases de la deformación plástica.

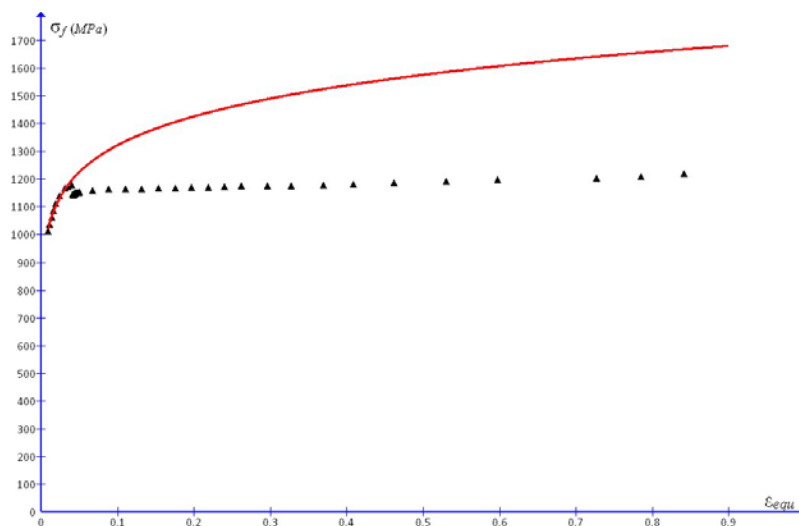


Figura 5-51. Ajuste de la relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  al modelo de Hollomon para una probeta (y) de acero Dúplex 2205

## 5.8. Discusión sobre la relación $\epsilon_{equ}-a/R$ . Geometría del cuello

En la Figura 5-52 se presenta una comparativa entre la relación  $\epsilon_{equ} - a_{equ}/R_{equ}$  para una barra de cada tipo de acero estudiado. Como ya se explicó en apartados anteriores, la curva sigmoideal presenta altos ajustes a nivel individual aunque la dispersión existente en los valores de las constantes calculadas imposibilita el estudio de la nube de puntos del conjunto de barras de cada material. A pesar de ello, la curva refleja con gran exactitud el comportamiento durante la estricción de cada uno de ellos y permite realizar una crítica fiable de la evolución del fenómeno.

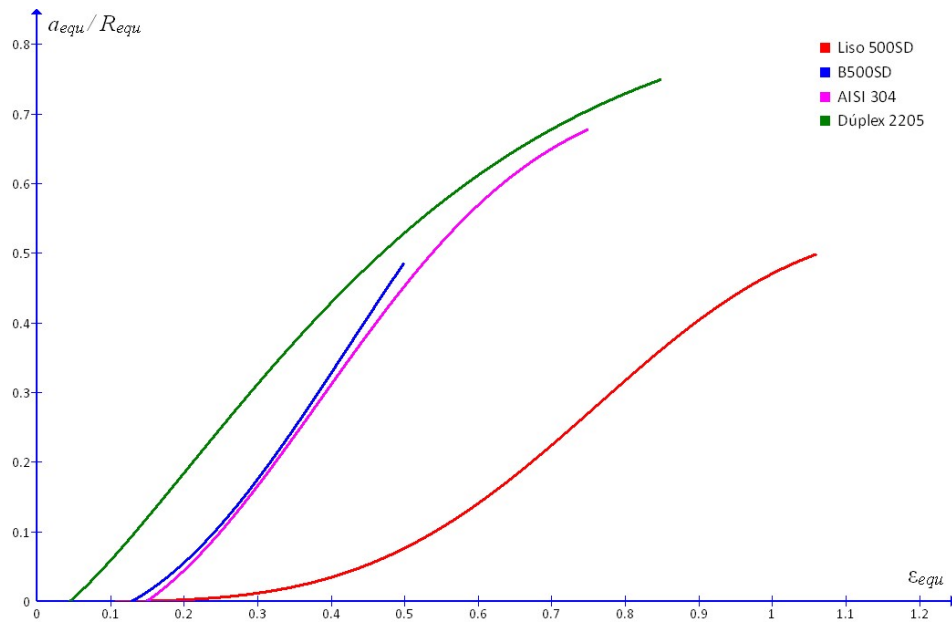


Figura 5-52. Relación  $\epsilon_{equ} - a/R$  para una probeta de cada acero estudiado

Cabe destacar un inicio en la formación del cuello mucho más suave para el acero liso 500SD que para los corrugados, lo que indica la pronta aparición de un cuello localizado en estos últimos mientras que en el acero liso dicho cuello se localiza cuando el fenómeno está más avanzado con una transición previa mediante la formación de un cuello difuso. Este hecho se puede traducir a los valores ajustados de los parámetros de la curva sigmoideal. En efecto, la formación de un cuello



localizado más tardía se corresponde con un valor del parámetro  $c$  más elevado. Un análisis más profundo de este tema se realiza en el siguiente apartado.

Comparando el comportamiento de los dos aceros al carbono, a nivel de deformación se observa un recorrido mucho mayor en el acero liso 500SD desde la deformación bajo carga máxima ( $\epsilon_{maxreal}$ ) hasta la rotura, aún partiendo de un valor menor. Como ocurre en el arranque de la curva, el final de la misma resulta mucho más suave en el acero liso 500SD indicando que, aún en presencia de una estricción, son necesarios mayores valores de tensión de fluencia para producir la rotura.

Sin embargo, si se atiende a los valores del coeficiente de endurecimiento  $n$  para estos dos aceros (véase, por ejemplo, la Figura 5-26) se aprecia que al terminar el periodo de endurecimiento por deformación el acero liso muestra valores de  $n$  rápidamente decrecientes. Estos menores valores de  $n$  podrían relacionarse con una rápida formación de un cuello localizado, lo que no ocurre de acuerdo a lo que se ha discutido en relación a la Figura 5-52. Probablemente, la influencia de las aletas y corrugas pueda producir deformaciones y tensiones locales no homogéneas que, por un lado, faciliten la aparición de singularidades que favorezcan la aparición del cuello localizado y, por otro, precipiten la formación y coalescencia de microporos, causantes finalmente de la rotura. Tal circunstancia ya ha sido enunciada por Hortigón [26] para los barras de acero B500SD con diámetros de 12 y 16 mm.

En cuanto a los aceros inoxidable, es de notar la alta capacidad de deformación del Dúplex 2205, cuyo recorrido durante la fase de endurecimiento es muy pequeño. En estos aceros parece que la influencia de las corrugas es bastante menor que en el acero B500SD, mostrando un mayor recorrido de deformación y una transición a la rotura más suave, más cercana a la del acero liso 500SD. A pesar de ello, la deformación de los elementos en la simulación se asemeja a la del acero B500SD (véase capítulo 6).

## 5.9. Discusión sobre los factores de corrección de Bridgman y La Rosa

En las siguientes figuras se presenta para cada material una comparativa entre los valores experimentales obtenidos para la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) durante la fase de estricción y los resultantes de aplicar los factores de corrección de Bridgman [24, 25]

y La Rosa [27] respectivamente. Al calcular el factor de corrección, se han utilizado en el caso de los resultados experimentales las relaciones entre  $a_{equ}/R_{equ}$  y  $\epsilon_{equ}$  descritas en los apartados anteriores. Para el factor de Bridgman, la relación  $a_{equ}/R_{equ}$  se ha sustituido en función de dicha deformación utilizando la Ec. 3.73. El factor de corrección de La Rosa, independiente de la geometría del cuello, se ha calculado mediante la Ec. 3.80.

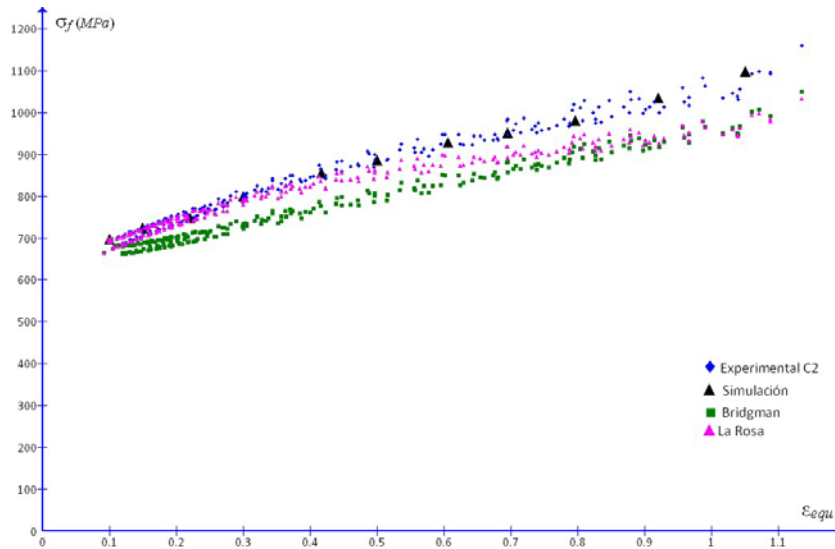


Figura 5-53. Relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  según diferentes factores de corrección para el acero liso 500SD

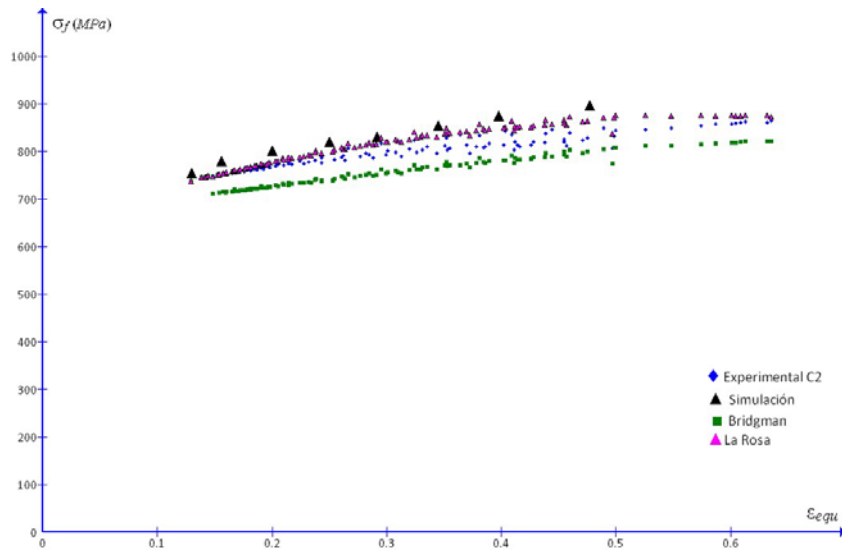


Figura 5-54. Relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  según diferentes factores de corrección para el acero B500SD

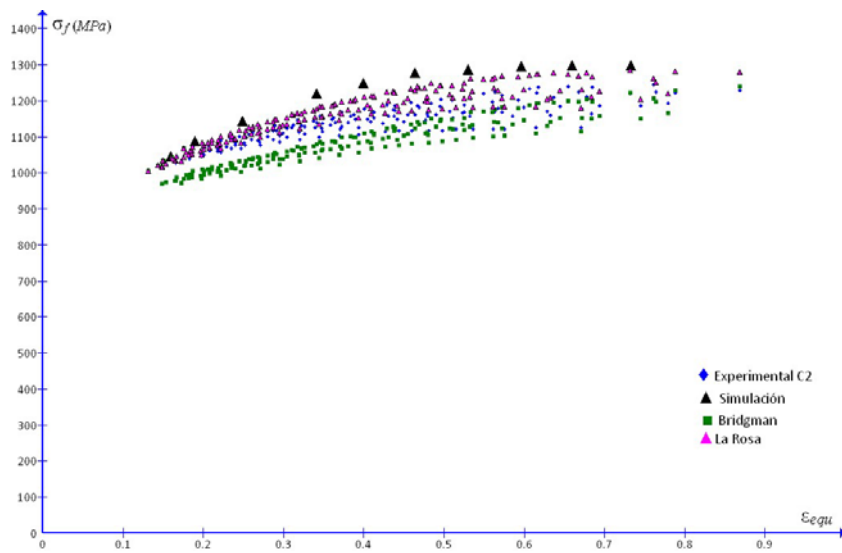


Figura 5-55. Relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  según diferentes factores de corrección para el acero AISI 304

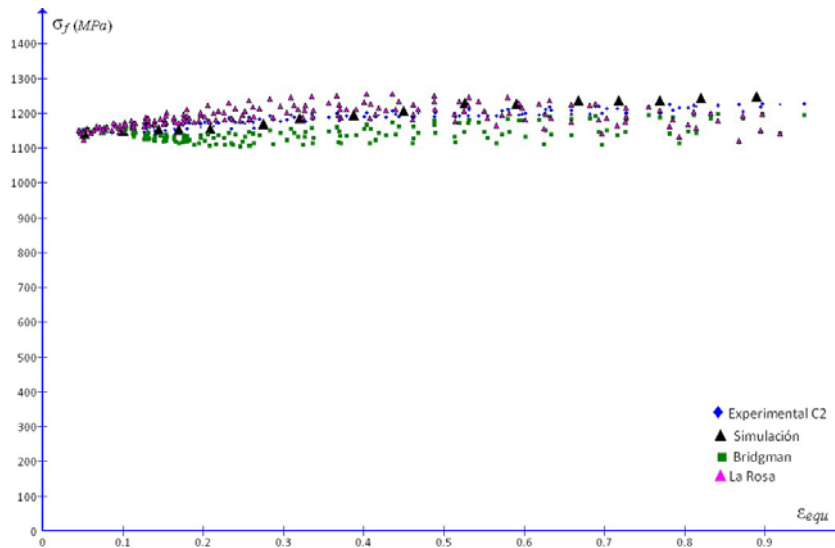


Figura 5-56. Relación  $\varepsilon_{equ} - \sigma_f$  según diferentes factores de corrección para el acero Dúplex 2205

Para todos los materiales el factor de Bridgman [24, 25] da valores de tensión por debajo del valor de la carga unitaria de rotura ( $f_{sreal}$ ), independientemente de que su valor sea o no superior a 0,1, hasta deformaciones de entre 0,25 y 0,30, lo que en principio lo invalida hasta esos valores. Además de esto, en todos los casos los valores de tensión quedan muy por debajo de los resultantes en la simulación.

Para el acero liso 500SD los valores experimentales son muy similares a los de la simulación, quedando el coeficiente de La Rosa [27] por debajo de estos, con una diferencia que se incrementa al avanzar el fenómeno.

Sin embargo, para los aceros B500SD y AISI 304 los valores obtenidos con dicho coeficiente son los que más se aproximan a los de la simulación, resultando los valores experimentales ligeramente inferiores. Era de suponer que este coeficiente daría resultados similares en ambos materiales ya que depende del valor de la deformación bajo carga máxima ( $\varepsilon_{max}$ ), parámetro que para ambos materiales es muy similar (0,1539 y 0,1669 respectivamente).

Para el acero Dúplex 2205 los resultados experimentales vuelven a ser los más próximos a los resultados de la simulación, dando el coeficiente de La Rosa [27] valores superiores al inicio pero experimentando después un descenso progresivo

para mayores deformaciones, lo que, aplicando la lógica, no es reflejo del fenómeno en sí.

Por tanto, se puede concluir que la aproximación de Bridgman [24, 25] es la que más se separa, tanto de los valores experimentales como de los resultados de la simulación realizada. La aproximación de La Rosa [27] resulta más apropiada resultando en dos casos por encima de los valores de la simulación y en otros dos casos por debajo. En todo caso, esta aproximación es de mayor sencillez matemática, pero no aporta información sobre la formación del cuello y los fenómenos físicos asociados. La aproximación sugerida en esta tesis sí permite una interpretación de la formación del cuello y de los fenómenos físicos asociados. Además, en dos casos coincide con los valores de simulación (Dúplex 2205 y liso 500SD), quedando los otros dos casos por debajo de la simulación.

## Referencias Bibliográficas

- [1] *Instrucción de hormigón estructural EHE-08*. Madrid: Ministerio de Fomento, 2008.
- [2] *UNE-EN 1008-5:2010 "Condiciones técnicas de suministro para barras, alambros, alambre, perfiles y productos brillantes de aceros resistentes a la corrosión para usos en construcción"*. Madrid: Aenor, 2010.
- [3] *UNE 36067:94 "Alambres corrugados de acero inoxidable austenítico para armaduras de hormigón armado"*. Madrid: Aenor, 1994.
- [4] CASTRO H.; RODRÍGUEZ F.J.; BELZUNCE F. J. Comportamiento a fractura de aceros inoxidables austeníticos utilizados como material de refuerzo en hormigón armado. *Anales de Mecánica de la Fractura*. 2001, **18**, 124–129. ISSN: 0213-3725.
- [5] *UNE-EN ISO 6892-1:2010 "Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente"*. Madrid: Aenor, 2010.
- [6] MEDINA, E. *Evaluación del comportamiento mecánico, estructural y frente a la corrosión de una nueva armadura de acero inoxidable dúplex bajo en níquel*. Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, 2012.
- [7] *AS/NZS 4673:2001 "Cold-formed stainless steel structures"*. Sidney, Wellington: Standards Australia International and Standards New Zealand, 2001.
- [8] *AS 1391:2007 "Metallic materials: Tensile testing at ambient temperature"*. Sidney: International Standard Australia, 2007.
- [9] *SABS 0162-4:1997 "Structural use of steel. The design of cold-formed stainless steel structural members"*. Pretoria: The South African Bureau of Standards, 1997.
- [10] COMISIÓN ASESORA ARCER. Diagramas característicos de tracción de los aceros con características especiales de ductilidad, con marca ARCER. *Monografías ARCER*. 2003 (4). ISSN: 1576-2734.
- [11] HOLLOWAY J.H. Tensile Deformation. *Transactions of the American Institute of Mining Engineers (AIME)*. 1945, **162**, 268-290. ISSN 0543-5722.
- [12] RASMUSSEN K.J.R. Full-range stress-strain curves for stainless alloys. *Journal of Constructional Steel Research*. 2003, **59**, 47-61. ISSN: 0143-974X.
- [13] RAMBERG W., OSGOOD W.R. Description of stress-strain curves by three parameters. *Technical Note 902*, National Advisory Committee For Aeronautics.

Washintong D.C.: 1943.

[14] NADAI A. *Theory of flow and fracture of solids*. Nueva York: Mc Graw Hill, 1950.

[15] BERGSTRÖM, Y. The Hollomon n-value, and the strain to necking in steel. En: *YBmat* [en línea]. Febrero 2011. Disponible en: <http://www.tension-deformation.com/paper8.pdf>.

[16] MORRISON W.B. The effect of grain size on the stress-strain relationship in low-carbon steel. *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*. 1966, **59**, 824–846. ISSN: 2196-2944.

[17] TSUCHIDA N.; MASUDAB H.; HARADA Y. FUKARA K., TOMOTA Y., NAGAI D. Effect of ferrite grain size on tensile deformation behaviour of a ferrite-cementite low carbon steel. *Materials Science and Engineering A*. 2008, **448**, 446–452. ISSN: 0921-5107.

[18] ABBASSI F., MISTON S., ZGHAI A. Failure analysis based on microvoid growth for sheet metal during uniaxial and biaxial tensile test. *Materials & Design*. 2013, **49**, 638-646. ISSN: 0261-3069.

[19] MIRONE G. Approximate model of the necking behaviour and application to the void growth prediction. *International Journal of Damage Mechanics*. 2004, **13**(3), 241-261. ISSN: 1056-7895.

[20] CONSIDÈRE M. *Annales des Ponts et Chaussées*. 1885, **9**(6), 574.

[21] HORTIGÓN B., NIETO E.J., HERRERA M. A. Analysis of the state of stresses and plastic strains during the necking process in ductile steels. *Procedia Engineering*. 2013, **63**, 430–437. ISSN: 1877-7058.

[22] JESCHKE J., OSTERMANN D., KRIEG R. Critical strains and necking phenomena for different steel sheet specimens under uniaxial. *Nuclear Engineering and Design*. 2011, **241**, 2045-2052. ISSN: 1872-759X.

[23] UNE 7363:78 “Determinación en aceros del espesor total y efectivo de capas delgadas endurecidas superficialmente”. Madrid: Aenor, 1978.

[24] BRIDGMAN P.W. The stress distribution at the neck of a tension specimen. *Transaction of the American Society for Metals (ASM)*. 1944, **32**, 553-574. ISSN: 0021-8926.

[25] BRIDGMAN P.W. *Studies in large plastic flow and fracture*. Nueva York: McGraw

Hill; 1952.

[26] HORTIGÓN B., NIETO E.J., FERNÁNDEZ ANCIO F., HERNÁNDEZ O. Experimental characterization of the mechanical behavior of concrete bars in the tensile test. *Advanced. Materials. Research.* 2012, **498**, 97–102. ISSN: 1662-8985.

[27] LA ROSA G., MIRONE G., RISITANO A. Postnecking elastoplastic characterization: Degree of approximation in the Bridgman method and properties of the flow-stress/true-stress ratio. *Metallurgical and Materials Transactions A.* 2003, **34**(3), 615-624. ISSN:1543-1940.



# 6. MODELADO Y SIMULACIÓN

---

## 6.1. Consideraciones generales sobre la simulación

En esta tesis se han desarrollado un conjunto de ensayos de laboratorio de los cuales se han extraído una serie de datos experimentales recogidos en el capítulo 5. El análisis realizado partiendo del trabajo experimental tiene unas limitaciones en cuanto a metodología aplicable a estados triaxiales de tensión y deformación en régimen plástico.

Se ha considerado conveniente ampliar el estudio del fenómeno de la estricción de los aceros corrugados aprovechando la potencialidad operativa de los programas de software basados en elementos finitos.

La primera decisión ha sido elegir un software adecuado al objetivo propuesto. Hemos elegido el programa "ANSYS Workbench 14.5" fundamentalmente porque el software en cuestión tiene formulados dos elementos (SOLID 185 y SOLID 186) que son adecuados para la simulación del comportamiento mecánico de un medio continuo en régimen elástico de grandes deformaciones y en régimen plástico. Se entiende que, en este caso, si no se cumple esa condición los resultados derivados de la simulación carecerían de fiabilidad en cuanto a que tengan una aproximación suficiente a la realidad.

Se consideran también otros aspectos para elegir el "ANSYS Workbench 14.5" de los que destacamos los siguientes:

- La posibilidad que tiene ANSYS de importar modelos de "Solidworks

2014” que es un software disponible y bastante operativo.

- La posibilidad de ANSYS de simular un ensayo de tracción en dos intervalos, lo cual permite trabajar inicialmente en régimen elástico y pasar posteriormente al régimen plástico. De esa manera se consigue acercar la simulación software al comportamiento experimental que tienen los aceros corrugados en los ensayos de tracción realizados en el laboratorio.
- El tratamiento que hace ANSYS de la caracterización del régimen plástico permite utilizar datos experimentales extraídos del trabajo de laboratorio.

Se entiende que con el planteamiento realizado existe la posibilidad de que los resultados extraídos de la simulación software puedan tener una aproximación suficiente a la realidad que se pretende analizar, considerando estado triaxial de tensiones y deformaciones y comportamiento en régimen plástico.

Se han desarrollado cuatro modelos software para la simulación de la estricción del acero liso 500SD, del corrugado B500SD y de los aceros corrugados inoxidables AISI 304 y Dúplex 2205.

## 6.2. Modelado

### 6.2.1. Planteamiento general

Se ha pretendido encontrar un modelo que presente la doble condición de ser suficientemente fiable y en el que, a la vez, la simulación del proceso de estricción consuma unos tiempos de computación asumibles para un PC con unas buenas características, ya que se cuenta con la limitación de que la Escuela Politécnica Superior de Sevilla no dispone de estación de trabajo y, por tanto, tampoco de un software adecuado para trabajar con dicho equipamiento informático. En definitiva, se ha adoptado un enfoque adecuado a la disponibilidad de la infraestructura investigadora existente. La nota positiva de esta circunstancia es que un modelo software para una estación de trabajo tendría un campo de aplicación, en cuanto a usuarios, mucho menor que un modelo software para un PC.

