

**UNIVERSIDAD DE OVIEDO**

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

**INFLUENCIA DEL PROCESO DE SHOT PEENING  
EN EL COMPORTAMIENTO A FATIGA DE UN  
ACERO INOXIDABLE DÚPLEX**

**Tesis Doctoral**

**Autor: Pedro Pérez Sanjurjo  
Directoras: Cristina Rodríguez González, Inés Peñuelas Sánchez**

**JUNIO 2012**

# ÍNDICE



## ÍNDICE

Índice.....	<i>i</i>
Simbología y abreviaturas.....	<i>v</i>
Resumen.....	<i>xi</i>
<b>1. INTRODUCCIÓN .....</b>	<b>3</b>
1.1. Antecedentes .....	3
1.2. Objetivos .....	5
1.3. Estructuración del trabajo.....	7
<b>2. ESTADO ACTUAL DEL CONOCIMIENTO .....</b>	<b>11</b>
2.1. Aceros inoxidables dúplex .....	11
2.2. Factores que influyen en el comportamiento a fatiga de elementos mecánicos .....	12
2.3. El proceso de Shot peening .....	13
2.3.1. Factores que influyen en un tratamiento de shot peening .....	14
2.4. Simulación numérica del proceso de shot peening.....	18
<b>3. MATERIALES UTILIZADOS: MODELOS CONSTITUTIVOS .....</b>	<b>35</b>
3.1. Materiales utilizados.....	35
3.2. Técnicas de ensayo .....	37
3.2.1. Ensayos monotónicos.....	38
3.2.1.1. Ensayos a baja velocidad de deformación.....	38
3.2.1.2. Ensayos a alta velocidad de deformación.....	38
3.2.2. Ensayos cíclicos .....	42
3.3. Resultados experimentales .....	43
3.3.1. Ensayos monotónicos.....	43
3.3.2. Ensayos cíclicos .....	46
3.4. Modelos constitutivos.....	49
3.4.1. Modelos que tienen en cuenta el efecto de la velocidad de deformación del material.....	49
3.4.1.1. Modelo de Cowper-Symonds .....	49
3.4.1.2. Modelo de Cowper-Symonds modificado.....	51
3.4.1.3. Modelo de Johnson-Cook.....	51
3.4.1.4. Modelo de Johnson-Cook modificado.....	53



3.4.2. Modelos que tienen en cuenta el efecto de las cargas cíclicas.	54
3.4.2.1. Componente isotrópica. Estimación de parámetros....	54
3.4.2.2. Componente cinemática. Estimación de parámetros ..	57
<b>4. PROCESO DE SHOT PEENING ESTÁNDAR: DISEÑO Y CARACTERIZACIÓN .....</b>	<b>61</b>
4.1. Proceso de shot peening estándar .....	61
4.2. Tamaño y forma de los proyectiles.....	67
4.3. Velocidad de impacto .....	69
4.4. Diámetro de la huellas .....	71
4.5. Rugosidad superficial .....	71
4.6. Tensiones residuales .....	74
<b>5. SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL PROCESO DE SHOT PEENING</b>	<b>79</b>
5.1. Modelo axisimétrico .....	81
5.1.1. Relación entre velocidad de impacto y diámetro de huella .....	82
5.2. Modelo tridimensional.....	84
5.3. Validación del modelo.....	88
5.3.1. Efecto del tipo de material.....	91
5.3.2. Efecto de la velocidad de impacto.....	92
5.3.3. Efecto del grado de cobertura del tratamiento.....	93
5.3.4. Efecto del tamaño de proyectil utilizado .....	98
<b>6. CARACTERIZACIÓN A FATIGA DE LOS MATERIALES .....</b>	<b>103</b>
6.1. Procedimiento experimental .....	103
6.2. Resultados: Curvas S-N.....	106
6.3. Discusión de resultados: Efecto de las tensiones residuales y de la rugosidad superficial.....	107
<b>7. CONCLUSIONES.....</b>	<b>117</b>
<b>8. BIBLIOGRAFÍA.....</b>	<b>121</b>

**SIMBOLOGÍA  
Y  
ABREVIATURAS**



## Simbología

$a$	Primer parámetro de la ecuación de la curva de saturación de un proceso de shot peening
$A$	Placa Almen tipo $A$
$A$	Parámetro de la ley de endurecimiento de Hollomon
$A$	Parámetro de forma de la distribución de Weibull en el modelo de Castillo
$A$	Parámetro de la ley de Walker
$A$	Alargamiento a rotura
$A$	Área de la huella creada por un impacto
$A$	Sección de las barras en un dispositivo de barra Hopkinson
$A_0$	Sección de la probeta en un dispositivo de barra Hopkinson
$b$	Segundo parámetro de la ecuación de la curva de saturación de un proceso de shot peening
$B$	Valor umbral o número de ciclos límite en el modelo de Castillo
$B$	Parámetro de la ley de endurecimiento de Hollomon
$c$	Tercer parámetro de la ecuación de la curva de saturación de un proceso de shot peening
$c$	Velocidad de propagación de las ondas elásticas
$C$	Límite de fatiga para una vida infinita en el modelo de Castillo
$C$	Cobertura de un proceso de shot peening
$C$	Placa Almen tipo $C$
$C_n$	Fracción de superficie cubierta por $n$ impactos
$C_1$	Parámetro del modelo de JC modificado
$C_2$	Parámetro del modelo de JC modificado
$C_{\text{rugosidad}}$	Factor modificador del límite de fatiga debido a la rugosidad
$C_{\text{tensiones}}$	Factor modificador del límite de fatiga debido a las tensiones residuales
$d$	Cuarto parámetro de la ecuación de la curva de saturación de un proceso de shot peening
$D$	Parámetro del material en el modelo de Cowper-Symonds
$D$	Parámetro de escala en el modelo de Castillo
$E$	Energía cinética
$E$	Parámetro que fija la posición de la curva límite, o de probabilidad nula, en el modelo de Castillo
$E$	Módulo elástico
$h$	Flecha generada en la placa Almen
$K$	Coefficiente de restitución
$K_t$	Factor de reducción de la vida a fatiga debido a la rugosidad