De alguna forma se ha tratado de conseguir un modelo operativo que pueda aportar información sobre aspectos en los que el análisis de la experimentación no llega por la complejidad del régimen de tensiones, deformaciones y características mecánicas constitutivas del material. Ha sido necesario la realización de muchas pruebas sobre el modelado hasta poder encontrar un modelo simplificado pero operativo.

Con los modelos iniciales desarrollados para los aceros corrugados, los tiempos de computación de las simulaciones en un buen PC se situaban alrededor de las 20 horas. Con los modelos simplificados desarrollados en esta tesis los tiempos de computación de las simulaciones de la estricción en un buen PC, se sitúan en los 25-30 minutos para el SOLID185 y sobre los 100-110 con el SOLID 186.

A la hora de definir las características constitutivas de los diferentes materiales simulados, se han utilizado los valores extraídos de la experimentación que hemos realizado en el laboratorio, pero también de la bibliografía. El comportamiento en régimen elástico de los aceros es isótropo. Hay una gran carencia de datos sobre el comportamiento plástico de los aceros, especialmente de los aceros inoxidables AISI 304 y Dúplex 2205.

Sobre el régimen de actuación de las solicitaciones se han adoptado decisiones buscando que la simulación se acerque lo más posible al funcionamiento de la máquina utilizada en los ensayos de laboratorio.

Se ha ido realizando un proceso de reajuste en cada uno de los cuatro modelos software hasta conseguir que las simulaciones den valores en cuanto a las deformaciones del contorno de la zona de estricción y de los alargamientos axiales prácticamente similares a los obtenidos en la experimentación, para un mismo régimen de solicitaciones.

### 6.2.2. Elementos SOLID185 Y SOLID186 de ANSYS

Al trabajar con simulaciones basadas en el MEF se pueden introducir errores durante las diferentes etapas del proceso y obtener resultados de escasa fiabilidad. La inadecuada elección del elemento probablemente sea la fuente de errores significativos más importante y, por consecuencia, se le ha dado prioridad a la selección del elemento sobre otros factores.

A continuación se exponen las características de los elementos en función de la utilización que se hace de los mismos en este trabajo remitiendo para una mayor definición de sus características al manual de ANSYS [1].

### 6.2.2.1. SOLID 185

El elemento SOLID185, según las referencias de ANSYS [1], puede utilizarse para el modelado de elementos resistentes 3-D. Presenta 8 nodos con tres grados de libertad (desplazamientos  $x$ ,  $y$ ,  $z$ ). Está formulado para poder representar el comportamiento de un medio continuo en régimen elástico de grandes deformaciones, en régimen elastoplástico y en régimen plástico. Estas características se ajustan al comportamiento del acero cuando se somete una probeta al ensayo de tracción. El elemento puede utilizarse en materiales homogéneos, tal y como es el caso de estudio, y en capas, para adaptarse a materiales resistentes no homogéneos.

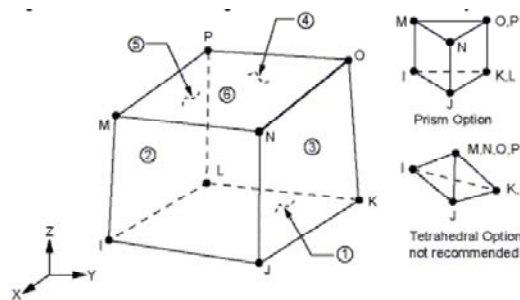


Figura 6-1. Elemento SOLID 185 de ANSYS

### 6.2.2.2. SOLID 186

El elemento SOLID186, según las referencias de ANSYS, puede utilizarse para el modelado de elementos resistentes 3-D. Presenta 20 nodos con tres grados de libertad (desplazamientos  $x$ ,  $y$ ,  $z$ ) y, por tanto, tiene una malla mucho más densa, pudiendo utilizar funciones de forma de mayor grado que el SOLID185 y, en consecuencia, más fiable a efectos de representar el comportamiento en los regímenes elastoplástico y plástico. Está formulado para poder representar el comportamiento de un medio continuo en régimen elástico de grandes deformaciones, en régimen elastoplástico y en régimen plástico. El SOLID186

puede utilizarse en materiales homogéneos, tal y como es el caso de estudio, y en capas, para adaptarse a materiales resistentes no homogéneos. Permite además simular el comportamiento anisótropo.

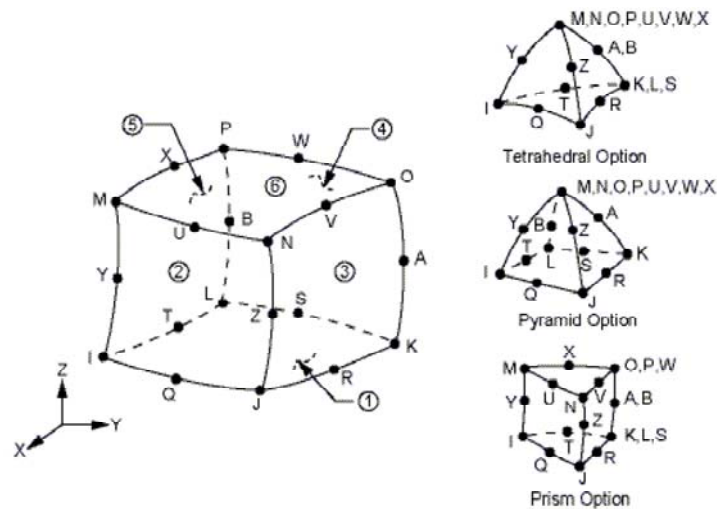


Figura 6-2. Elemento SOLID 186 de ANSYS

Al igual que el SOLID185, el elemento SOLID186 posee unas características que se ajustan al comportamiento del acero cuando sometemos una probeta al ensayo de tracción. Al tener un mayor número de nodos posee mayor fiabilidad y a la vez, como contrapartida, tiempos de computación bastante superiores al del SOLID185. Por esto último, se ha realizado el proceso de ajuste de cada uno de los modelos utilizando el SOLID185 y, tras disponer de una solución considerada razonable, se ha trabajado con el SOLID186.

### 6.2.3. Simplificaciones topológicas del modelo para los corrugados

A la hora de modelar las barras se comenzó tratando de ajustar el modelo a las barras reales ensayadas, es decir, se modelaron barras de longitud igual a la longitud calibrada en laboratorio, con secciones transversales constantes y las corrugas modeladas según normativa.

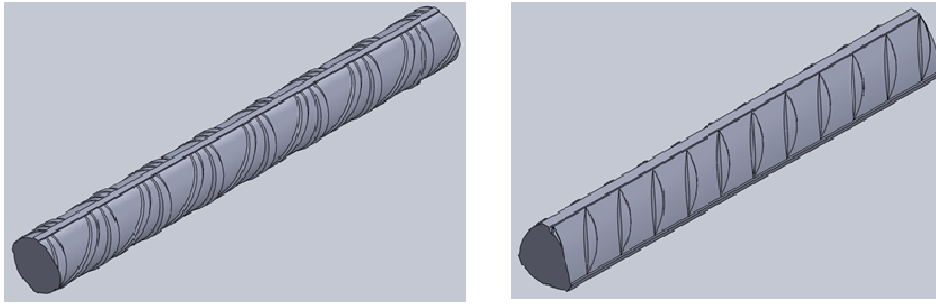


Figura 6-3. Primer modelado del acero B500SD (izquierda) y de los aceros AISI 304 y Dúplex 2205 (derecha)

Para el diseño de las probetas de acero corrugado, con el objeto de evitar tiempos de computación excesivos y facilitar el proceso de mallado así como la convergencia de los resultados, se ha optado, comprobada la viabilidad del diseño, por realizar una simplificación del modelo, consistente en modelar las corrugas con una sección rectangular constante, manteniendo el área equivalente de la sección transversal. En el modelado de las probetas de acero inoxidable se han suprimido las aletas por un tramo plano entre corrugas, dado el escaso espesor de las mismas en el modelo real.

En la siguiente figura se presentan los modelos simplificados utilizados.

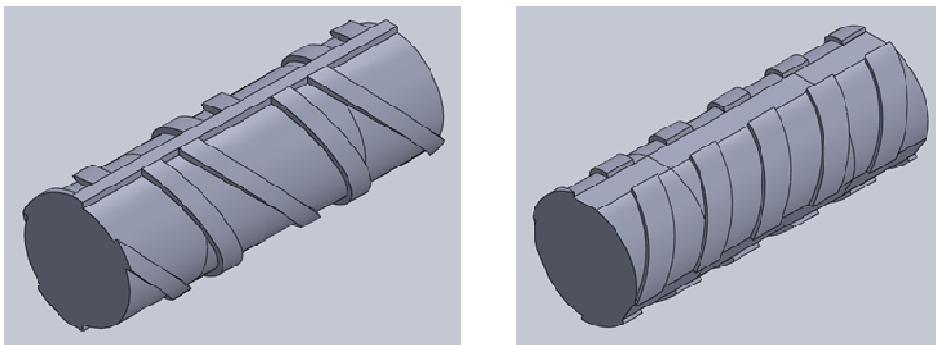


Figura 6-4. Modelado definitivo del acero B500SD (izquierda) y de los aceros AISI 304 y Dúplex 2205 (derecha)

Como se puede observar en el primer modelado (Figura 6-3), el núcleo de los aceros corrugados inoxidables no es geoméricamente circular. En el segundo

modelo se ha realizado una simplificación de la forma del mismo a una sección circular, manteniendo los valores de área equivalente de los perfiles reales.

Además, se ha acortado la longitud axial de todos los modelos, dado que la aplicación de las fuerzas axiales en la simulación software puede hacerse sobre una sección transversal y, por tanto, no es necesario modelar la zona en la que no se produce el fenómeno de la estricción. La longitud final de los modelos resultó de 40mm, puesto que la zona de interés para este trabajo es la zona del cuello (localizada aproximadamente en los 20 mm centrales) y el comportamiento en el resto de la barra es constante en toda su longitud. Por este motivo se puede reducir la longitud de la barra sin alterar los resultados en la zona de la estricción. Al usar modelos más pequeños se ha conseguido reducir notablemente el tiempo de computación.

#### 6.2.4. Simulación de la estricción

En cuanto a la introducción de imperfecciones para localizar la estricción, varios autores [2, 3, 4] siguen la línea planteada por Needleman [5] en el sentido de emplear una probeta homogénea y realizar un estudio de autovalores para determinar la bifurcación y la trayectoria post-crítica. Sin embargo, la alternativa más habitual es imponer una pequeña imperfección obteniéndose un problema de punto límite con imperfecciones [6, 7].

Gabaldón [8] analizó la sensibilidad de los resultados frente a dichas imperfecciones concluyendo que pueden originar ligeros desajustes en los valores de la deformación equivalente ( $\epsilon_{equ}$ ), dependiente de la relación  $D/D_0$ , Ec. (3.49), ó  $A_0/A$ , Ec. (3.53). Sin embargo, independientemente del rango de deformaciones, la curva fuerza-desplazamiento no se ve afectada.

Teniendo en cuenta este condicionante, se introdujo en un ámbito de 20 mm de longitud una reducción progresiva de la sección transversal mediante una suave curva simétrica respecto a la sección central, con una reducción máxima en el punto medio de 0,12 mm.

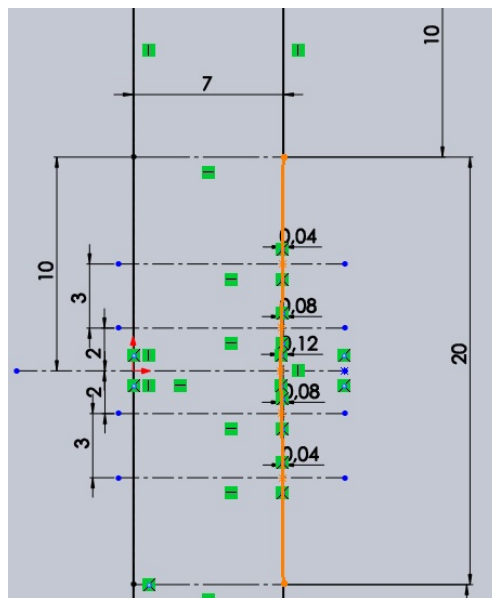


Figura 6-5. Imperfecciones introducidas en el modelado de las barras

## 6.3. Mallado

### 6.3.1. Método de mallado

“ANSYS Workbench” ofrece varios métodos de mallado que pueden dividirse en dos grandes categorías: métodos hexaédricos y métodos tetraédricos.

Se ha optado por usar un método de mallado hexaédrico, en coherencia con los elementos utilizados, con el que se puede rellenar un determinado volumen de manera más eficiente que con otros métodos, reduciendo tiempos de computación y consiguiendo mallas más uniformes, lo que supone un mayor control de la distribución de elementos. Dentro de los métodos hexaédricos se ha optado por el denominado “Hex Dominant”. Este método genera una malla con predominio de elementos hexaédricos (8 nodos).

Para agilizar el estudio, las pruebas iniciales se han realizado con el SOLID185.



Una vez obtenidos resultados que concuerden con los obtenidos de la experimentación, se han simulado de nuevo los ensayos para los aceros corrugados con el elemento SOLID 186.

### 6.3.2. Generación de la malla

En la Figura 6-7, Figura 6-8 y Figura 6-9 se muestran los modelos utilizados para la simulación del acero liso 500SD, B500SD y los aceros AISI 304 y Dúplex 2205, así como un diagrama de cada barra en el cual se representan los tipos de elementos del mallado en función de su tamaño relativo y la distribución de elementos usados para diferentes modelos según el método expuesto en el apartado anterior. Se observa cómo para los aceros corrugados ha sido necesario trabajar con una malla más refinada, debido a las irregularidades que generan las corrugas en la geometría del modelo, lo que obliga a una mayor precisión para la correcta simulación del ensayo.

En el caso de no ser posible realizar el mallado exclusivamente con elementos hexaédricos, se introducen otros en forma de cuñas (6 nodos), piramidales (5 nodos) o tetraédricos (4 nodos), representados en la Figura 6-6.

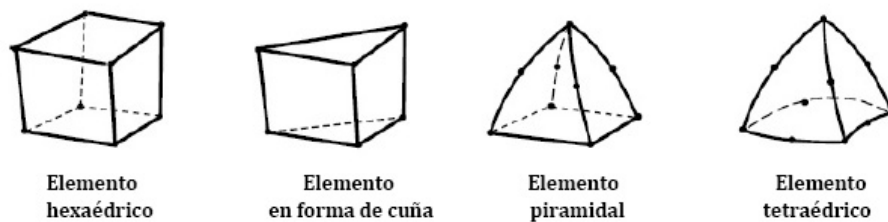


Figura 6-6. Elementos para completar el mallado hexaédrico

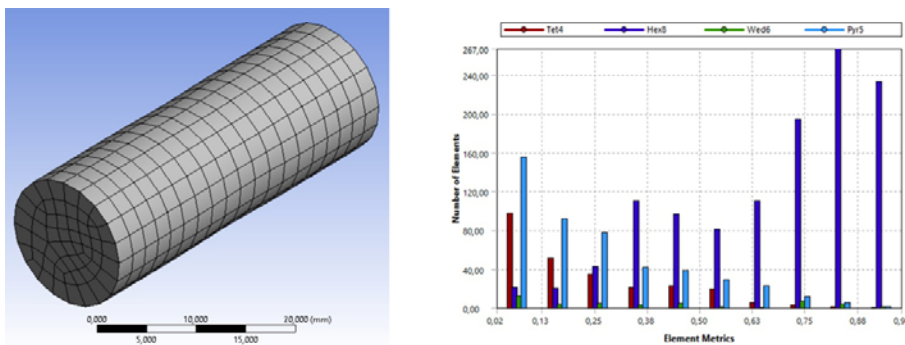


Figura 6-7. Mallado de la barra de acero liso 500SD

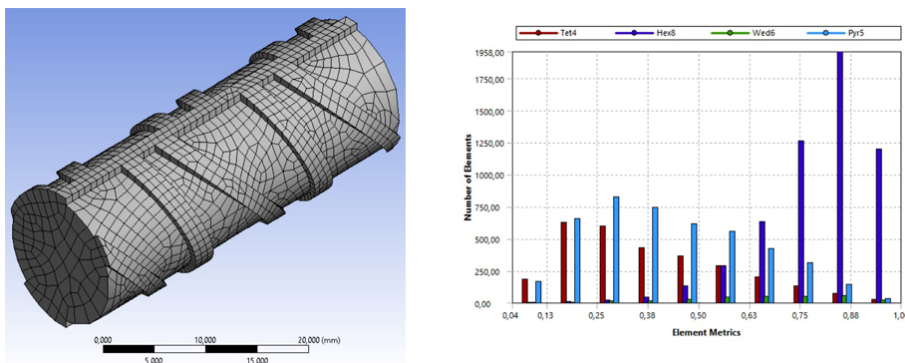


Figura 6-8. Mallado de la barra de acero B500SD

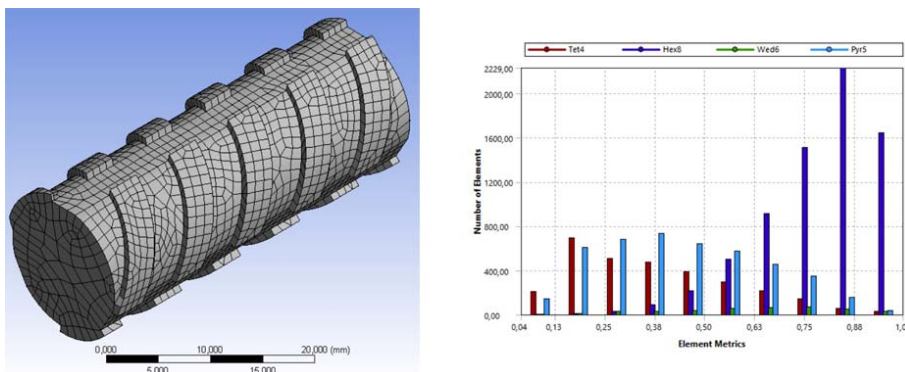


Figura 6-9. Mallado de las barras de los aceros AISI 304 y Dúplex 2205

## 6.4. Condiciones de contorno

En el caso que se estudia, el ensayo de tracción se ha simulado impidiendo el desplazamiento en la dirección axial de una de las secciones transversales extremas. Así mismo, en el nodo central de dicha cara se han impedido tanto los desplazamientos como los giros en todas las direcciones, evitando así la aparición de tensiones ficticias en el contorno del modelo.

## 6.5. Definición del comportamiento de los materiales

Por la propia configuración de “ANSYS Workbench” el ensayo se ha definido diferenciando la zona de comportamiento elástico y la zona de comportamiento plástico.

Para definir el comportamiento en régimen elástico del material a ensayar, en la sección *Engineering Data* de ANSYS, se establece un comportamiento elástico isotrópico lineal y se introducen las características del material en base a los resultados obtenidos de los trabajos experimentales de laboratorio.

En la zona elástica la simulación se ha configurado en un paso de carga dividido en 10 incrementos de la misma, y se ha impuesto en la cara con libre movimiento la fuerza necesaria para alcanzar el límite elástico ( $f_y$ ) de cada material.

Tabla 6-1. Propiedades mecánicas en régimen elástico

Tipo de acero	$E$ (GPa)	$\mu$
Liso 500SD	195	0,3
B500SD	200	0,3
AISI 304	187	0,3
Dúplex 2205	152	0,3

Tabla 6-2. Fuerza en el límite elástico ( $f_y$ ) de cada material

Tipo de acero	$F$ (N)
Liso 500SD	83383
B500SD	92963
AISI 304	154870
Dúplex 2205	178290

En esta segunda parte es donde se ha definido la plasticidad de los materiales ensayados. En la sección *Engineering Data* se ha introducido un comportamiento plástico isotrópico multilíneo. En base a los resultados obtenidos la experimentación se han introducido valores tensión-deformación reales que permiten definir el comportamiento plástico para cada uno de los materiales utilizados.

En la zona plástica el proceso se ha realizado en un único paso dividido en 100 incrementos de carga. Debido a las grandes deformaciones que sufren los modelos hasta rotura, con este incremento de subpasos respecto a la zona elástica se evitan posibles problemas de convergencia en los resultados.

Para definir el comportamiento plástico de cada material se ha hecho uso de los valores de tensión media ( $\bar{\sigma}_z$ ) y deformación ( $\epsilon_{real}, \epsilon_{equ}$ ), obtenidos para cada material en la zona de endurecimiento y en la fase de estricción. En la cara libre se ha impuesto un desplazamiento máximo en la dirección axial, obtenido de las mediciones experimentales del alargamiento de la longitud entre mordazas o longitud calibrada ( $L_0$ ) tras la rotura. Los valores de dicho desplazamiento traducidos a la longitud inicial de los modelos se exponen en la Tabla 6-3.

Tabla 6-3. Desplazamiento axial impuesto en régimen plástico

Tipo de acero	$L_0$ (mm)	Desplazamiento (mm)
Liso 500SD	40	13,80
B500SD	40	09,20
AISI 304	40	09,50
Dúplex 2205	40	11,00

## 6.6. Validación de las simulaciones software

Se considera que todos los programas basados en el MEF realizan un complejísimo proceso operatorio del que pueden derivarse errores sustantivos, aparte de que el MEF también introduce aproximaciones para poder acercarse a la caracterización del comportamiento del medio continuo, en base a una malla de nodos y a unas funciones de forma propias de cada elemento.

Las simulaciones desarrolladas presentan una gran complejidad derivada del tratamiento topológico del volumen de un sólido, del análisis triaxial de esfuerzos, tensiones y deformaciones, del comportamiento de los materiales en régimen elástico en grandes deformaciones y del comportamiento de los materiales en régimen plástico.

A todo lo anterior se suma que en el ensayo de tracción de los aceros que se han simulado se produce el régimen elástico lineal, el régimen elastoplástico de grandes deformaciones y el régimen plástico.

El contexto derivado de todo lo expuesto implica la necesidad de validar los resultados extraídos de las simulaciones software.

Dichas validaciones se ha realizado tras la comprobación de que el perfil último del cuello obtenido con el software es similar al obtenido para las probetas en laboratorio. Se ha realizado un proceso de ensayo-error, fundamentalmente trabajando sobre las características mecánicas de comportamiento plástico de los materiales, que es donde los valores de partida presentaban menor fiabilidad, hasta conseguir que los resultados en deformación de las simulaciones software fueran casi iguales a los obtenidos en la experimentación de laboratorio.

Como referencia se ha tomado el último fotograma asociado a una de las probetas cuya deformación final tiene mayor aproximación a la deformación media obtenida para cada material. Para los aceros corrugados la comparativa se ha realizado con el perfil definido por las aletas de la barra obtenido de las grabaciones en laboratorio.

En la Figura 6-10, Figura 6-11, Figura 6-12 y Figura 6-13 se muestran las comprobaciones realizadas.

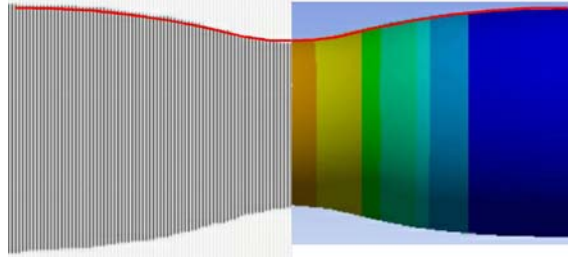


Figura 6-10. Perfil del cuello en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD

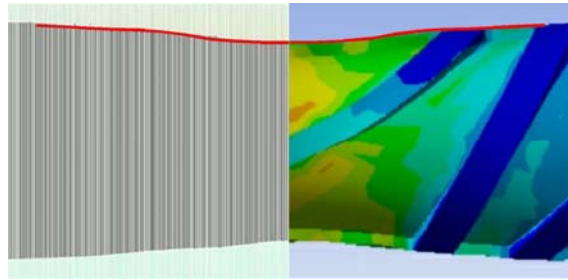


Figura 6-11. Perfil entre aletas en el instante previo a rotura para el acero B500SD

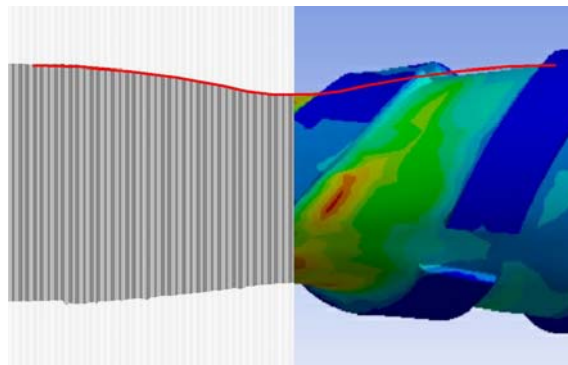


Figura 6-12. Perfil entre aletas en el instante previo a rotura para el acero AISI 304

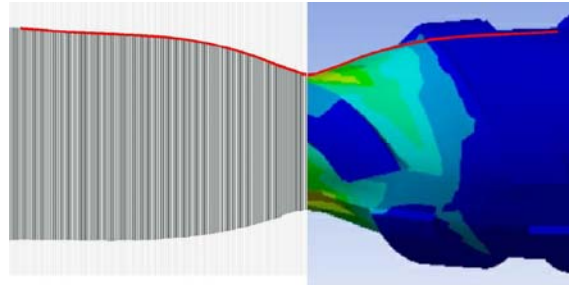


Figura 6-13. Perfil entre aletas en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205

La diferencia obtenida entre los valores experimentales y los del modelo del diámetro en la sección mínima (en el caso del acero liso 500SD) o de la distancia entre aletas (en los aceros corrugados) se presentan en la Tabla 6-4.

Tabla 6-4. Diferencias en las dimensiones de la sección mínima entre los valores experimentales y los de la simulación

Tipo de acero	$D/d_{aletas}$ experimental(mm)	$D/d_{aletas}$ modelo(mm)
Liso 500SD	8,90	8,92
B500SD	10,88	10,96
AISI 304	9,96	10,06
Dúplex 2205	8,76	8,84

## 6.7. Resultados obtenidos

### 6.7.1. Acero liso 500SD

#### 6.7.1.1. Tensiones

En la Figura 6-14 y Figura 6-15 se muestran respectivamente las tensiones axiales ( $\sigma_z$ ) y las tensiones de fluencia ( $\sigma_f$ ) en el instante previo a rotura, asociado al estado

de deformación reflejado en la Figura 6-10. Se aprecia cómo en la sección mínima del cuello la distribución de la tensión axial ( $\sigma_z$ ) no es homogénea, disminuyendo progresivamente desde el centro hasta el contorno mientras que la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) permanece constante en todos los puntos.

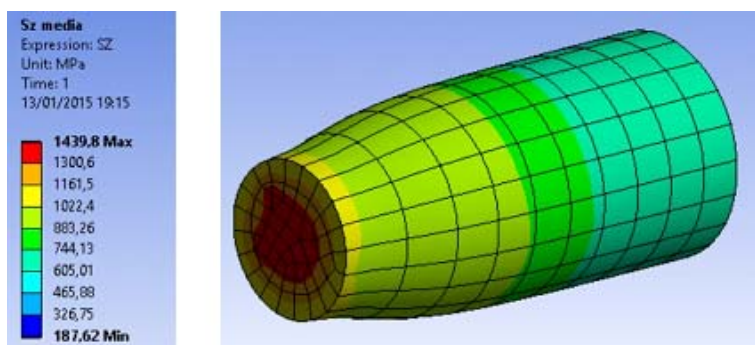


Figura 6-14. Tensiones máximas ( $\sigma_z$ ) en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD

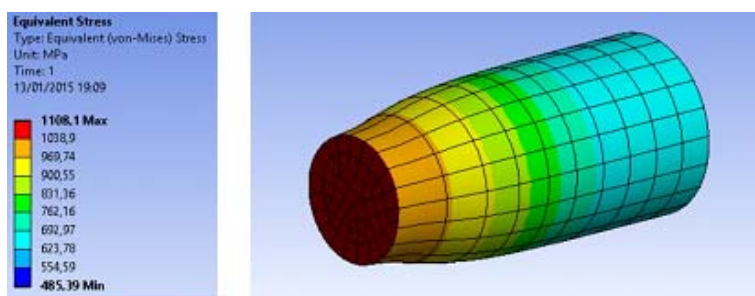


Figura 6-15. Tensiones de fluencia ( $\sigma_f$ ) en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD

Al igual que la tensión axial ( $\sigma_z$ ), las tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) disminuyen desde el centro hasta contorno de la sección. En la Figura 6-16, Figura 6-17 y Figura 6-18 se muestran los resultados obtenidos para este acero, comprobándose la similitud de valores entre la tensión radial ( $\sigma_r$ ) y circunferencial



$(\sigma_\theta)$ , que alcanzan valores máximos de 336 y 365 MPa respectivamente.

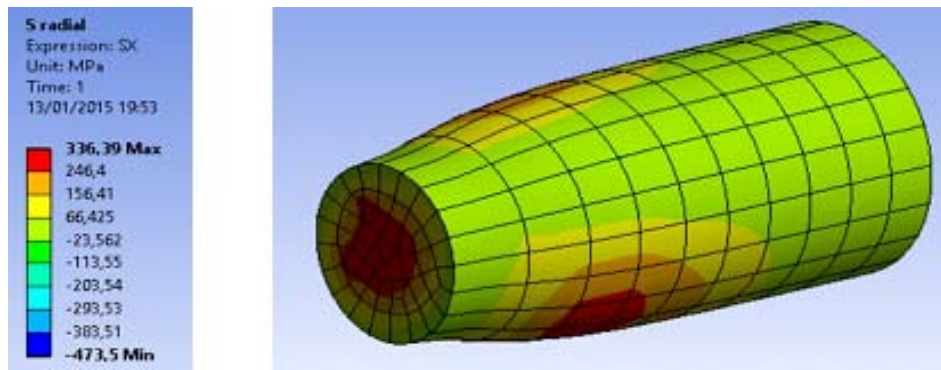


Figura 6-16. Tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD

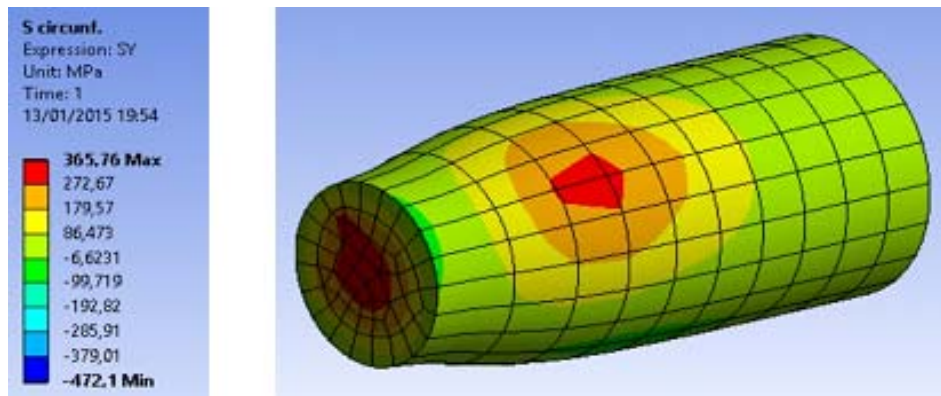


Figura 6-17. Tensiones circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD

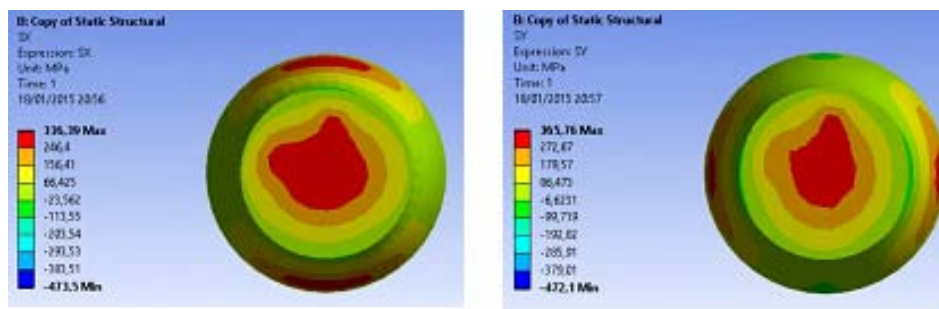


Figura 6-18. Distribución de tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) en la sección mínima del cuello en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD

Inicialmente, en este modelo cabe esperar una distribución rotacional de tensiones y deformaciones. Las pequeñas distorsiones producidas en los resultados de tensión se justifican probablemente por el tipo de mallado y la escala del mismo. Se han comprobado los valores de tensión a lo largo de diversos radios de la sección transversal mínima no encontrándose grandes divergencias en su evolución.

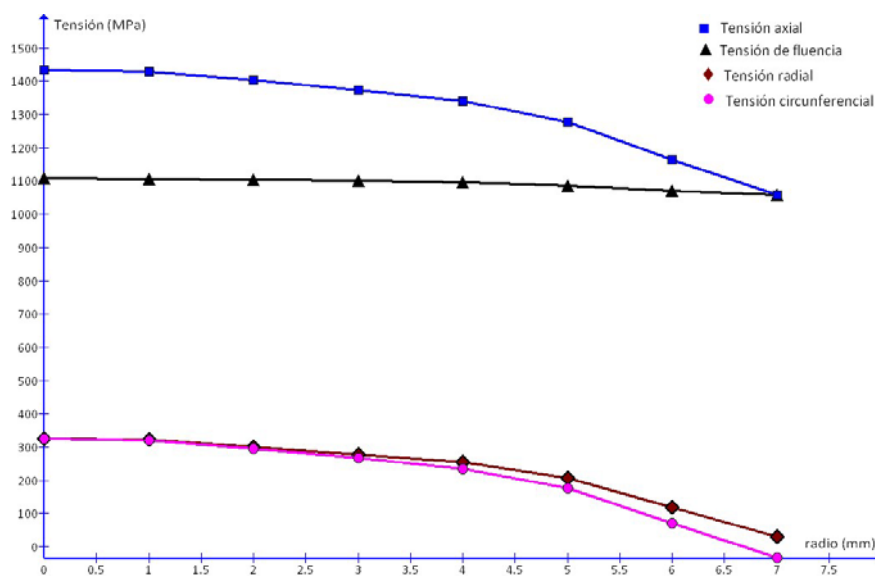


Figura 6-19. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje "x" positivo) para el acero liso 500SD en el instante previo a rotura

En la Figura 6-19 puede apreciarse cómo la tensión axial ( $\sigma_z$ ) se reduce progresivamente desde el núcleo (1439 MPa) hasta el exterior (1057 MPa), al igual que la tensión radial ( $\sigma_r$ ) y circunferencial ( $\sigma_\theta$ ). La tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) según el criterio de Von Mises, como sostenía Bridgman [9, 10], permanece prácticamente constante con un valor medio de  $1091,22 \pm 7,00$  MPa.

### 6.7.1.2. Deformaciones

En este caso sí que se observa una distribución rotacional de deformaciones en el modelo (**¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.**). En la Figura 6-21 se presenta la evolución de las mismas al recorrer el radio de la sección mínima, dándose sus valores en la Tabla 6-5. Debido a que las variaciones en los valores son muy pequeñas, en el mapa de deformaciones sólo aparece una banda de deformación aunque, como se puede comprobar en la gráfica, la deformación lleva una evolución decreciente desde el centro hasta el contorno. El valor de dicha deformación media ( $\epsilon_{equ}$ ) es de 1,0483.

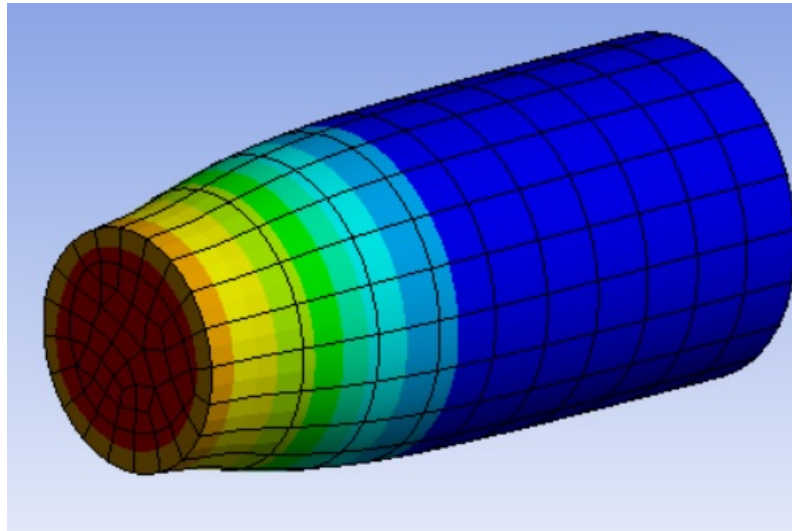


Figura 6-20. Distribución de deformaciones en el instante previo a rotura del acero liso 500SD

Tabla 6-5. Evolución de las deformaciones en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD

Distancia a centro (mm)	$\epsilon_{equ}$
0	1,0580
1	1,0570
2	1,0550
3	1,0490
4	1,0390
4,45	1,0320
Promedio	1,0483±0,0043

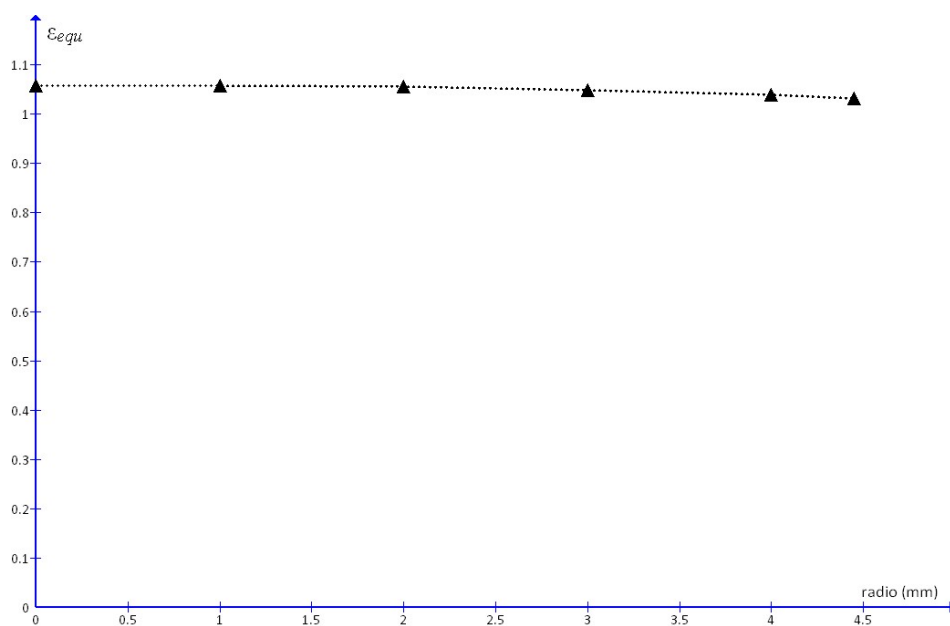


Figura 6-21. Evolución de las deformaciones en la sección mínima para el acero liso 500SD en el instante previo a rotura

### 6.7.1.3. Comportamiento tenso-deformacional

En la Figura 6-22 se muestran los valores tensión-deformación obtenidos en la simulación junto con los resultados experimentales. Se observa una fuerte homogeneidad entre la nube de puntos experimental y los resultados obtenidos por el software. El valor medio de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) máxima obtenido experimentalmente es de  $1073 \pm 12,89$  MPa. La diferencia con el valor obtenido en la simulación (1091,22 MPa) es de un 1,68%.

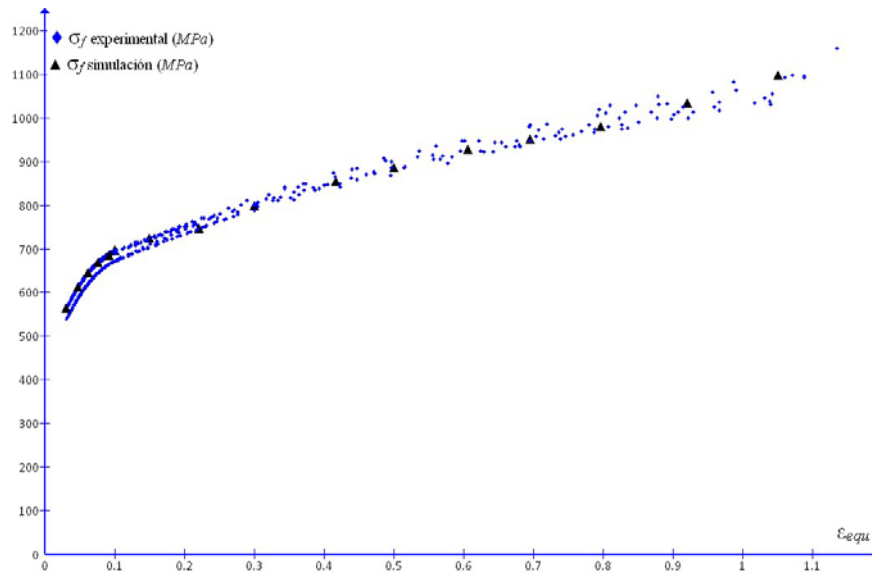


Figura 6-22. Comparativa entre los valores  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  experimentales y los obtenidos en la simulación para el acero liso 500SD

## 6.7.2. Acero corrugado B500SD

### 6.7.2.1. Tensiones

Continuando el mismo esquema que en el apartado anterior, a continuación se muestran los resultados obtenidos para este acero con el elemento SOLID 185 en el instante previo a rotura, asociados al estado de deformación presentado en la Figura 6-11.

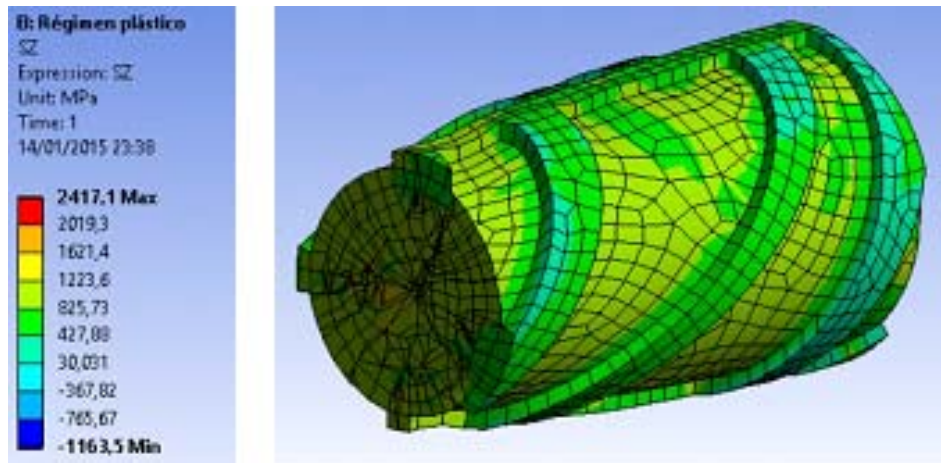


Figura 6-23. Tensiones máximas ( $\sigma_z$ ) en el instante previo a rotura para el acero B500SD

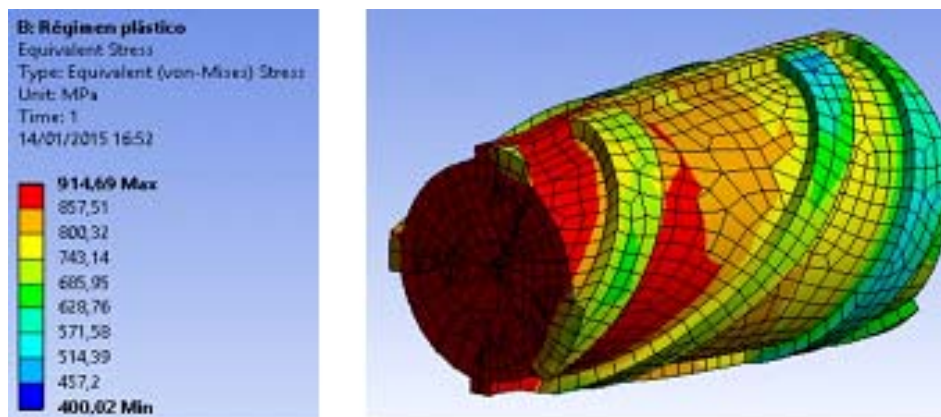


Figura 6-24. Tensiones de fluencia ( $\sigma_f$ ) en el instante previo a rotura para el acero B500SD

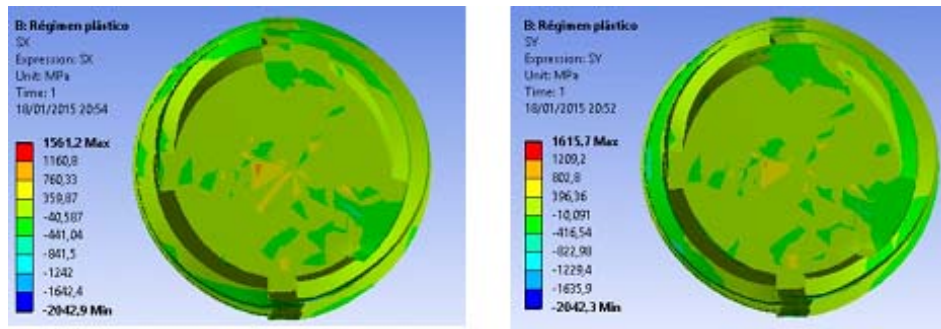


Figura 6-25. Distribución de tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) en la sección mínima del cuello en el instante previo a rotura para el acero B500SD

En este caso se observa bastante irregularidad en la distribución de tensiones axiales ( $\sigma_z$ ), radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ), así como una caída de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) en la zona de las corrugas, debido probablemente a la gran distorsión que presenta la malla por el efecto de éstas, fenómeno que no ocurre en la simulación del acero liso 500. Por ello, se han obtenido los valores de tensión recorriendo cuatro radios distintos de la sección, coincidentes con un sistema de ejes cartesianos con el origen en el centro de la sección y se han hallado los valores medios de los mismos.

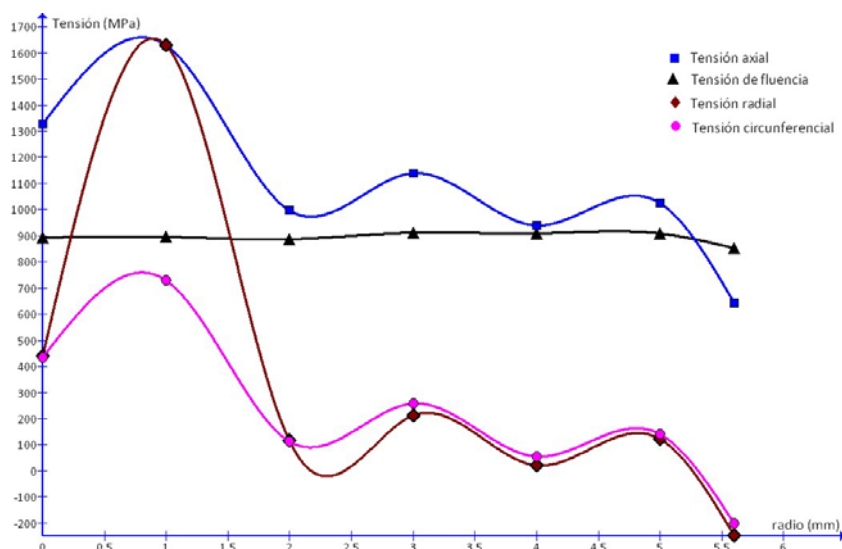


Figura 6-26. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje "x" positivo) para el acero B500SD en el instante previo a rotura

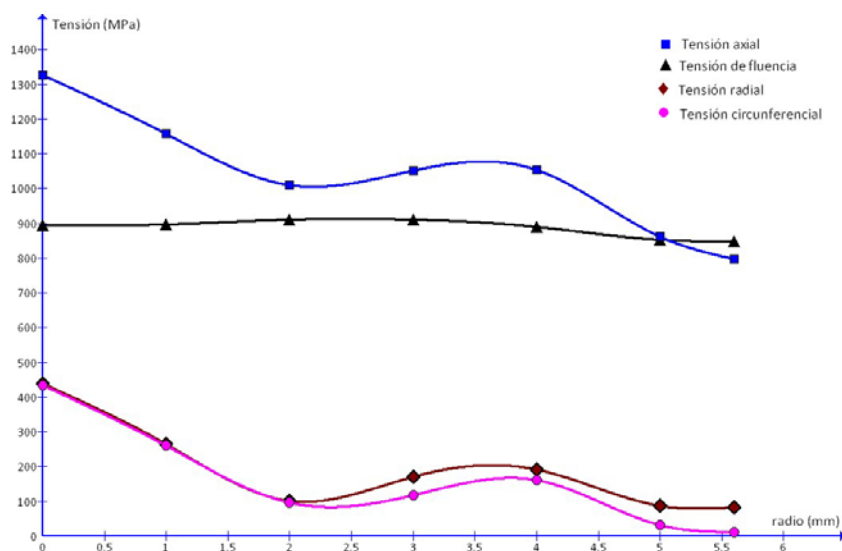


Figura 6-27. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje "x" negativo) para el acero B500SD en el instante previo a rotura



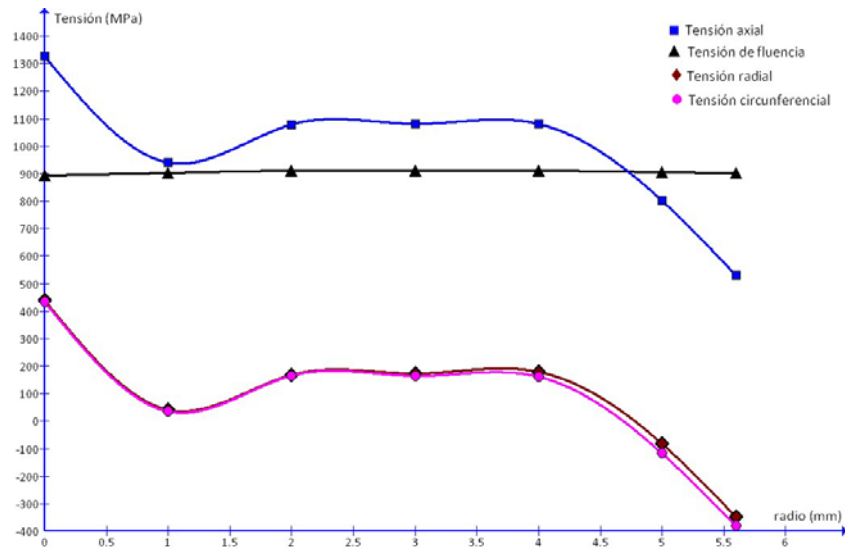


Figura 6-28. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “y” positivo) para el acero B500SD en el instante previo a rotura

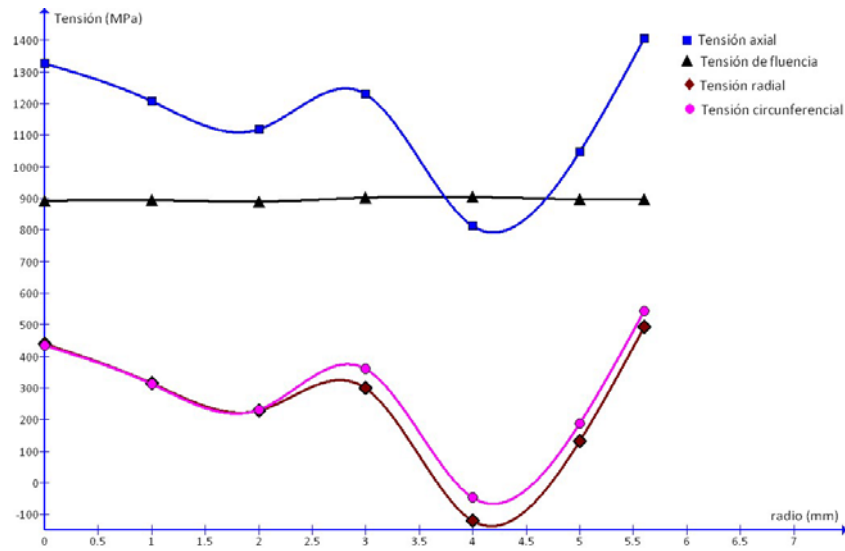


Figura 6-29. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “y” negativo) para el acero B500SD en el instante previo a rotura

Observando las cuatro figuras anteriores se aprecia cómo en el radio coincidente con el eje “x” positivo existe una gran dispersión en los resultados, principalmente en los valores de la tensión radial ( $\sigma_r$ ). Por este motivo no se tendrán en cuenta los valores obtenidos en este caso y la media se realizará con los tres restantes. Los resultados medios se muestran en la Figura 6-30 y en la Tabla 6-6.

Tabla 6-6. Tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero B500SD (SOLID 185)

Distancia a centro (mm)	Tensión (MPa)			
	$\sigma_f$	$\sigma_z$	$\sigma_r$	$\sigma_\theta$
0	893,32	1326,30	439,35	433,76
1	899,40	1050,10	153,84	149,22
2	912,04	1043,90	135,49	131,20
3	911,75	1066,45	173,35	141,87
4	900,19	1067,55	186,53	161,76
5	880,10	831,51	03,13	-42,16
5,60	875,99	663,09	-132,90	-184,38

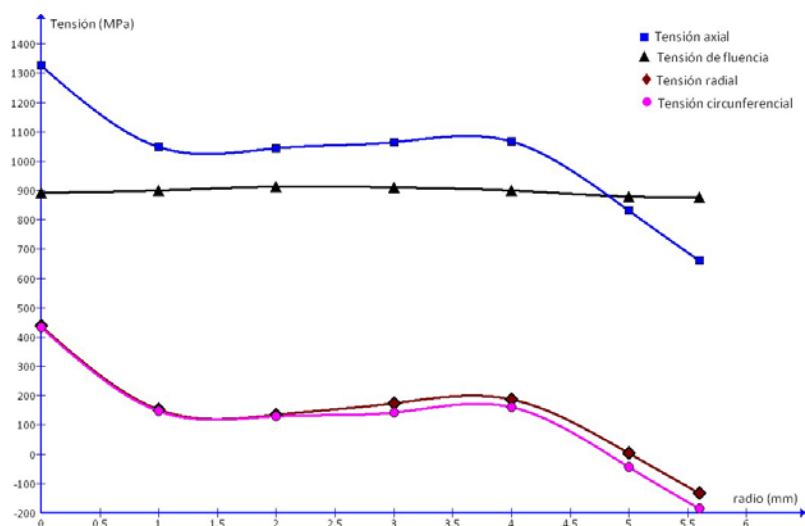


Figura 6-30. Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero B500SD (SOLID 185)

De nuevo se observa una coincidencia casi total entre las tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ), que alcanzan el valor máximo en el centro (439,35 MPa y 433,76 MPa, respectivamente) y una disminución de la tensión axial ( $\sigma_z$ ) con un valor de 1326 MPa en el centro y de 663 MPa en el contorno. El valor de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) vuelve a permanecer prácticamente constante (896,11 MPa  $\pm$  5,33). En la Tabla 6-7 y en la Figura 6-31 se muestran los resultados medios obtenidos realizando la simulación con el elemento SOLID 186. Se puede observar que los valores de las tensiones axiales ( $\sigma_z$ ), radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) son mayores que en el caso anterior, aunque la tensión media de fluencia ( $\sigma_f$ ) obtenida es de 890,06 $\pm$ 4,37 MPa, lo que supone una variación mínima respecto a la simulación realizada con el elemento SOLID 185.

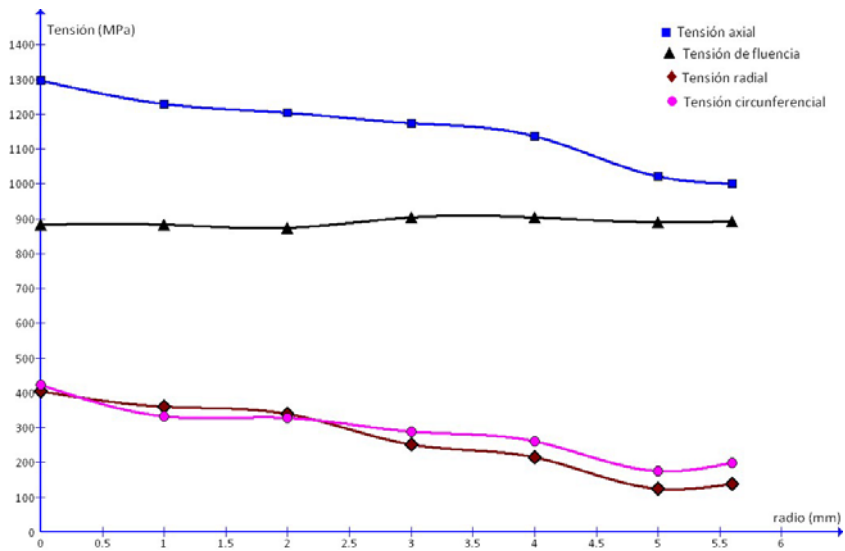


Figura 6-31. Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero B500SD (SOLID 186)

Tabla 6-7. Tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero B500SD (SOLID 186)

Distancia a centro (mm)	Tensión (MPa)			
	$\sigma_f$	$\sigma_z$	$\sigma_r$	$\sigma_\theta$
0	883,41	1296,40	405,08	421,84
1	882,44	1228,50	359,81	333,16
2	872,83	1205,30	340,11	328,98
3	904,33	1173,20	251,26	289,99
4	903,88	1137,50	215,75	262,19
5	890,43	1021,10	125,31	174,71
5,60	893,08	1000,60	138,96	198,96

### 6.7.2.2. Deformaciones

En la Figura 6-32 se observa un mapa de deformaciones muy diferente al del acero liso, desapareciendo la homogeneidad a nivel de sección transversal. Por ello se ha realizado en la sección mínima la misma comprobación que para los valores de tensión, según los cuatro radios descritos en el apartado anterior. Los resultados se presentan en la Tabla 6-8 y en la Figura 6-33. Debido a la escasa diferencia entre los valores obtenidos en los diferentes radios únicamente se ha representado la evolución de la deformación media.

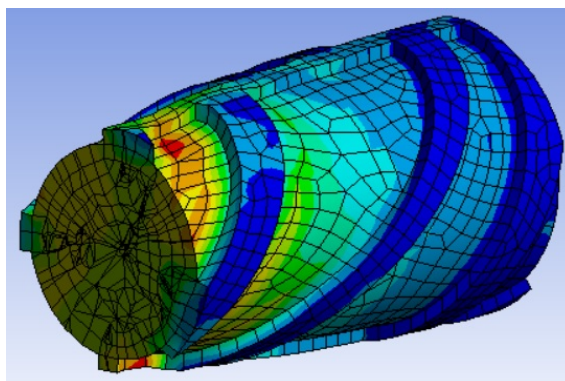


Figura 6-32. Distribución de deformaciones en el instante previo a rotura para el acero B500SD

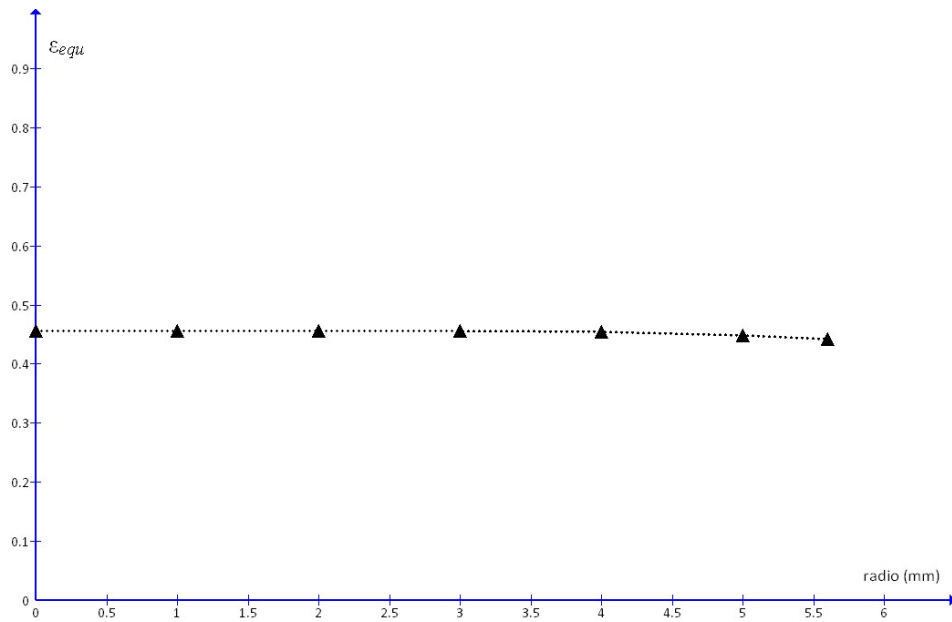


Figura 6-33. Evolución de las deformaciones medias en la sección mínima para el acero B500SD en el instante previo a rotura

Tabla 6-8. Evolución de las deformaciones en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero B500SD

Distancia a centro (mm)	$\epsilon_{equ}$				Promedio
	"x"(+)	"x"(-)	"y"(+)	"y"(-)	
0	0,4561	0,4561	0,4561	0,4561	0,4561
1	0,4572	0,4559	0,4569	0,4562	0,4564
2	0,4562	0,4575	0,4575	0,4547	0,4561
3	0,4575	0,4543	0,4575	0,4571	0,4563
4	0,4574	0,4467	0,4572	0,4573	0,4538
5	0,4526	0,4359	0,4526	0,4574	0,4486
5,6	0,4474	0,4205	0,4474	0,4570	0,4416

Al igual que para el acero liso existe una ligera tendencia a la disminución de los valores en las proximidades del contorno, aunque, como se puede apreciar, las diferencias son muy pequeñas. El valor medio resulta de  $0,4527 \pm 0,0021$ .

Se observan también de manera clara los tonos azulados en las corrugas, asociados a una deformación prácticamente nula.

### 6.7.2.3. Comportamiento tenso-deformacional

En la Figura 6-34 se muestran los valores tensión-deformación obtenidos en la simulación junto con los resultados experimentales. En el caso de este material los valores de la simulación resultan mayores que los experimentales en la zona de estricción, con tendencia a un mayor crecimiento en los valores de tensión a medida que se aproxima la rotura. El valor medio de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) máxima obtenido experimentalmente es de  $833,56 \pm 10,06$  MPa. La diferencia con el valor obtenido en la simulación (896,11 MPa) es de un 7,50%.

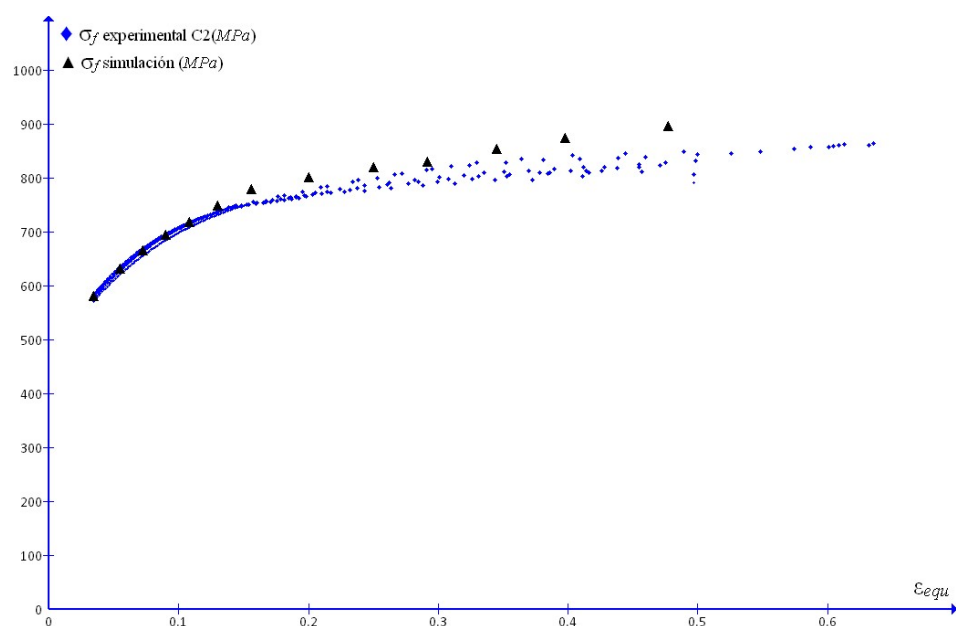


Figura 6-34. Comparativa entre los valores  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  experimentales y los obtenidos en la simulación para el acero B500SD

### 6.7.3. Acero corrugado AISI 304

#### 6.7.3.1. Tensiones

En este acero se observa el mismo fenómeno de distorsión de la malla que en el acero B500SD. La distribución de las diferentes tensiones en el instante previo a rotura, asociado al estado de deformación presentado en la Figura 6-12, se muestran en la Figura 6-35, Figura 6-36 y Figura 6-37.

Para la obtención de las tensiones medias en la sección mínima se ha seguido la misma metodología que en este último, analizando los cuatro radios indicados en el apartado anterior.

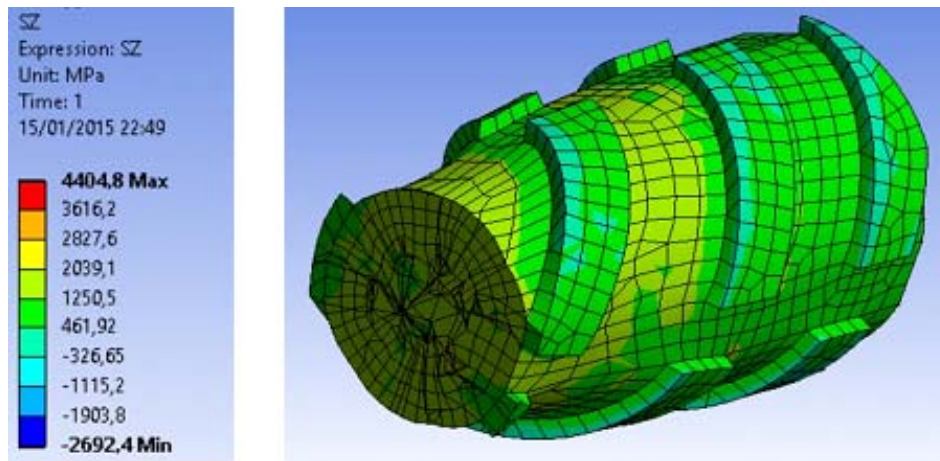


Figura 6-35. Tensiones máximas ( $\sigma_z$ ) en el instante de rotura para el acero AISI 304

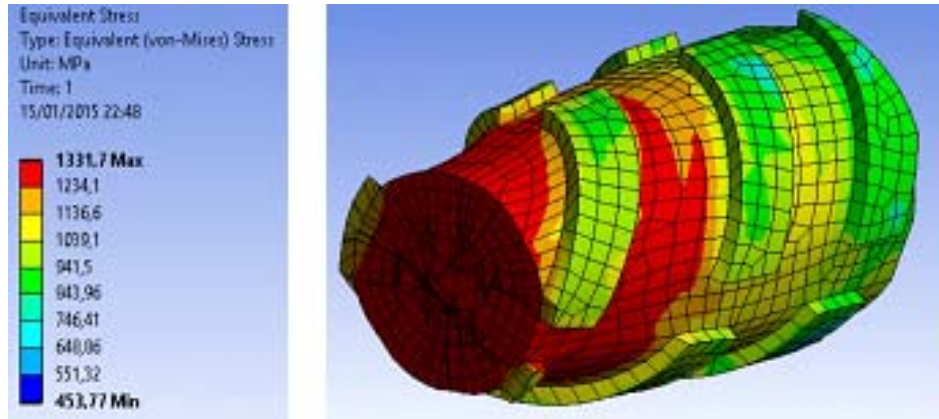


Figura 6-36. Tensiones de fluencia ( $\sigma_f$ ) en el instante de rotura para el acero AISI 304

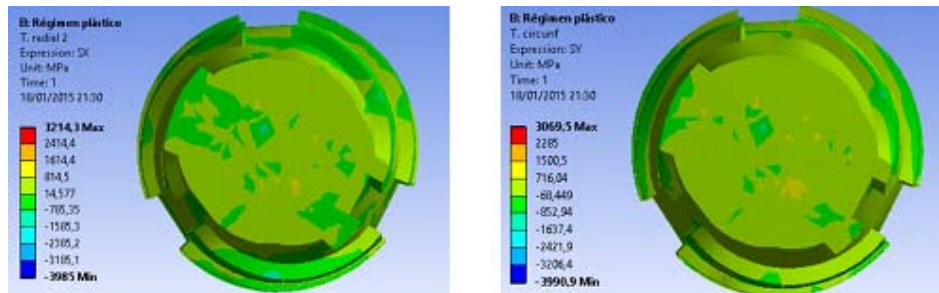


Figura 6-37. Distribución de tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) en la sección mínima del cuello en el instante de rotura para el acero AISI 304



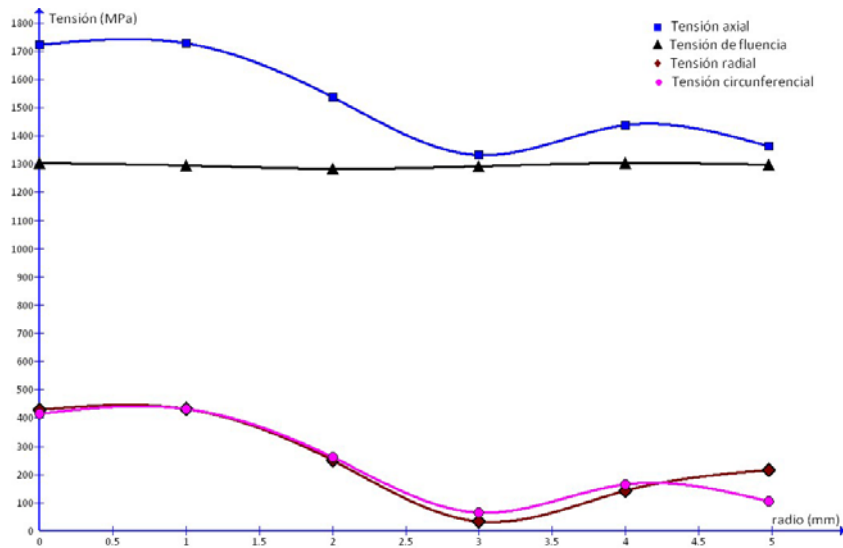


Figura 6-38. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje "x" positivo) en el instante de rotura para el acero AISI 304

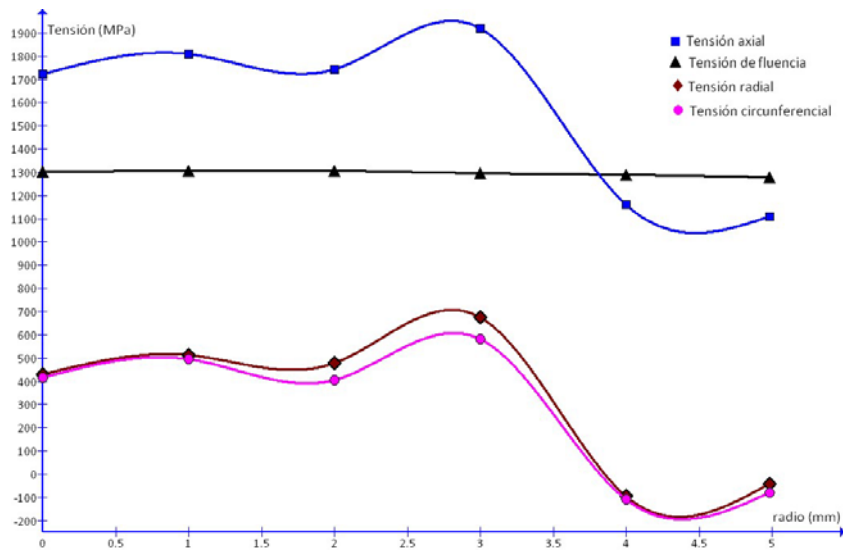


Figura 6-39. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje "x" negativo) en el instante de rotura para el acero AISI 304

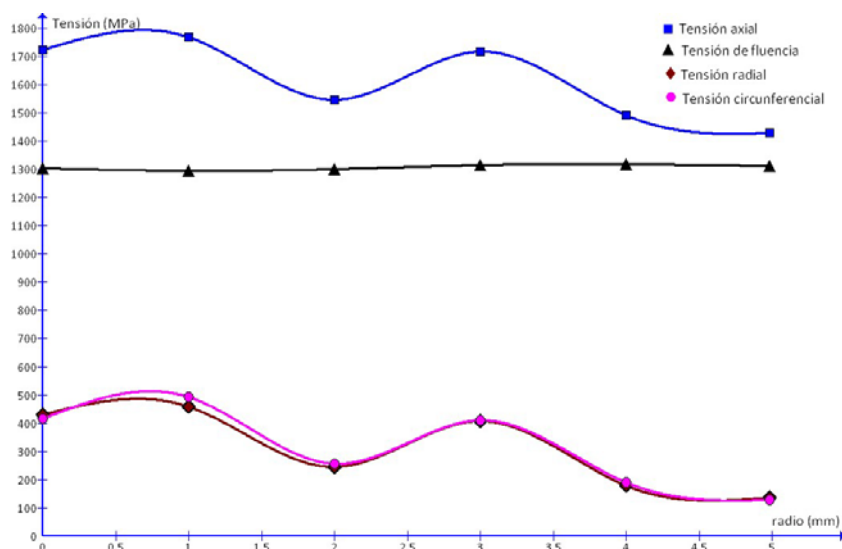


Figura 6-40. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje "y" positivo) en el instante de rotura para el acero AISI 304

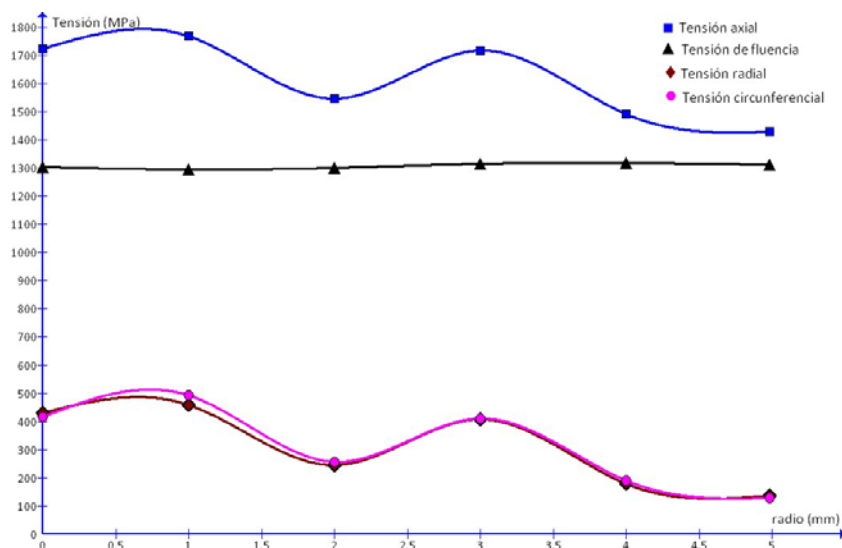


Figura 6-41. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje "y" negativo) en el instante de rotura para el acero AISI 304

Debido a la dispersión existente en los valores de las tensiones axiales ( $\sigma_z$ ), radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) que aparecen en el radio correspondiente al eje "y" negativo, se descartaron los resultados, obteniendo los valores medios para los tres radios restantes. Los resultados se muestran en la Figura 6-42 y en la Tabla 6-9.

Tabla 6-9. Tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero AISI 304 (SOLID 185)

Distancia a centro (mm)	Tensión (MPa)			
	$\sigma_f$	$\sigma_z$	$\sigma_r$	$\sigma_\theta$
0	1302,30	1721,30	429,03	415,76
1	1298,73	1766,73	468,85	473,99
2	1296,33	1608,40	324,34	307,79
3	1301,53	1656,07	371,51	353,01
4	1303,70	1362,10	76,26	82,41
4,90	1295,93	1300,33	103,01	51,90

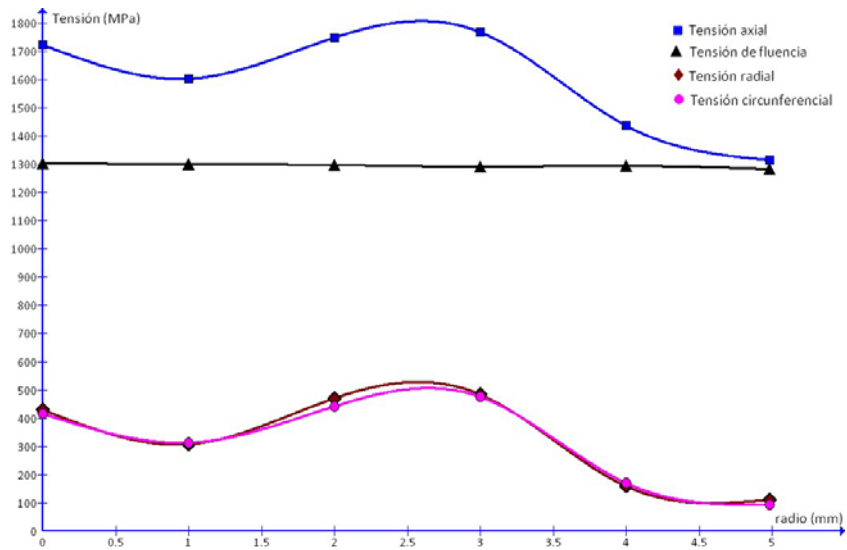


Figura 6-42. Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante de rotura para el acero AISI 304 (SOLID 185)

Se vuelve a apreciar la similitud entre los valores de las tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ), así como la tendencia a ir disminuyendo el valor de las mismas al alejarse del centro de la sección, al igual que las tensiones axiales ( $\sigma_z$ ). La tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) se mantiene constante con un valor medio de  $1299,85 \pm 1,27$  MPa.

En la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** y en la Tabla 6-10 se muestran los resultados obtenidos con el elemento SOLID 186, con el que se obtiene una tensión de fluencia media ( $\sigma_f$ ) de  $1272,78 \pm 17,53$ MPa, muy similar al resultante de la simulación con el elemento SOLID 185, mientras que para el resto de tensiones vuelven a obtenerse valores ligeramente superiores, al igual que en los aceros corrugados B500SD.

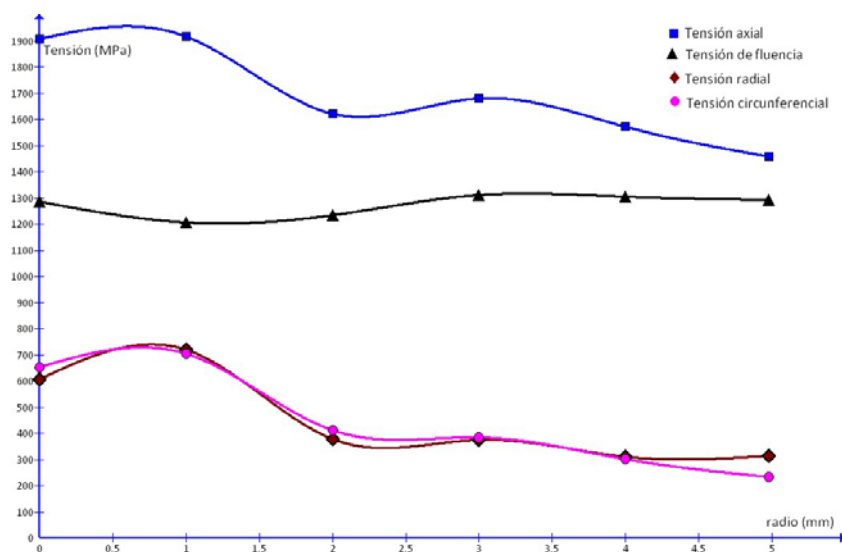


Figura 6-43. Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero AISI 304 (SOLID 186)

Tabla 6-10. Tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el AISI 304 (SOLID 186)

Distancia a centro (mm)	Tensión (MPa)			
	$\sigma_f$	$\sigma_z$	$\sigma_r$	$\sigma_\theta$
0	1286,90	1906,40	606,79	652,18
1	1205,50	1916,20	720,40	703,83
2	1233,90	1621,90	377,69	411,02
3	1311,80	1681,10	376,69	385,53
4	1304,90	1573,40	310,52	302,13
4,90	1293,70	1458,10	312,88	235,10

### 6.7.3.2. Deformaciones

Al igual que para el acero corrugado B500SD, inicialmente existe una clara deshomogeneidad en la distribución de deformaciones, observándose igualmente la inexistencia de deformación en las corrugas. En la **¡Error! No se encuentra el origen de la referencia.** se muestran los valores de deformación al recorrer los cuatro radios de referencia, comprobándose de nuevo una variación mínima en los mismos a pesar del mapa presentado en la Figura 6-44. El valor medio resulta de  $0,7120 \pm 0,0002$ .

Tabla 6-11. Evolución de las deformaciones en el instante previo a rotura para el acero AISI 304

Distancia a centro (mm)	$\epsilon_{equ}$				Promedio
	"x"(+)	"x"(-)	"y"(+)	"y"(-)	
0	0,7118	0,7118	0,7118	0,7118	0,7118
1	0,7121	0,7121	0,7124	0,7128	0,7124
2	0,7124	0,7128	0,7126	0,7126	0,7126
3	0,7118	0,7128	0,7124	0,7124	0,7123
4	0,6951	0,6868	0,7119	0,7529	0,7117
4,98	0,6718	0,6631	0,7121	0,7990	0,7115

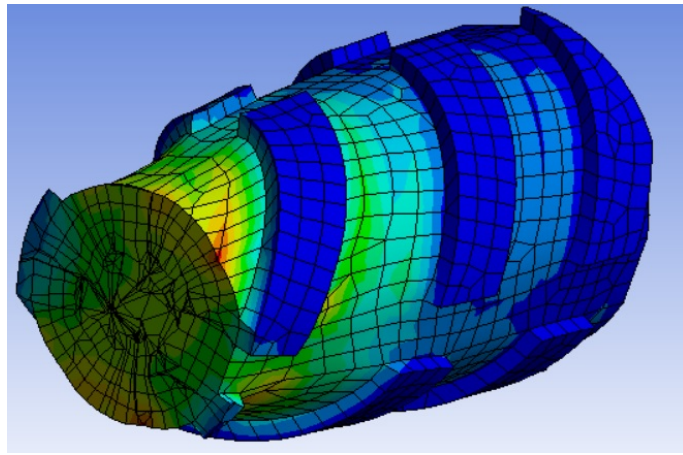


Figura 6-44. Distribución de deformaciones en el instante de rotura para el acero corrugado AISI 304

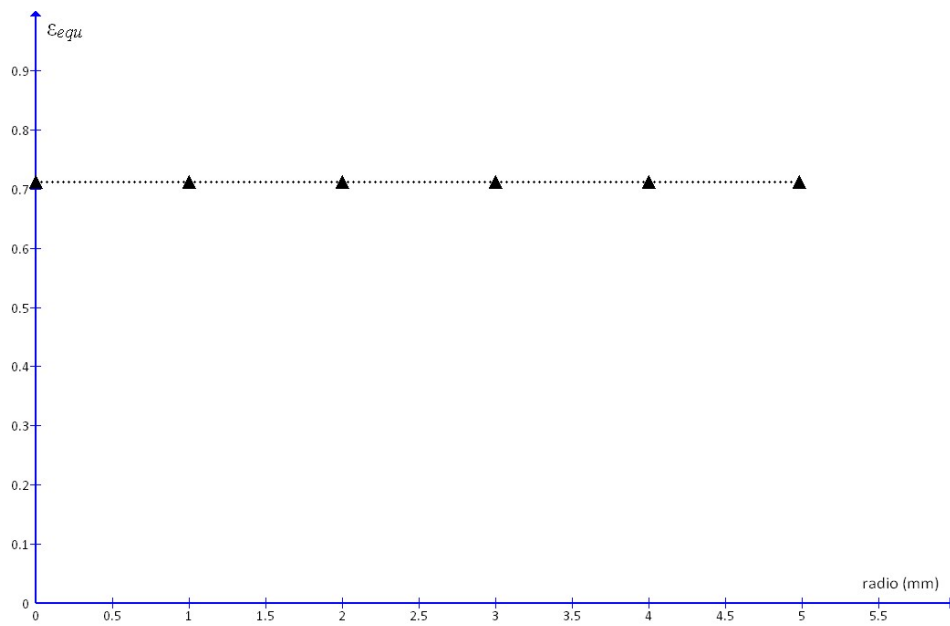


Figura 6-45. Evolución de las deformaciones medias en la sección mínima para el acero AISI 304 en el instante previo a rotura

### 6.7.3.3. Comportamiento tenso-deformacional

En la Figura 6-46 se muestran los valores tensión-deformación obtenidos en la simulación junto con los resultados experimentales. Al igual que ocurre con el acero B500SD los valores de la simulación resultan mayores que los experimentales en la zona de estricción, aunque en ambos casos la tendencia de los valores de tensión obtenidos tienden a estabilizarse al aproximarse la rotura. El valor medio de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) máxima obtenido experimentalmente es de  $1193,30 \pm 13,71$  MPa. La diferencia con el valor obtenido en la simulación (1298,85 MPa) es de un 8,84%.

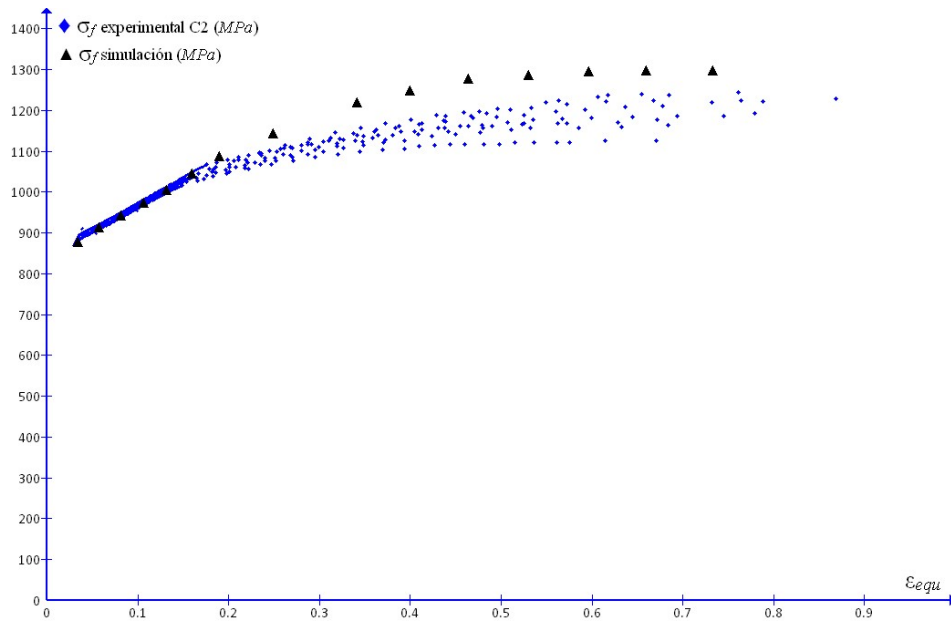


Figura 6-46. Comparativa entre los valores  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  experimentales y los obtenidos en la simulación para el acero AISI 304

## 6.7.4. Acero corrugado Dúplex 2205

### 6.7.4.1. Tensiones

De nuevo la distorsión de la malla, fenómeno generalizado en todas las barras corrugadas, obligó al cálculo de valores medios de tensión en la sección mínima respecto a los cuatro radios ya descritos. Los resultados obtenidos en el instante previo a rotura, asociado al estado de deformación presentado en la Figura 6-13, se muestran a continuación.

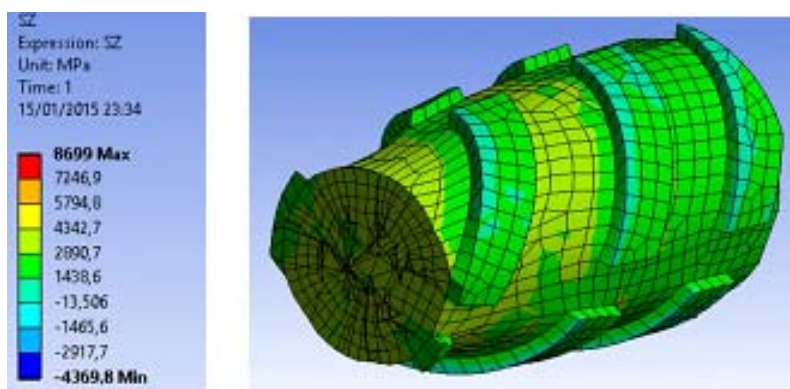


Figura 6-47. Tensiones máximas ( $\sigma_z$ ) en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205

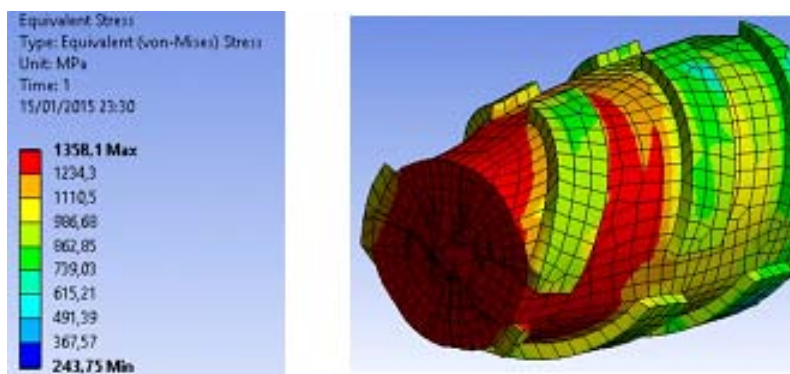


Figura 6-48. Tensiones de fluencia ( $\sigma_f$ ) en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205



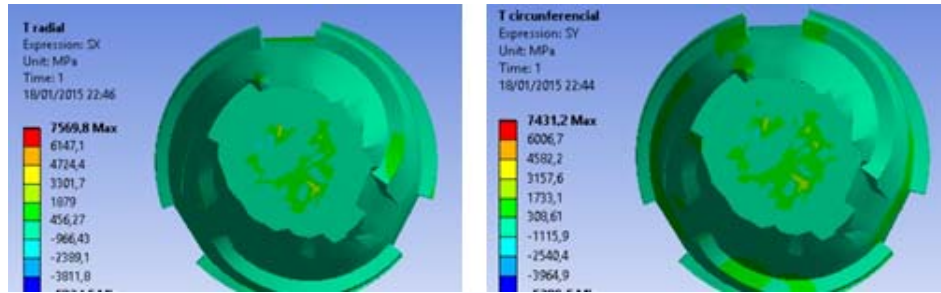


Figura 6-49. Distribución de tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) en la sección mínima del cuello en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205

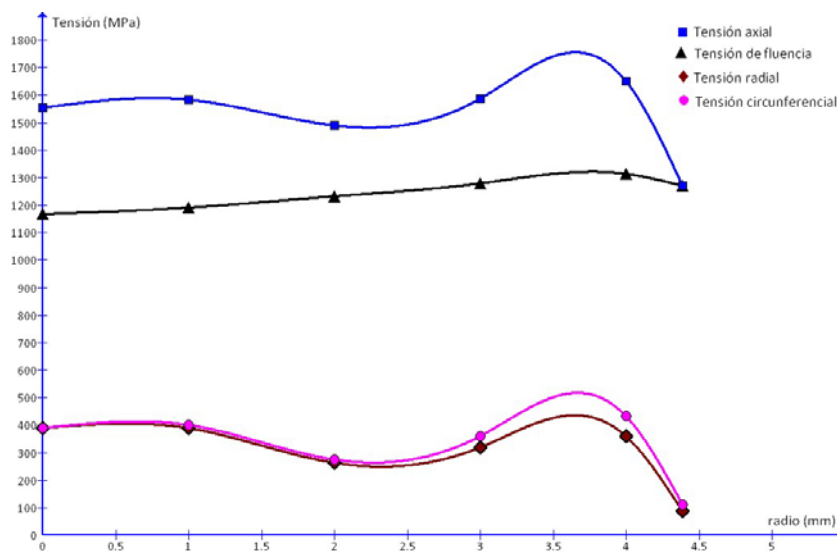


Figura 6-50. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje "x" positivo) en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205

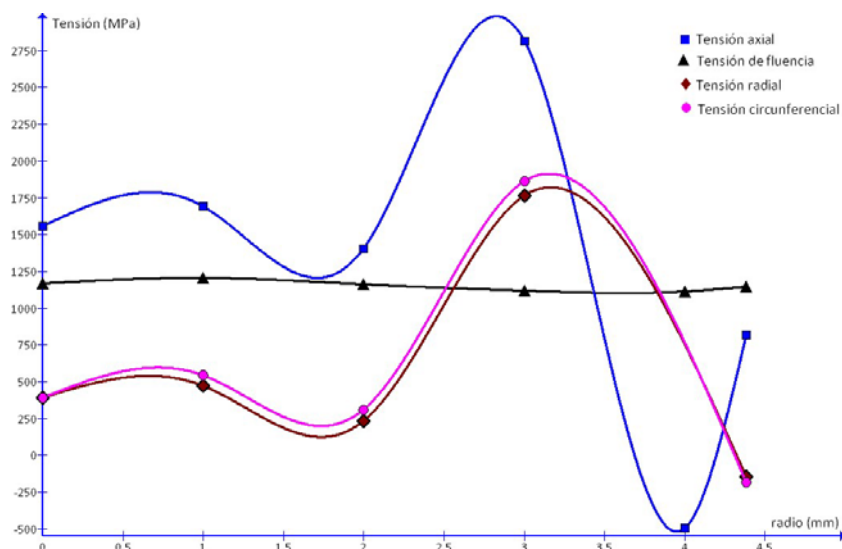


Figura 6-51. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje "x" negativo) en el instante de rotura para el acero Dúplex 2205

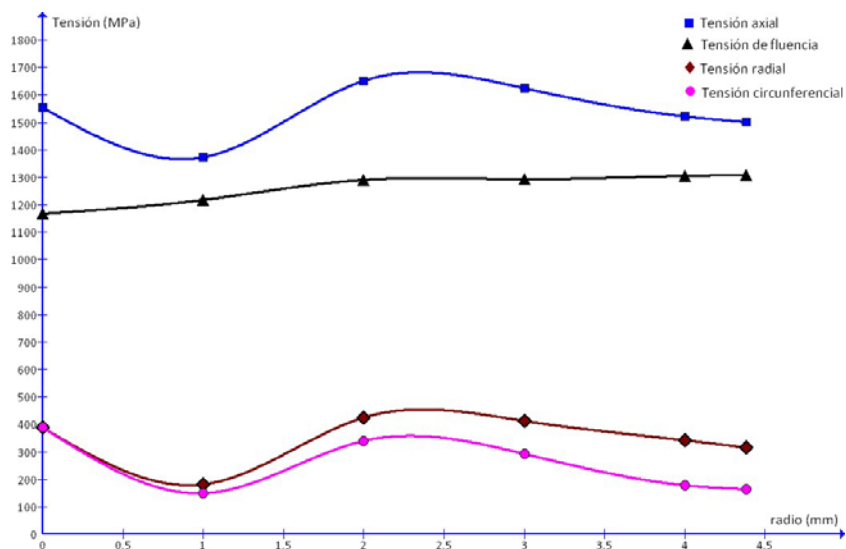


Figura 6-52. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje "y" positivo) en el instante de rotura para el acero Dúplex 2205

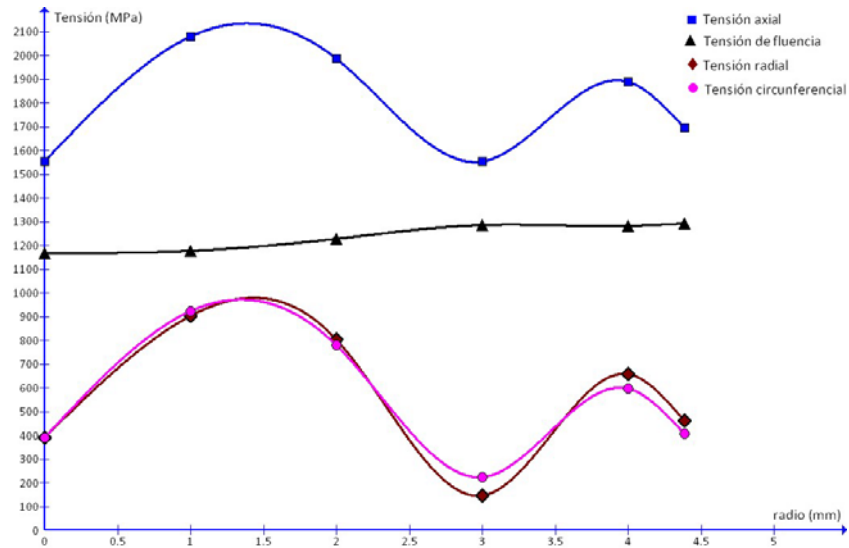


Figura 6-53. Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “y” negativo) en el instante de rotura para el acero Dúplex 2205

Descartando los resultados correspondientes al eje “x” negativo por la dispersión de los valores obtenidos, los resultados medios se presentan en la Figura 6-54 y en la Tabla 6-12.

Tabla 6-12. Tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205 (SOLID 185)

Distancia a centro (mm)	Tensión (MPa)			
	$\sigma_f$	$\sigma_z$	$\sigma_r$	$\sigma_\theta$
0	1167,40	1553,50	390,69	388,36
1	1197,05	1681,78	486,15	504,12
2	1227,85	1632,75	430,89	426,17
3	1243,88	1894,40	660,53	685,26
4	1253,95	1140,67	-91,93	-65,73
4,385	1254,93	1321,39	180,13	124,57

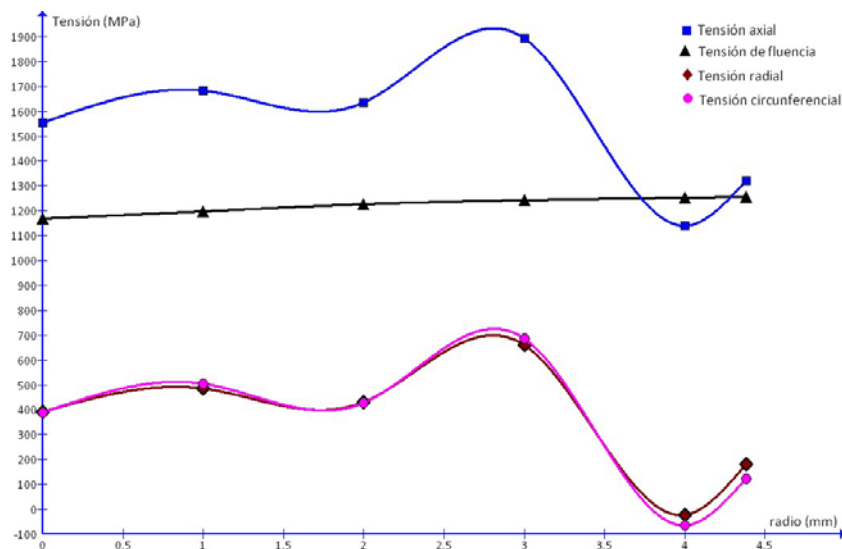


Figura 6-54. Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205 (SOLID 185)

El valor medio de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) resulta de  $1248,31 \pm 22,67$  MPa. En este caso, hay una mayor diferencia con el valor obtenido utilizando el elemento SOLID 186 de  $1338,13 \pm 1,70$  MPa.

Para todos los aceros, se decidió realizar la comparativa con los datos experimentales a partir de los resultados obtenidos con el elemento SOLID 185, al ser muy similares los valores obtenidos para la tensión de fluencia respecto al elemento SOLID 186. En este caso concreto queda justificado ante una mayor aproximación con la utilización de este elemento a los valores experimentales. Los resultados medios obtenidos con el elemento SOLID 186 se muestran en la Figura 6-55 y en la Tabla 6-13.

Tabla 6-13. Tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205 (SOLID 186)

Distancia a centro (mm)	Tensión (MPa)			
	$\sigma_f$	$\sigma_z$	$\sigma_r$	$\sigma_\theta$
0	1339,00	1810,12	549,11	410,13
1	1343,10	1871,90	609,48	472,83
2	1336,90	1703,10	459,76	307,72
3	1331,30	1624,60	414,16	223,55
4	1336,90	1533,80	313,03	159,23
4,385	1341,60	1481,30	247,72	124,44

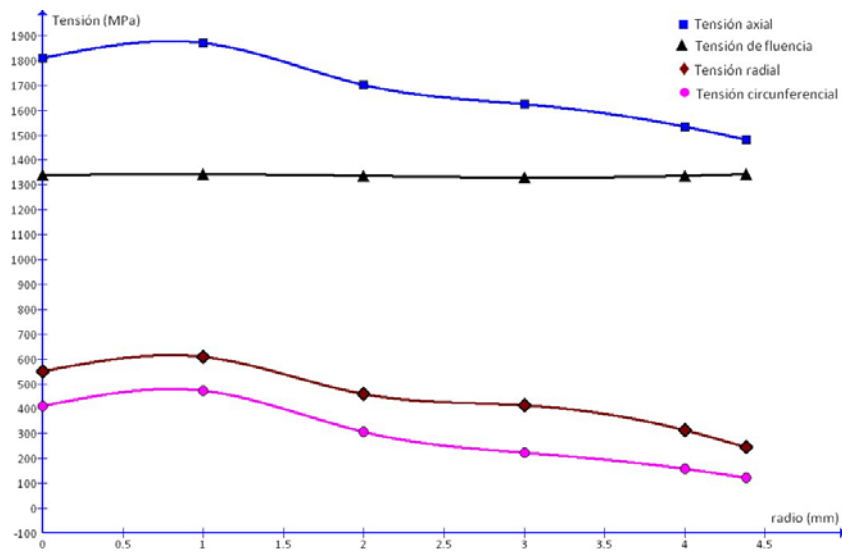


Figura 6-55. Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205 (SOLID 186)

### 6.7.4.2. Deformaciones

Continuando con la tónica de los aceros corrugados el cálculo de las deformaciones presenta una variación muy pequeña en los diferentes puntos de la sección comprobados. El valor de la deformación media resulta de  $0,8909 \pm 0,0011$ .

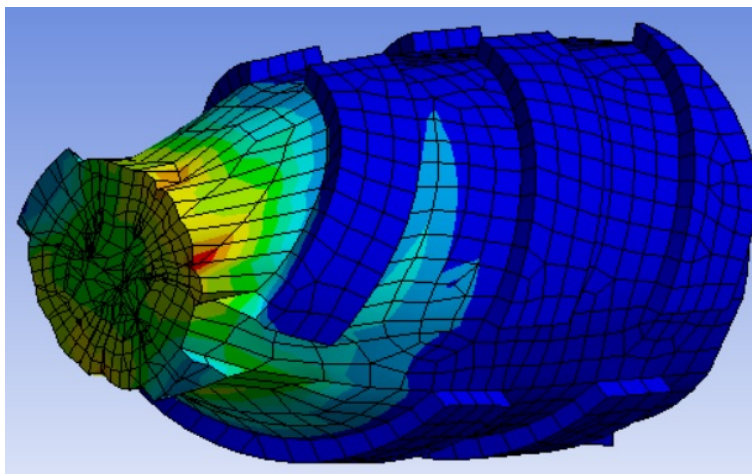


Figura 6-56. Distribución de deformaciones en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205

Tabla 6-14. Evolución de las deformaciones en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205

Distancia a centro (mm)	$\epsilon_{equ}$				Promedio
	"x"(+)	"x"(-)	"y"(+)	"y"(-)	
0	0,8865	0,8865	0,8865	0,8865	0,8865
1	0,8908	0,8897	0,8930	0,8900	0,8908
2	0,8931	0,8935	0,8935	0,8934	0,8934
3	0,8935	0,8934	0,8935	0,8935	0,8935
4	0,8933	0,8903	0,8935	0,8935	0,8927
4,385	0,8863	0,8830	0,8935	0,8920	0,8887

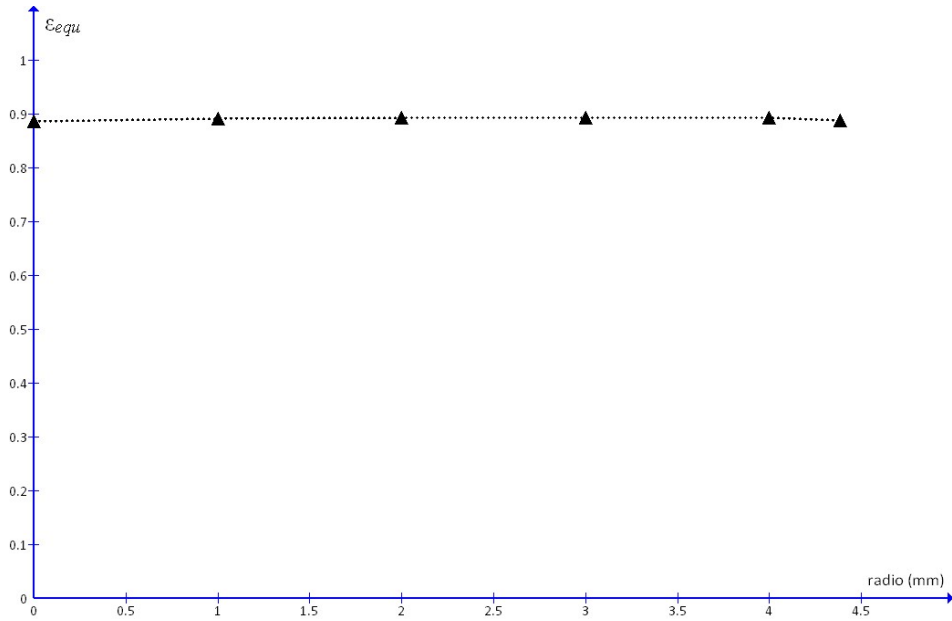


Figura 6-57. Evolución de las deformaciones medias en la sección mínima para el acero Dúplex 2205 en el instante previo a rotura

### 6.7.4.3. Comportamiento tenso-deformacional

En la Figura 6-58 se muestran los valores tensión-deformación obtenidos en la simulación junto con los resultados experimentales. En este caso, tanto la tendencia como los valores de tensión resultan muy similares. El valor medio de la tensión de fluencia ( $\sigma_f$ ) máxima obtenido experimentalmente es de  $1220,07 \pm 2,85$  MPa. La diferencia con el valor obtenido en la simulación (1248,31 MPa) es de un 2,31%.

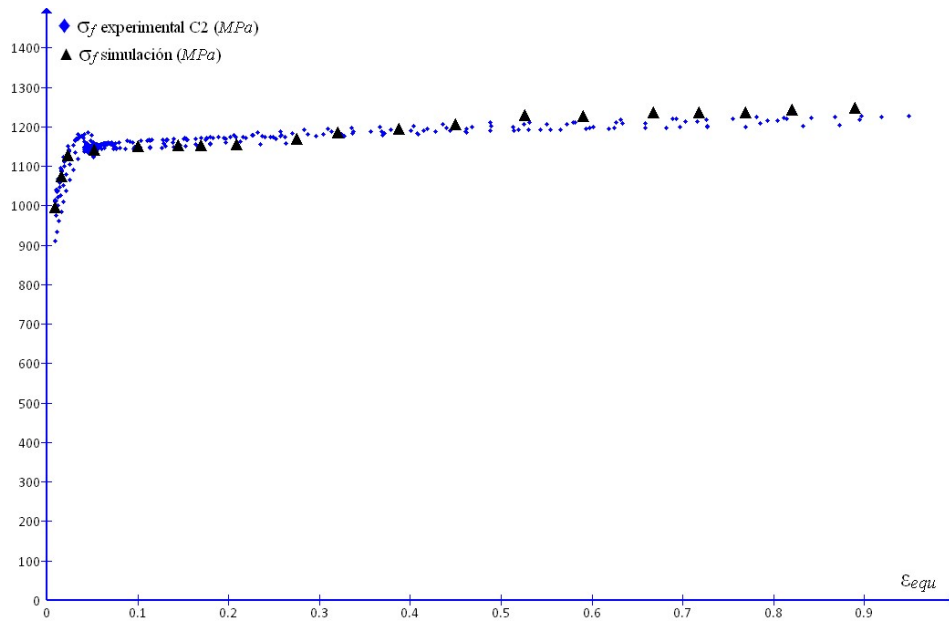


Figura 6-58. Comparativa entre los valores  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  experimentales y los obtenidos en la simulación para el acero Dúplex 2205



## Referencias Bibliográficas

- [1] SAS IP, Inc. ANSYS Inc. PDF Documentation for Release 14.0 [en línea]. 2013. Disponible en: [148.204.81.206/Ansys/readme.html](http://148.204.81.206/Ansys/readme.html).
- [2] BRÜNING M. Numerical analysis and modeling of large deformation and necking behavior of tensile specimens. *Finite Elements in Analysis Design*. 1998, **28**, 303–319. ISSN: 0168-874X.
- [3] KIM S.K., KIM S.H., RYU W-S. Finite Elements Analysis of the Onset of Necking and the Post-Necking Behaviour during Uniaxial Tensile Testing. *Materials Transactions*. 2005, **46**(10), 2159–2163. ISSN: 1073-5623.
- [4] JOUN M., CHOI I., EOM J., LEE. M. Finite element analysis of tensile testing with emphasis on necking. *Computational Materials Science*. 2007, **41**, 63–69. ISSN: 0927-0256.
- [5] NEEDLEMAN A. A numerical study of necking in circular cylindrical bar. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. 1972, **20**(2), 111–127. ISSN: 0022-5096.
- [6] GARCÍA-GARINO C., GABALDÓN F., GOICOLEA J. M., MIRASSO A., RAICHMAN S. Simulación Computacional del ensayo de tracción simple con estricción. 2004. Disponible en: <http://w3.mecanica.upm.es/papers/informe-hyper.pdf>.
- [7] GARCÍA-GARINO C., GABALDÓN F., GOICOLEA J.M. Finite element simulation of the simple tension test in metals. *Finite Elements in Analysis and Design*. 2006, **42**(13), 1187-1197. ISSN: 0168-874X.
- [8] GABALDÓN F. *Métodos de elementos finitos mixtos con deformaciones supuestas en elastoplasticidad*. Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras. Universidad Politécnica de Madrid, 1999.
- [9] BRIDGMAN P.W. The stress distribution at the neck of a tension specimen. *Transaction of the American Society for Metals (ASM)*. 1944, (32), 553-574. ISSN: 0021-8926.
- [10] BRIDGMAN P.W. *Studies in large plastic flow and fracture*. Nueva York: McGraw Hill; 1952.

# 7. CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS

---

## 7.1. Conclusiones

1. Se han ensayado por primera vez, para nuestro conocimiento, barras corrugadas al objeto de estudiar el comportamiento durante la estricción.
2. Igualmente, se han estudiado por primera vez barras con tratamiento TEMPCORE al objeto de estudiar la etapa de estricción.
3. Se ha constatado que, en el caso de los aceros inoxidable, la velocidad de carga afecta a los resultados. Se establece que los resultados hallados en cada etapa del ensayo, realizada a velocidad constante, son válidos sin más que acompañar tales resultados con la velocidad de ensayo utilizada.
4. En la zona de endurecimiento por deformación, el modelo de Hollomon es capaz de ajustar convenientemente el comportamiento de los aceros ensayados con las precisiones que siguen:
  - a. Los valores del coeficiente de endurecimiento para los aceros TEMPCORE ( $n \approx 0.17$ ) son inferiores que los reportados en la literatura para aceros normalizados de similar contenido de carbono ( $n \approx 0.26$ ).
  - b. El coeficiente de endurecimiento no es constante al variar la deformación: en los aceros TEMPCORE crece inicialmente para

- disminuir posteriormente. La disminución en el acero Liso 500SD se produce más bruscamente que en el B500SD o en el corrugado TEMPCORE.
- c. El estudio por separado del comportamiento del núcleo bainítico-ferrítico-perlítico y de la capa exterior martensítica permite una interpretación razonable de los valores de  $n$  obtenidos en los aceros TEMPCORE.
  - d. Los valores del coeficiente de endurecimiento para los aceros inoxidables AISI 304 ( $n \approx 0.11$ ) son inferiores que para los aceros TEMPCORE y ligeramente superiores a los valores reportados en la literatura. En estos aceros el valor de  $n$  crece continuamente al aumentar la deformación.
  - e. Para los aceros estudiados, no puede establecerse que la hipótesis de Considéré,  $\varepsilon_{max} = n$ , se cumpla.
  - f. El modelo de Rasmussen un desarrollo del modelo de Ramberg-Osgood [4]) ha sido ligeramente modificado para poder aplicarlo a los aceros TEMPCORE que muestran una etapa de fluencia.
  - g. El modelo de Rasmussen no se ajusta a los aceros TEMPCORE.
  - h. El modelo de Rasmussen describe razonablemente el comportamiento de los aceros inoxidables cuando el coeficiente  $m$  se permite variar libremente, pero no se cumple entonces la propuesta de Rasmussen para el valor de  $m = 1 + 3,5 \times \bar{\sigma}_0 / f_s$ .
5. Respecto a la etapa de inicio y desarrollo de la formación de un cuello se han establecido los resultados siguientes:
- a. Se ha constatado la simetría del cuello para los aceros Liso 500SD, B500SD, AISI 304 y Dúplex 2205, no así para el corrugado TEMPCORE, excluido del estudio.
  - b. Se ha comprobado para los cuatro aceros referidos anteriormente que la zona afectada por tensiones triaxiales se aproxima a un arco de circunferencia.
  - c. Se ha puesto a punto un procedimiento para la determinación de la sección instantánea del corrugado a partir de la distancia

exterior de las aletas medida por medios ópticos.

- d. Se han realizado las operaciones necesarias para, conocida la sección mínima del corrugado y la distancia exterior entre aletas, determinar los valores equivalentes de  $a$  y  $R$  asociados a una barra de sección circular.
- e. Se ha propuesto y ajustado una nueva ley de tipo sigmoideal ( $a/R = a x (e^{-bx\epsilon_{maxreal}^c} - e^{-bx\epsilon_{equ}})$ ) que describe la geometría del cuello ( $a/R$ ) en función de la deformación. Esta ley tiene un ajuste muy superior a la ley propuesta por Bridgman u otros investigadores y permite una interpretación del fenómeno de formación del cuello distribuido y el cuello localizado.
- f. El comportamiento de distintas barras de un mismo lote en esta etapa de la deformación difiere considerablemente entre sí, cosa que no ocurría en la etapa de endurecimiento por deformación.
- g. La adecuación del modelo de Hollomon al endurecimiento en la zona de formación del cuello no es razonable, aunque los micromecanismos de deformación deberían ser básicamente los mismos que los que están activos durante la etapa de endurecimiento por deformación.
- h. Los principales factores que aparecen como causantes de las divergencias son la propia existencia de las corrugas y la formación de microhuecos.
- i. En el acero Liso 500SD el cuello aparece y se desarrolla gradualmente. Aparentemente los microhuecos comenzarían a desarrollarse con deformaciones bien superiores a  $\epsilon_{max}$ .
- j. El desarrollo del cuello en los aceros corrugados es más rápido, apareciendo, además cuellos localizados más claros ( $a/R$  más elevados inmediatamente antes de la rotura). Esto se atribuye, entre otros factores a la presencia de las corrugas.
- k. La aplicación del modelo de Bridgman para la formación del cuello ( $a/R = \sqrt{\epsilon - 0,1}$ ) conduce a valores de la tensión de fluencia inferiores, en todos los casos, a los determinados a través

de simulación.

- l. El modelo de La Rosa ( $\sigma_R \neq f(\epsilon)$ ) resulta en valores de la tensión de fluencia inmediatamente superiores o inferiores a los valores obtenidos por simulación. Sin embargo, no da información de la formación y desarrollo del cuello.
    - m. El modelo sigmoideal propuesto en esta tesis se ajusta a los valores de la simulación en dos de los aceros (Dúplex 2205 y Liso 500SD), resultando en valores de tensión de fluencia ligeramente inferiores en los otros dos. Añade la ventaja de permitir una interpretación del inicio y desarrollo del cuello a los modelos anteriores.
6. Se han constatado distorsiones en la deformación de los elementos de la malla en la simulación del modelo de los corrugados, no así en la barra lisa.
7. La complejidad en la geometría del modelo de los corrugados origina un mallado topológico difícil de controlar, con el consiguiente factor de incertidumbre en los resultados obtenidos.
8. A pesar estas divergencias, las hipótesis de Bridgman para la distribución de tensiones axiales, radiales, circunferenciales, así como la tensión de fluencia en la sección mínima pueden ser refrendadas de manera general por la simulación. Por ejemplo, en el caso de la tensión de fluencia existen variaciones menores a lo largo de la sección y el cálculo de un valor medio para distintos radios es prácticamente constante.
9. Las deformaciones axiales que se producen en la sección mínima son también relativamente constantes.

## 7.2. Trabajos futuros

De los trabajos experimentales y de simulación realizados en esta tesis se han abierto varios campos que permitirán profundizar en los conocimientos desarrollados de la misma.

1. Estudio del efecto de la velocidad de deformación del ensayo en los valores de  $n$ ,  $m$ ,  $\epsilon_{max}$ ,  $\epsilon_{u,5}$ ,  $Z$ , especialmente para los aceros inoxidables.
2. Determinación de posibles relaciones entre el coeficiente de endurecimiento,  $n$ , y el valor de  $\epsilon_{maxreal}$ , alternativas al criterio de Considère [2]. En la misma línea, establecer cómo afecta la evolución de  $n = f(\epsilon)$  en la aparición más pronta o tardía del cuello.
3. Estudio de la densidad de dislocaciones mediante microscopía de transmisión y su efecto en la relación  $n = f(\epsilon)$ .
4. Simulación y comprobación experimental del efecto del espesor de la capa martensítica en los parámetros y relaciones anteriores.
5. Estudio de la evolución de la zona del cuello afectada por tensiones triaxiales a lo largo del fenómeno de la formación del cuello localizado.
6. Estudio de la fracción de microhuecos en la sección mínima previa a la rotura. Relación con la población de inclusiones del acero y las divergencias encontradas entre la simulación y la aplicación de Bridgman a los datos experimentales.
7. Establecer la relación entre la deformación a rotura y diferentes procesos de enfriamiento en el proceso TEMPCORE de barras lisas. Efecto del espesor de la capa dura, dureza de la capa y el núcleo, tamaño de grano y población de inclusiones.
8. Profundizar en la geometría no simétrica del cuello en el acero corrugado TEMPCORE.
9. Realizar mejoras en la simulación perfeccionando el modelo, profundizando en el mallado topológico de los corrugados y realizando pruebas basadas en la variación del parámetro de fuerza.

# ANEXO B. CÁLCULO DE INCERTIDUMBRE

---

## B.1. Conceptos fundamentales

Para el cálculo de la incertidumbre se ha atendido a la Guía para la Expresión de la Incertidumbre de Medida o GUM (Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement) [1], publicado por JCGM (Joint Committee for Guides in Metrology) y traducido al español por el Centro Español de Metrología.

Dado que se emplearán durante todo el desarrollo ciertos conceptos asociados al cálculo de incertidumbre, se ha considerado conveniente describirlos.

- **Mensurando:** Es el valor exacto de la magnitud que se desea medir. Por tanto, el resultado de una medición es solo una aproximación o estimación del valor del mensurando.
- **Magnitud de entrada:** Son magnitudes de las que depende el mensurando.
- **Incertidumbre:** Se puede definir como un intervalo de valores alrededor del resultado de medición con un cierto grado de fiabilidad. Un resultado de medición solo se haya completo cuando va acompañado de su incertidumbre.

La incertidumbre de un resultado de medida depende de varios factores. Según del modo en que se estime el valor numérico de los mismos, existen

dos métodos de evaluación:

- *Método de evaluación Tipo A*: la que se realiza por métodos estadísticos de series de observaciones.
- *Método de evaluación tipo Tipo B*: la que se realiza por otros medios, como certificados de calibración, manuales de los instrumentos de medición, normas, etc.

Existen tres maneras básicas de expresar la incertidumbre de una medición, las cuales se describen a continuación.

- *Incertidumbre típica*: incertidumbre del resultado de una medición, expresada en forma de desviación típica.
  - *Incertidumbre combinada*: incertidumbre combinada de diferentes componentes individuales. Debe expresarse por el valor numérico obtenido al aplicar el método habitual de combinación de varianzas.
  - *Incertidumbre expandida*: magnitud que define un intervalo en torno al resultado de una medición, y en el que se espera encontrar una fracción importante de la distribución de valores que podrían ser atribuidos razonablemente al mensurando. La fracción puede entenderse como la probabilidad o el nivel de confianza del intervalo.
- **Factor de cobertura**: Factor numérico utilizado como multiplicador de la incertidumbre típica combinada, para obtener la incertidumbre expandida. Un factor de cobertura  $k$  típico, toma valores comprendidos entre 2 y 3 según el nivel de confianza elegido. Tanto el factor de cobertura como el nivel de confianza siempre deben ser señalados para que la incertidumbre combinada pueda ser recuperada.



## B.2. Procedimiento de estimación de la incertidumbre

A continuación, se describe el procedimiento para obtener un estimado de la incertidumbre asociada con el resultado de la medición:

- **Especificación del mensurando:** Escribir un enunciado claro de lo que es medido, incluyendo la relación entre el mensurado y las magnitudes de entrada. Para expresar esta relación, se emplea el siguiente modelo matemático

$$y = f(x_1, x_2, \dots, x_N) \quad (\text{B.1})$$

siendo  $y$  el mesurando y  $x_N$  las magnitudes de entrada.

- **Identificación de las fuentes de incertidumbre:** Identificar y redactar una lista de todas las fuentes relevantes de incertidumbre.
- **Evaluación y cálculo de la incertidumbre típica:** Una vez que han sido identificadas las fuentes de incertidumbre es necesario evaluar la incertidumbre originada por cada fuente individual, mediante los dos métodos de evaluación descritos en el apartado B.1.
  - *Método de evaluación Tipo A:* la incertidumbre estándar  $u_A$  de una magnitud de entrada  $x_i$  obtenida a partir de observaciones repetidas bajo condiciones de repetibilidad, se estima sobre la base de la dispersión de los resultados de mediciones individuales.

Si  $x_i$  se determina por  $n$  mediciones independientes del mismo ensayo, resultando en valores  $q_1, q_2, \dots, q_n$ , el mejor estimado para el valor de  $x_i$  es la media de los resultados individuales.

$$x_i = \bar{q} = \frac{\sum_{j=1}^n q_j}{n} \quad (\text{B.2})$$

La dispersión de los resultados de la medición  $q_1, q_2, \dots, q_n$  para la magnitud de entrada  $x_i$  se expresa por su desviación estándar o típica experimental  $s(q)$ .

$$s(q) = \sqrt{\text{Varianza}} = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^n (q_j - \bar{q})^2}{n - 1}} \quad (\text{B. 3})$$

La incertidumbre estándar  $u_A(x_i)$  se obtiene finalmente mediante el cálculo de la desviación estándar experimental de la media  $s(\bar{q})$ .

$$u_A(x_i) = s(\bar{q}) = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^n (q_j - \bar{q})^2}{n(n - 1)}} = \frac{s(q)}{\sqrt{n}} \quad (\text{B. 4})$$

- *Método de evaluación Tipo B:* se realiza sin tener en cuenta la información sobre la posible variabilidad de la magnitud dada obtenida mediante un análisis estadístico. La incertidumbre estándar  $u_B$  se evalúa mediante juicios y criterios científicos, basados en la información disponible sobre la variabilidad de  $x_i$ .

Las fuentes de información pueden ser diversas, como certificados de calibración, manuales de los instrumentos de medición, normas o literatura, valores de mediciones anteriores o conocimiento sobre las características o el comportamiento del sistema de medición.

En nuestro caso, la estimación de  $x_i$  se toma de especificaciones del fabricante, certificados de calibración, catálogos de las máquinas utilizadas y otras fuentes. En el caso de que el dato suministrado sea la incertidumbre expandida  $U(x_i)$ , la incertidumbre estándar  $u_B(x_i)$  es simplemente la incertidumbre expandida dividida por el factor de cobertura  $k$ .

$$U(x_i) = u_B(x_i) \times k \quad (\text{B. 5})$$

- **Cálculo de la incertidumbre combinada:** La incertidumbre estándar combinada  $u_c(y)$  y, por tanto, el resultado de la medición, se obtiene combinando apropiadamente las incertidumbres estándar calculadas

anteriormente.

Antes de la combinación, todas las contribuciones a la incertidumbre tienen que ser expresadas como incertidumbre estándar, es decir como desviación estándar de la media.

La incertidumbre estándar combinada del resultado de la medición se determina mediante la raíz cuadrada positiva de la varianza del valor estimado de  $y$  a partir de la ley de suma de varianzas, denominada en este caso "ley de propagación de incertidumbre".

$$u_c^2(y) = \sum_{i=1}^n c_i^2 u^2(x_i) + 2 \sum_{i=1}^{n-1} \sum_{j=i+1}^n c_i \times c_j \times u(x_i, x_j) \quad (\text{B.6})$$

donde,

$c_i, c_j$  son coeficientes de sensibilidad, definidos como  $\frac{\partial y}{\partial x_i}$  y  $\frac{\partial y}{\partial x_j}$  respectivamente.

$u(x_i)$  es la incertidumbre típica estándar de  $x_i$ .

$u(x_i, x_j)$  es la covarianza entre  $x_i$  y  $x_j$ .

Esta expresión, es la ley de propagación de incertidumbre en su forma más completa, cuando las magnitudes de entrada están correlacionadas. Si no están correlacionadas, entonces todas las magnitudes de entradas son estadísticamente independientes, y la ley de propagación de incertidumbre queda de esta manera:

$$u_c^2(y) = \sum_{i=1}^n c_i^2 u^2(x_i) \quad (\text{B.7})$$

- **Cálculo de la incertidumbre expandida:** Según la metodología desarrollada, la incertidumbre expandida  $U(y)$  es el producto de la incertidumbre típica combinada  $u_c(y)$  por un factor de cobertura  $k$  elegido.

$$U(y) = u_c(y) \times k \quad (\text{B.8})$$

$U(y)$  indica entonces un intervalo que representa una fracción  $p$  de los valores que puede probablemente tomar el mensurando. El factor de

coberuta  $k$  se obtiene de la Tabla G.2 de la guía GUM [1] (Figura B-1), a partir del valor  $p$ , llamado “nivel de confianza”, que puede ser elegido a conveniencia, y del número de grados de libertad ( $v_{ef}$ ).

Grados de libertad $\nu$	Fracción $p$ (%)					
	68,27 <sup>3)</sup>	90	95	95,45 <sup>3)</sup>	99	99,73 <sup>3)</sup>
1	1,84	6,31	12,71	13,97	63,66	235,80
2	1,32	2,92	4,30	4,53	9,92	19,21
3	1,20	2,35	3,18	3,31	5,84	9,22
4	1,14	2,13	2,78	2,87	4,60	6,62
5	1,11	2,02	2,57	2,65	4,03	5,51
6	1,09	1,94	2,45	2,52	3,71	4,90
7	1,08	1,89	2,36	2,43	3,50	4,53
8	1,07	1,86	2,31	2,37	3,36	4,28
9	1,06	1,83	2,26	2,32	3,25	4,09
10	1,05	1,81	2,23	2,28	3,17	3,96
11	1,05	1,80	2,20	2,25	3,11	3,85
12	1,04	1,78	2,18	2,23	3,05	3,76
13	1,04	1,77	2,16	2,21	3,01	3,69
14	1,04	1,76	2,14	2,20	2,98	3,64
15	1,03	1,75	2,13	2,18	2,95	3,59
16	1,03	1,75	2,12	2,17	2,92	3,54
17	1,03	1,74	2,11	2,16	2,90	3,51
18	1,03	1,73	2,10	2,15	2,88	3,48
19	1,03	1,73	2,09	2,14	2,86	3,45
20	1,03	1,72	2,09	2,13	2,85	3,42
25	1,02	1,71	2,06	2,11	2,79	3,33
30	1,02	1,70	2,04	2,09	2,75	3,27
35	1,01	1,70	2,03	2,07	2,72	3,23
40	1,01	1,68	2,02	2,06	2,70	3,20
45	1,01	1,68	2,01	2,06	2,69	3,18
50	1,01	1,68	2,01	2,05	2,68	3,16
100	1,005	1,660	1,984	2,025	2,626	3,077
$\infty$	1,000	1,645	1,960	2,000	2,576	3,000

Figura B-1. Tabla G.2 de la guía GUM [1] para el cálculo  $k$

El número de grados de libertad ( $v_{ef}$ ) se calcula mediante la siguiente ecuación:

$$v_{ef} = \frac{u_c^A(y)}{\sum_{i=1}^n \frac{u_i^A(y)}{v_i}} \quad (\text{B. 9})$$

donde,

$u_c(y)$  es la incertidumbre combinada del mesurando.

$u_i(y)$  son las incertidumbres estándar típicas individuales.

$v_i$  son los grados de libertad de las incertidumbres estándar típicas individuales.

Para las incertidumbres tipo A,  $v_i = n - 1$ , siendo  $n$  el número de observaciones.

En el caso de las incertidumbres tipo B, los grados de libertad dependen de la fiabilidad de dicha incertidumbre. En la mayoría de los casos, se supone que las incertidumbres obtenidas de forma indirecta, tienen una fiabilidad del 100% y por tanto, un número de observaciones infinito. Sustituyendo en la Ec. B.9, resulta:

$$v_i = n - 1 = \infty - 1 = \infty$$

Cuanto mayor sea el número de grados de libertad más confiable será la incertidumbre.

A modo de resumen, en la Figura B-2 se muestra un esquema con todos los pasos a seguir para la estimación de la incertidumbre de medida.

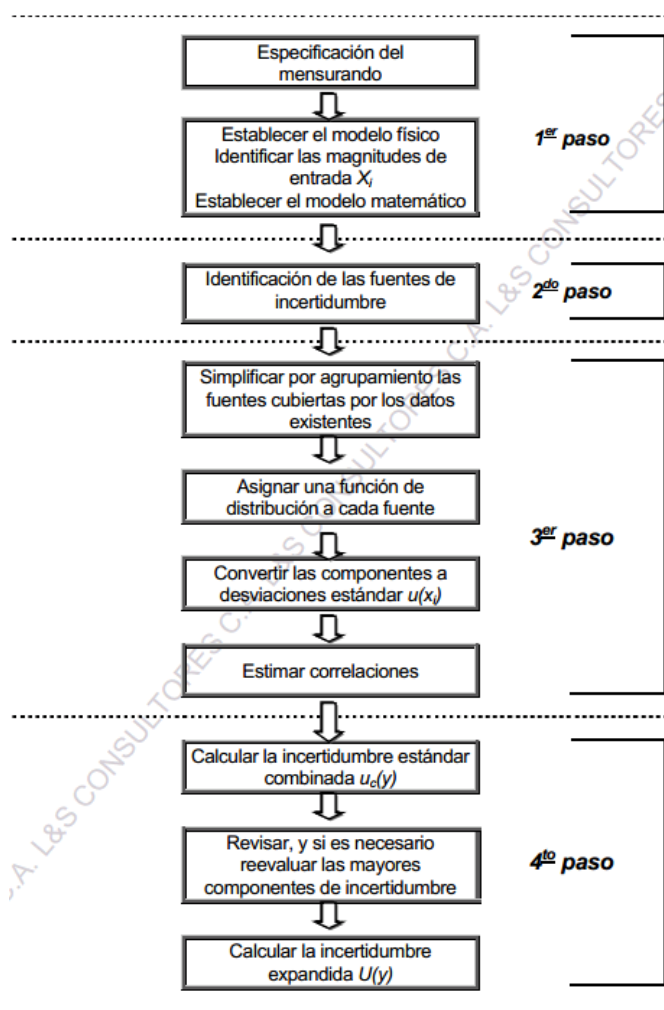


Figura B-2. Pasos a seguir para la estimación de la incertidumbre de medida

### B.3. Estimación de la incertidumbre aplicada a la tesis

En esta tesis únicamente era posible la estimación de la incertidumbre expandida ( $U(y)$ ) para los datos iniciales resultantes de la máquina de ensayo. A partir de estos valores, las numerosas aproximaciones por mínimos cuadrados hacen inviable dar un valor fiable de la misma. Por ello, se decidió adoptar un criterio general para todos los resultados numéricos obtenidos, dando únicamente la incertidumbre estándar tipo A ( $u_A$ ).

No obstante, a continuación se describe el proceso a seguir para el cálculo de  $U(y)$  en el caso que nos ocupa.

#### B.3.1. Incertidumbre del desplazamiento

- **Determinación del modelo matemático:** En este caso, puesto que se tienen un número de ensayos independientes con mediciones en cada uno de ellos, el modelo matemático será:

$$\Delta L_0 = \Delta \bar{l}_0 = \frac{\sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n \Delta l_{0i}^j}{m \times n} \quad (\text{B.10})$$

donde,

$\Delta L_0$  es la estimación del mesurando.

$\Delta \bar{l}_0$  es la estimación de la magnitud de entrada.

$m$  es el número de mediciones en un ensayo.

$n$  es el número de ensayos realizados.

Como  $m = 1$ , la ecuación de la media aritmética y por tanto el modelo matemático, queda de la siguiente manera:

$$\Delta L_0 = \Delta \bar{l}_0 = \frac{\sum_{i=1}^n \Delta l_{0i}}{n} \quad (\text{B.11})$$

- **Identificación de las fuentes de incertidumbre:**
  - *Incertidumbre tipo A:* Variaciones de las medidas obtenidas en el punto seleccionado.

- *Incertidumbre tipo B*: Inexactitud de la máquina en desplazamiento. Según el catálogo del fabricante de la máquina, la incertidumbre típica del desplazamiento es un 0.10 % del valor obtenido.
- **Cálculo de las incertidumbres típicas ( $u_A, u_B$ ):**
  - *Incertidumbre tipo A*: Tras el cálculo de la media aritmética según el modelo matemático establecido (Ec. B.11),  $u_A(x_i)$  se determina mediante la Ec. B.4.
  - *Incertidumbre tipo B*: Se calcula aplicando el 0,1% al valor del desplazamiento. 0.10 %.
- **Cálculo de la incertidumbre combinada ( $u_c$ ):** Al no existir magnitudes de entrada correlacionadas, la estimación de la incertidumbre combinada  $u_c(y)$  se calcula mediante la Ec. (B.7), siendo el coeficiente de sensibilidad  $c_i$  igual a 1.

$$c_i = \frac{d\Delta L_0}{dx_i} = 1 \quad (\text{B.12})$$

- **Cálculo de la incertidumbre expandida ( $U$ ):** Conocido el valor de  $u_c(y)$ , la incertidumbre combinada  $U(y)$  se calcula mediante la Ec. (B.8). Para determinar el factor de cobertura  $k$ , se ha estimado para todos los cálculos un nivel de confianza  $p$  del 95%.

### B.3.2. Incertidumbre de la fuerza aplicada

El proceso seguido es el mismo que se detalla en el apartado B.3.1.

Para la fuerza aplicada el modelo matemático queda de la siguiente manera:

$$F = \bar{f} = \frac{\sum_{i=1}^n f_i}{n} \quad (\text{B.13})$$

donde,

$F$  es la estimación del mesurando.

$\bar{f}$  es la estimación de la magnitud de entrada.

$n$  es el número de ensayos realizados.



La única variante aparece en los factores a tener en cuenta para el cálculo de la incertidumbre tipo B ( $u_B$ ). En el caso que nos ocupa, se calculará teniendo en cuenta únicamente la incertidumbre expandida ( $U$ ) de la máquina en fuerza, la cual, según certificado de calibración, es de  $\pm 1\%$ , para un nivel de confianza ( $p$ ) del 95% y un factor de cobertura  $k = 2$ . 95%.

### B.3.3. Incertidumbre del peso de las barras

Este dato es necesario para la posterior estimación de la incertidumbre de los valores de tensión ( $\bar{\sigma}_z$ ) en los aceros corrugados.

Siguiendo el mismo proceso descrito anteriormente, el modelo matemático resulta:

$$P = \bar{p} = \frac{\sum_{i=1}^n p_i}{n} \quad (\text{B. 14})$$

donde,

$P$  es la estimación del mesurando.

$\bar{p}$  es la estimación de la magnitud de entrada.

$n$  es el número de ensayos realizados.

Para el cálculo de  $u_B$  se ha tomado como incertidumbre típica de la balanza el valor de 0,50 gr, equivalente a la mitad de su resolución.

### B.3.4. Incertidumbre de la tensión axial media ingenieril

La estimación de la incertidumbre de los valores de tensión ( $\bar{\sigma}_z$ ) requiere una mayor complejidad, por lo que se describirán de nuevo más detalladamente los trabajos realizados en los diferentes pasos del proceso.

- **Determinación del modelo matemático:**

$$\bar{\sigma}_z = \bar{\sigma}_z = \frac{\bar{f}}{\bar{a}_{equ}} = \frac{\frac{\sum_{i=1}^n f_i}{n}}{\frac{\sum_{i=1}^n a_{equ_i}}{n}} \quad (\text{B. 15})$$

siendo,

$\bar{\sigma}_z$  es la estimación del mesurando.

$\bar{\sigma}_z$  es la estimación de la magnitud de entrada.

$\bar{f}$  es la estimación de la fuerza aplicada.

$\bar{a}_{equ}$  es la estimación del área transversal inicial para los aceros corrugados ( $\bar{a}_0$  para los aceros lisos).

$n$  es el número de ensayos realizados.

• **Identificación de las fuentes de incertidumbre:**

- *Incertidumbre tipo A:* Se tendrán en cuenta las variaciones de las medidas obtenidas en el punto seleccionado así como las resultantes de la medición del peso de las barras.
- *Incertidumbre tipo B:* Se considerarán:
  - Incertidumbre expandida ( $U$ ) de la máquina en fuerza: 0,1% ( $p = 95\%$ ,  $k = 2$ ).
  - Incertidumbre típica ( $u_B$ ) de la balanza: 0,50 gr
  - Incertidumbre típica ( $u_B$ ) del flexómetro: 0,5 mm (la mitad de su resolución).

- **Cálculo de las incertidumbres típicas ( $u_A, u_B$ ):** No hay variaciones en su cálculo respecto a lo expuesto en los casos anteriores.

- **Cálculo de la incertidumbre combinada ( $u_C$ ):** Al tratarse la tensión convencional un resultado obtenido de forma indirecta por la combinación de dos variables ( $F, A_{equ}$ ), el coeficiente de sensibilidad  $c$  varía respecto a los casos anteriores. Particularizando, la Ec. (B.6) resulta:

$$u_c(\sigma) = \sqrt{\left[\frac{\partial \bar{\sigma}_z}{\partial \bar{f}} \times u(\bar{f})\right]^2 + \left[\frac{\partial \bar{\sigma}_z}{\partial \bar{a}_{equ}} \times u(\bar{a}_{equ})\right]^2} = \sqrt{\left[\frac{1}{\bar{a}_{equ}} \times u(\bar{f})\right]^2 + \left[\frac{-f}{\bar{a}_{equ}^2} \times u(\bar{a}_{equ})\right]^2} \quad (B.16)$$

siendo,

$u(\bar{f})$  la incertidumbre combinada de la fuerza aplicada, calculada anteriormente según lo descrito en el apartado B.3.1.

$$\bar{a}_{equ}(mm^2) = 127,389 \frac{\bar{p}(gr)}{l(mm)} \quad (B.17)$$

$$u(\bar{a}_{equ}) = \sqrt{\left[ \frac{\partial \bar{a}_{equ}}{\partial \bar{p}} \times u(\bar{p}) \right]^2 + \left[ \frac{\partial \bar{a}_{equ}}{\partial l} \times u(l) \right]^2} \quad (\text{B. 18})$$

- **Cálculo de la incertidumbre expandida (U):** Se seguirá el mismo proceso que para las magnitudes explicadas en los apartados anteriores.

### B.3.5. Incertidumbre de la deformación ingenieril

Al igual que la tensión convencional ( $\sigma$ ), el cálculo de la deformación convencional ( $\epsilon$ ) se obtiene de manera indirecta mediante la relación de dos variables: la longitud inicial calibrada ( $L_0$ ) y el desplazamiento ( $\Delta L$ ).

El modelo matemático será:

$$\epsilon = \frac{\Delta \bar{L}_0}{L_0} = \frac{\sum_{i=1}^n \Delta l_{0i}}{n L_0} \quad (\text{B. 19})$$

Las fuentes de incertidumbre serán:

- *Incertidumbre tipo A:* Variaciones en desplazamiento de las medidas obtenidas en el punto seleccionado.
- *Incertidumbre tipo B:* La incertidumbre típica de la máquina en desplazamiento (0,10%) y la del flexómetro (0,5 mm).

La ecuación que determina la incertidumbre combinada ( $u_c$ ) será:

$$u_c(\epsilon) = \sqrt{\left[ \frac{\partial \epsilon}{\partial \Delta \bar{L}_0} \times u(\Delta \bar{L}_0) \right]^2 + \left[ \frac{\partial \epsilon}{\partial L_0} \times u(L_0) \right]^2} \quad (\text{B. 20})$$

donde,

$u(\Delta \bar{L}_0)$  es la incertidumbre combinada del desplazamiento.

$u(L_0)$  es la incertidumbre típica del flexómetro.

### B.3.6. Incertidumbre de la tensión real

Como modelo matemático se establece el siguiente, basado en la Ec. (3.3):

$$\bar{\sigma}_{zreal} = \bar{\sigma}_z(1 + \bar{\varepsilon}) \quad (B.21)$$

Las fuentes de incertidumbre son, en este caso, las incertidumbres combinadas de la tensión y la deformación convencional, calculadas según los apartados B.3.4 y B.3.5.

La ecuación para el cálculo de la incertidumbre combinada resulta:

$$u(\bar{\sigma}_{zreal}) = \sqrt{\left[\frac{\partial \bar{\sigma}_{zreal}}{\partial \bar{\sigma}_z} \times u(\bar{\sigma}_z)\right]^2 + \left[\frac{\partial \bar{\sigma}_{zreal}}{\partial \bar{\varepsilon}} \times u(\bar{\varepsilon})\right]^2} = [(1 + \bar{\varepsilon}) \times u(\bar{\sigma}_z)]^2 + [\bar{\sigma}_z \times u(\bar{\varepsilon})]^2 \quad (B.22)$$

### B.3.7. Incertidumbre de la deformación real

El modelo matemático, basado en la Ec. (3.5), es:

$$\varepsilon_{real} = \ln(1 + \varepsilon) \quad (B.23)$$

Como fuente de incertidumbre tenemos únicamente la incertidumbre combinada de la deformación convencional (apartado B.3.5).

La incertidumbre combinada se calcula mediante la siguiente ecuación:

$$u(\varepsilon_{real}) = \sqrt{\left[\frac{\partial \varepsilon_{real}}{\partial \varepsilon} \times u(\varepsilon)\right]^2} \quad (B.24)$$

## Referencias Bibliográficas

- [1] JGCM 100:2008 (GUM 1995 con ligeras correcciones) “Evaluación de datos de medición. guía para la expresión de la incertidumbre de medida”, 1ª ed. Madrid: Centro Español de Metrología, 2010.

# ÍNDICE DE FIGURAS

---

<i>Figura 2.1</i> – Diagrama ingenieril de los aceros laminados en caliente. ....	35
<i>Figura 2.2</i> – Estricción de una probeta de acero corrugado al carbono. ....	37
<i>Figura 2.3</i> – Sistema Monier. ....	38
<i>Figura 2.4</i> – Sistema Hennebique. ....	38
<i>Figura 2.5</i> – Sistema Ribera. ....	39
<i>Figura 2.6</i> – Evolución histórica de los aceros corrugados al carbono. ....	40
<i>Figura 2.7</i> – Barra con una serie de corrugas y aletas según UNE 36098:94. ....	45
<i>Figura 2.8</i> – Grabado del tipo de acero B400SD según UNE 36068:94. ....	45
<i>Figura 2.9</i> – Grabado del tipo de acero B500SD según UNE 36068:94. ....	45
<i>Figura 2.10</i> – Grabado del tipo de acero B400SD según UNE 36065:2000. ....	46
<i>Figura 2.11</i> – Grabado del tipo de acero B500SD según UNE 36065:2000. ....	46
<i>Figura 2.12</i> – Barras de acero corrug. preparadas para una observación microscópica. ....	55
<i>Figura 2.13</i> – Corrosión de arm. de acero al carbono en un edificio prox. a la costa. ....	56
<i>Figura 2.14</i> – Geometría de los aceros inoxidables trefilados según UNE 36067:94. ....	62
<i>Figura 2.15</i> – Diseño de corrugas para barras de acero inoxidable. ....	62
<i>Figura 2.16</i> – Diagr. ingen. tipo para los aceros AISI 304 y Dúplex 2205 estudiados. ....	63
<i>Figura 2.17</i> – Embarcadero de Progreso, Yucatán (Méjico). ....	66
<i>Figura 2.18</i> – Tsing Ma Bridge (Hong Kong). ....	67
<i>Figura 2.19</i> – Puente Pedro Arrupe (Bilbao). ....	68

<i>Figura 3.1</i> – Diagramas $\bar{\sigma}_z - \epsilon$ ingenieril y real para una probeta de acero al carbono laminado en caliente con $f_y = 500$ MPa. ....	75
<i>Figura 3.2</i> – Representación genérica de la curva tensión-deformación de Ramberg-Osgood. ....	80
<i>Figura 3.3</i> – Coordenadas cilíndricas y ejes cartesianos relacionados. ....	85
<i>Figura 3.4</i> – Representación de las líneas isostáticas y tensiones en el cuello (de García Garino). ....	90
<i>Figura 3.5</i> – Esquema de las tensiones principales (de García Garino). ....	90
<i>Figura 3.6</i> – Factores relacionados con la geometría del cuello. ....	92
<i>Figura 3.7</i> – Diagrama esquemático del sistema de proyección de franjas (de León Huerta). ....	94
<i>Figura 3.8</i> – Procedimiento experimental utilizado en el método DSC (de Eman). ....	95
<i>Figura 3.9</i> – Leyes constitutivas según Celentano para probetas de cobre con $\epsilon_{max}=0,05$ y $0,10$ ....	96
<i>Figura 3.10</i> – Ajustes de la curva de comportamiento plástico para diversos materiales según Zangh. ....	97
<i>Figura 3.11</i> – Evolución durante la estricción del factor MLR de La Rosa en diferentes materiales. ....	98
<i>Figura 3.12</i> – Hipótesis de deformación troncocónica del cuello según Nieto. ....	99
<i>Figura 3.13</i> – Curvas fuerza-deformación vs tiempo de varios aceros según Lei. ....	101
<i>Figura 3.14</i> – Determinación del cuello difuso y cuello localizado según Abassi. ....	102
<i>Figura 3.15</i> – Evolución de la cantidad de poros para varios aceros según Le Roy. ....	103
<i>Figura 4.1</i> – Tipologías de probetas ensayadas según disposición de corrugas. ....	115
<i>Figura 4.2</i> – Equipo utilizado en los ensayos. ....	117
<i>Figura 4.3</i> – Interfaz del programa “Trapezium X”. ....	118

*Figura 4.4*– Vista general del sistema de grabación e iluminación. .... 118

*Figura 4.5*– Extensómetro para medición del módulo de elasticidad (E). .... 119

*Figura 4.6*– Balanza utilizada para el pesado de las probetas. .... 120

*Figura 4.7*– Plantilla para el marcado de la longitud calibrada en barras lisas. .... 121

*Figura 4.8*– Probeta marcada de acero liso 500SD. .... 121

*Figura 4.9*– Captura de pantalla mediante el software “Camtasia”. .... 122

*Figura 4.10*– Pruebas en probetas de acero B500SD para determinar el perfil más idóneo de grabación. .... 123

*Figura 4.11*– Macro desarrollada para el tratamiento de datos. .... 125

*Figura 4.12*– Parámetros determinados a partir del diagrama ingenieril  $\bar{\sigma}_z - \epsilon$  . .... 126

*Figura 4.13*– Diagramas ingenieril y real de una probeta (K) de acero B500SD. .... 127

*Figura 4.14*– Sucesión de fotogramas capturados en la fase de estricción para una probeta (K) de acero B500SD. .... 129

*Figura 4.15*– Fotograma antes y después del tratamiento con “Photoshop”. .... 130

*Figura 4.16*– Sistema de coordenadas de la barra. .... 131

*Figura 4.17*– Tabla parcial obtenida para un fotograma (12) de una probeta (K) de Acero B500SD. .... 131

*Figura 4.18*– Preparación del compuesto Belzona. .... 132

*Figura 4.19*– Producto aplicado para la obtención del molde. .... 133

*Figura 4.20*– Torno en el que se realizaron los cortes transversales. .... 133

*Figura 4.21*– Ejecución y grabación de los cortes. .... 134

*Figura 4.22*– Ejemplo de un corte para una probeta de acero B500SD. .... 135

*Figura 4.23*– Ejemplo de un corte para una probeta de acero AISI 304. .... 135

*Figura 4.24*– Posición de las barras en el torno. .... 136

*Figura 4.25*– Ejemplo de un corte tratado y medidas tomadas entre aletas para una



<i>probeta de acero B500SD</i> .....	138
<i>Figura 4.26</i> – Ejemplo de un corte tratado y medidas tomadas entre aletas para una probeta de acero AISI 304. ....	138
<i>Figura 4.27</i> – Diagrama $\bar{\sigma}_{zreal} - \epsilon_{equ}$ para una barra (K) de acero B500SD .....	139
<i>Figura 4.28</i> – Geometría de la estricción.....	141
<i>Figura 4.29</i> – Representación gráfica de los diferentes perfiles de una barra (K) de acero B500SD.....	141
<i>Figura 4.30</i> – Cálculo de R para uno de los fotogramas (12) de una barra (K) de acero B500SD.....	143
<i>Figura 4.31</i> – Diagrama $\sigma_f - \epsilon_{equ}$ para una barra (K) de acero B500SD utilizando el factor de corrección $C_2$ . ....	146
<i>Figura 5.1</i> – Diagramas $\bar{\sigma}_z - \epsilon$ ingenieriles del acero liso 500SD .....	150
<i>Figura 5.2</i> – Diagramas $\bar{\sigma}_z - \epsilon$ ingenieriles del acero B500SD.....	152
<i>Figura 5.3</i> – Diagramas $\bar{\sigma}_z - \epsilon$ ingenieriles del acero corrugado TEMP CORE.....	153
<i>Figura 5.4</i> – Diagramas $\bar{\sigma}_z - \epsilon$ ingenieriles del acero AISI 304 .....	154
<i>Figura 5.5</i> – Diagramas $\bar{\sigma}_z - \epsilon$ ingenieriles del acero Dúplex 2205.....	157
<i>Figura 5.6</i> – Determinación del inicio de la curva de comportamiento plástico para el acero liso 500SD.....	160
<i>Figura 5.7</i> – Nube de puntos para las dos poblaciones de acero liso 500SD.....	161
<i>Figura 5.8</i> – Evolución de n para las dos poblaciones de acero liso 500SD. ....	163
<i>Figura 5.9</i> – Curva conjunta de Hollomon para el acero liso 500SD. ....	164
<i>Figura 5.10</i> – Evolución de n frente a $\epsilon_{real}$ para el acero liso 500SD. ....	165
<i>Figura 5.11</i> – Curva de Rasmussen para una probeta (30) de acero liso 500SD. ....	167
<i>Figura 5.12</i> – Curva de Hollomon para el acero B500SD.....	168
<i>Figura 5.13</i> – Evolución de n frente a $\epsilon_{real}$ para el acero B500SD.....	170

*Figura 5.14* – Curva de Rasmussen para una probeta (T) de acero B500SD. .... 172

*Figura 5.15* – Curva de Hollomon para el acero corrugado TEMP CORE. .... 174

*Figura 5.16* – Evolución de  $n$  frente a  $\epsilon_{real}$  para el acero corrugado TEMP CORE. .... 175

*Figura 5.17* – Curva de Rasmussen para una probeta (k) de acero TEMP CORE. .... 176

*Figura 5.18* – Determinación del inicio de la curva de comportamiento plástico para el acero AISI 304. .... 177

*Figura 5.19* – Curva de Hollomon para el acero AISI 304. .... 178

*Figura 5.20* – Evolución de  $n$  frente a  $\epsilon_{real}$  para el acero AISI 304. .... 179

*Figura 5.21* – Curva de Rasmussen para una probeta (32) de acero AISI 304. .... 181

*Figura 5.22* – Determinación del inicio de la curva de endurecimiento plástico para el acero Dúplex 2205. .... 182

*Figura 5.23* – Curva de Hollomon para el acero Dúplex 2205. .... 183

*Figura 5.24* – Curva de Rasmussen para una probeta (m) de acero Dúplex 2205. .... 185

*Figura 5.25* – Relación  $n - \epsilon_{maxreal}$  de los diferentes aceros .... 187

*Figura 5.26* – Evolución de  $n$  frente a  $\epsilon_{real}$  para los aceros TEMP CORE. .... 188

*Figura 5.27* – Relación entre las constantes  $m$  y  $n$  para los distintos aceros. .... 190

*Figura 5.28* – Microdurezas de los aceros TEMP CORE. .... 192

*Figura 5.29* – Funciones de Hollomon para anillo y núcleo de acero liso 500SD. .... 193

*Figura 5.30* – Funciones de Hollomon para anillo y núcleo de acero B500SD. .... 193

*Figura 5.31* – Fotograma del cuello de una probeta (b) de corrugado TEMP CORE. .... 194

*Figura 5.32* – Relación  $\alpha_{aletas} - A$  para el acero B500SD, AISI 304 y Dúplex 2205 196

*Figura 5.33* – Resultados experimentales  $\epsilon_{equ} - \alpha/R$  para el acero liso 500SD. .... 197

*Figura 5.34* – Ajuste de la relación  $\epsilon_{equ} - \alpha/R$  para una probeta (24) de acero liso 500SD. .... 198

*Figura 5.35* – Comportamiento durante la estricción del acero liso 500SD. .... 201

<i>Figura 5.36</i> – Ajuste de la relación $\epsilon_{equ} - \sigma_f$ al modelo de Hollomon para una probeta (24) de acero liso 500SD. ....	202
<i>Figura 5.37</i> – Resultados experimentales $\epsilon_{equ} - \alpha_{aletas}/R$ para el acero B500SD. ....	203
<i>Figura 5.38</i> – Resultados experimentales $\epsilon_{equ} - \alpha_{equ}/R_{equ}$ para el acero B500SD. ....	204
<i>Figura 5.39</i> – Ajuste de la relación $\epsilon_{equ} - \alpha/R$ para una probeta (17) de acero B500SD. ....	205
<i>Figura 5.40</i> – Comportamiento durante la estricción del acero B500SD. ....	207
<i>Figura 5.41</i> – Ajuste de la relación $\epsilon_{equ} - \sigma_f$ al modelo de Hollomon para una probeta (17) de acero B500SD. ....	208
<i>Figura 5.42</i> – Resultados experimentales $\epsilon_{equ} - \alpha_{aletas}/R$ para el acero AISI 304. ....	209
<i>Figura 5.43</i> – Resultados experimentales $\epsilon_{equ} - \alpha_{equ}/R_{equ}$ para el acero AISI 304. ....	210
<i>Figura 5.44</i> – Ajuste de la relación $\epsilon_{equ} - \alpha/R$ para una probeta (18) de acero AISI 304. ....	211
<i>Figura 5.45</i> – Comportamiento durante la estricción del acero AISI 304. ....	213
<i>Figura 5.46</i> – Ajuste de la relación $\epsilon_{equ} - \sigma_f$ al modelo de Hollomon para una probeta (18) de acero AISI 304. ....	213
<i>Figura 5.47</i> – Resultados experimentales $\epsilon_{equ} - \alpha_{aletas}/R$ para el acero Dúplex 2205. ....	215
<i>Figura 5.48</i> – Resultados experimentales $\epsilon_{equ} - \alpha_{equ}/R_{equ}$ para el acero Dúplex 2205. ....	215
<i>Figura 5.49</i> – Ajuste de la relación $\epsilon_{equ} - \alpha/R$ para una probeta (y) de acero Dúplex 2205. ....	216
<i>Figura 5.50</i> – Comportamiento durante la estricción del acero Dúplex 2205. ....	217
<i>Figura 5.51</i> – Ajuste de la relación $\epsilon_{equ} - \sigma_f$ al modelo de Hollomon para una probeta (y) de acero Dúplex 2205. ....	218

*Figura 5.52* – Relación  $\epsilon_{equ} - a/R$  para una probeta (24) de cada acero estudiado. ....219

*Figura 5.53* – Relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  según diferentes factores de corrección para el acero liso 500SD..... 221

*Figura 5.54* – Relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  según diferentes factores de corrección para el acero B500SD..... 222

*Figura 5.55* – Relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  según diferentes factores de corrección para el acero AISI 304..... 222

*Figura 5.56* – Relación  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  según diferentes factores de corrección para el acero Dúplex 2205. .... 223

*Figura 6.1* – Elemento SOLID 185 de ANSYS. .... 232

*Figura 6.2* – Elemento SOLID 186 de ANSYS. .... 233

*Figura 6.3* – Primer modelado del acero B500SD (izquierda) y de los aceros AISI 304 y Dúplex 2205 (derecha)..... 234

*Figura 6.4* – Modelado definitivo del acero B500SD (izquierda) y de los aceros AISI 304 y Dúplex 2205 (derecha)..... 234

*Figura 6.5* – Imperfecciones introducidas en el modelado de las barras..... 236

*Figura 6.6* – Elementos para completar el mallado hexaédrico. .... 237

*Figura 6.7* – Mallado de la barra de acero liso 500SD. .... 238

*Figura 6.8* – Mallado de la barra de acero B500SD. .... 238

*Figura 6.9* – Mallado de la barra de los aceros AISI 304 y Dúplex 2205. .... 238

*Figura 6.10* – Perfil del cuello en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD...242

*Figura 6.11* – Perfil entre aletas en el instante previo a rotura para el acero B500SD. ..242

*Figura 6.12* – Perfil entre aletas en el instante previo a rotura para el acero AISI 304...242

*Figura 6.13* – Perfil entre aletas en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205..... 243

<i>Figura 6.14</i> – Tensiones máximas ( $\sigma_z$ ) en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD. ....	244
<i>Figura 6.15</i> – Tensiones de fluencia ( $\sigma_f$ ) en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD. ....	244
<i>Figura 6.16</i> – Tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD. ....	245
<i>Figura 6.17</i> – Tensiones radiales ( $\sigma_\theta$ ) en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD. ....	245
<i>Figura 6.18</i> – Distribución de tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) en la sección mínima del cuello en el instante previo a rotura para el acero liso 500SD. ....	246
<i>Figura 6.19</i> – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “x” positivo) para el acero liso 500SD en el instante previo a rotura. ....	246
<i>Figura 6.20</i> – Distribución de deformaciones en el instante previo a rotura del acero liso 500SD. ....	247
<i>Figura 6.21</i> – Evolución de las deformaciones en la sección mínima para el acero liso 500SD en el instante previo a rotura. ....	248
<i>Figura 6.22</i> – Comparativa entre los valores $\epsilon_{equ}$ – $\sigma_f$ experimentales y los obtenidos en la simulación para el acero liso 500SD. ....	249
<i>Figura 6.23</i> – Tensiones máximas ( $\sigma_z$ ) en el instante previo a rotura para el acero B500SD. ....	250
<i>Figura 6.24</i> – Tensiones de fluencia ( $\sigma_f$ ) en el instante previo a rotura para el acero B500SD. ....	250
<i>Figura 6.25</i> – Distribución de tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) en la sección mínima del cuello en el instante previo a rotura para el acero B500SD. ....	251
<i>Figura 6.26</i> – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “x” positivo)	

para el acero B500SD en el instante previo a rotura.....252

*Figura 6.27* – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “x” negativo)

para el acero B500SD en el instante previo a rotura.....252

*Figura 6.28* – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “y” positivo)

para el acero B500SD en el instante previo a rotura.....253

*Figura 6.29* – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “y” positivo)

para el acero B500SD en el instante previo a rotura.....253

*Figura 6.30* – Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero B500SD (SOLID 185).....254

*Figura 6.31* – Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero B500SD (SOLID 186).....255

*Figura 6.32* – Distribución de deformaciones en el instante previo a rotura del acero B500SD.....256

*Figura 6.33* – Evolución de las deformaciones en la sección mínima para el acero B500SD en el instante previo a rotura.....257

*Figura 6.34* – Comparativa entre los valores  $\epsilon_{equ} - \sigma_f$  experimentales y los obtenidos en la simulación para el acero B500SD.....258

*Figura 6.35* – Tensiones máximas ( $\sigma_z$ ) en el instante previo a rotura para el acero AISI 304.....259

*Figura 6.36* – Tensiones de fluencia ( $\sigma_f$ ) en el instante previo a rotura para el acero AISI 304.....260

*Figura 6.37* – Distribución de tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) en la sección mínima del cuello en el instante previo a rotura para el acero AISI 304.....260

*Figura 6.38* – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “x” positivo) en el instante previo a rotura para el acero AISI 304.....261

<i>Figura 6.39</i> – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “x” negativo) en el instante previo a rotura para el acero AISI 304.....	261
<i>Figura 6.40</i> – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “y” positivo) en el instante previo a rotura para el acero AISI 304.....	262
<i>Figura 6.41</i> – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “y” negativo) en el instante previo a rotura para el acero AISI 304.....	262
<i>Figura 6.42</i> – Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero AISI 304 (SOLID 185) .....	263
<i>Figura 6.43</i> – Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante previo a rotura para el acero AISI 304 (SOLID 186) .....	264
<i>Figura 6.44</i> – Distribución de deformaciones en el instante previo a rotura del acero AISI 304.....	266
<i>Figura 6.45</i> – Evolución de las deformaciones en la sección mínima para el acero AISI 304 en el instante previo a rotura. ....	266
<i>Figura 6.46</i> – Comparativa entre los valores $\epsilon_{equ} - \sigma_f$ experimentales y los obtenidos en la simulación para el acero AISI 304. ....	267
<i>Figura 6.47</i> – Tensiones máximas ( $\sigma_z$ ) en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205. ....	268
<i>Figura 6.48</i> – Tensiones de fluencia ( $\sigma_f$ ) en el instante previo a rotura para el acero AISI 304.....	268
<i>Figura 6.49</i> – Distribución de tensiones radiales ( $\sigma_r$ ) y circunferenciales ( $\sigma_\theta$ ) en la sección mínima del cuello en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205.....	269
<i>Figura 6.50</i> – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “x” positivo) en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205. ....	269
<i>Figura 6.51</i> – Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “x” negativo)	

en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205. ....270

*Figura 6.52*– Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “y” positivo)

en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205. ....270

*Figura 6.53*– Evolución de las tensiones en la sección mínima (eje “y” negativo)

en el instante previo a rotura para el acero Dúplex 2205. ....271

*Figura 6.54*– Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante

previo a rotura para el acero Dúplex 2205 (SOLID 185).....272

*Figura 6.55*– Evolución de las tensiones medias en la sección mínima en el instante

previo a rotura para el acero Dúplex 2205 (SOLID 186).....273

*Figura 6.56*– Distribución de deformaciones en el instante previo a rotura del

acero Dúplex 2205. ....274

*Figura 6.57*– Evolución de las deformaciones en la sección mínima para el acero

Dúplex 2205 en el instante previo a rotura.....275

*Figura 6.58*– Comparativa entre los valores  $\varepsilon_{equ}$  –  $\sigma_f$  experimentales y los obtenidos

en la simulación para el acero Dúplex 2205.....276

*Figura B.1*– Tabla G2 de la guía GUM para el cálculo de k. ....292

*Figura B.2*– Pasos a seguir para la estimación de la incertidumbre de medida. ....294