$l_0$	Longitud inicial de la probeta en un ensayo de barra Hopkinson
$m$	Masa del proyectil
$n$	Constante de Hollomon
$n$	Múltiplo entero de la longitud de onda
$n$	Número de impactos
$N$	Vida a fatiga, número de ciclos de carga antes de que se desencadene el fallo
$N$	Placa Almen tipo $N$
$p$	Parámetro del material en el modelo de Cowper-Symonds
$P_n$	Probabilidad de que un lugar haya sido cubierto por sólo $n$ impactos
$r$	Radio de la huella creada por un impacto
$R$	Ratio de flujo másico de proyectiles
$R$	Relación de tensiones
$R_a$	Media aritmética de las desviaciones del perfil de rugosidad
$R_t$	Máxima altura del perfil de rugosidad
$R_z$	Altura de diez puntos irregulares del perfil de rugosidad
$t$	Tiempo de exposición al chorro de proyectiles en un tratamiento de shot peening
$T_H$	Temperatura en el modelo de Johnson-Cook
$TR^{SP}$	Tensiones residuales inducidas por el shot peening
$v$	Velocidad de impacto
$Z$	Estricción

## Símbolos griegos

$\beta$	Parámetro de forma de la distribución de Weibull de 3 parámetros
$\varepsilon_T$	Deformación de la onda transmitida en un ensayo de barra Hopkinson
$\dot{\varepsilon}$	Velocidad de deformación
$\varepsilon_R$	Deformación de la onda reflejada en un ensayo de barra Hopkinson
$\varepsilon_p$	Deformación plástica
$\dot{\varepsilon}^p$	Velocidad de deformación plástica equivalente
$\dot{\varepsilon}_0^p$	Velocidad de deformación plástica equivalente de referencia JC
$\delta$	Parámetro de escala de la distribución de Weibull de 3 parámetros
$\Delta\sigma$	Amplitud de tensiones
$\Delta\sigma^0$	Amplitud de tensiones para la cual la tensión media es nula
$\Delta\sigma_f^0$	Límite de fatiga una vez corregido el efecto de la tensión media
$\Delta\sigma_{SP}$	Límite de fatiga tras el tratamiento de shot peening
$\theta$	Ángulo de impacto
$\lambda$	Parámetro de localización de la distribución de Weibull de 3 parámetros
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\rho$	Radio medio en el fondo de los valles del perfil de rugosidad
$\sigma$	Tensión ingenieril de la probeta en un ensayo de barra Hopkinson
$\sigma_{0.2}$	Límite elástico para una deformación plástica del 0.2%
$\sigma_u$	Resistencia mecánica
$\sigma_{0.1}$	Límite elástico para una deformación plástica del 0.1%
$\sigma_0'$	Tensión de fluencia a una determinada velocidad de deformación
$\sigma_0$	Tensión de fluencia en un ensayo estático
$\sigma_{ref}$	Tensión de referencia
$\sigma_{din}^0$	Tensión en condiciones dinámicas
$\sigma_{est}^0$	Tensión en condiciones estáticas
$\sigma$	Tensión J-C
$\sigma_{max}$	Tensión máxima
$\sigma_m$	Tensión media
$\sigma_f$	Límite de fatiga para 2 millones de ciclos
$\sigma_{max}^{SP}$	Tensión máxima del material sometido a shot peening
$\sigma_{min}^{SP}$	Tensión mínima del material sometido a shot peening

## **Abreviaturas**

<i>AISI</i>	American Iron and Steel Institute (Instituto Americano para el Hierro y el Acero)
<i>ASTM</i>	American Society for Testing and Materials (Sociedad Americana para el Ensayo de Materiales)
<i>D2205c</i>	Acero inoxidable duplex 2205 laminado en caliente
<i>D2205f</i>	Acero inoxidable duplex 2205 deformado en frío
<i>HRC</i>	Dureza Rockwell
<i>HV</i>	Dureza Vickers
<i>MIL</i>	Military Specifications
<i>SAE</i>	Society of Automotive Engineers (Sociedad de Ingenieros de Automoción)

# **RESUMEN**





## **Resumen**

Los elementos estructurales están sometidos a un desarrollo constante, encaminado a obtener cada vez mejores prestaciones, en lo que se refiere no sólo a su resistencia mecánica, sino también a su comportamiento bajo la acción de cargas cíclicas. En este sentido, una manera de mejorar el comportamiento a fatiga de los materiales consiste en someterlos a procesos de shot peening. Estos tratamientos, ampliamente utilizados a nivel industrial, basan su efectividad en la generación de un campo de tensiones residuales de compresión bajo la superficie del material tratado, lo que produce una significativa mejora en su comportamiento a fatiga.

En este trabajo se ha desarrollado un modelo numérico por elementos finitos capaz de describir el efecto de un proceso de shot peening sobre dos tipos de acero inoxidable dúplex tipo AISI 2205. El comportamiento de los materiales objeto de estudio bajo cargas que simulan el proceso de shot peening, ha sido descrito mediante un modelo constitutivo isotrópico-cinemático no lineal, modelo que recoge tanto el efecto de las elevadas velocidades de deformación puestas en juego como la acción de cargas repetidas consecuencia de los múltiples impactos. El modelo numérico ha sido validado, comparando los resultados obtenidos con los correspondientes a un proceso de shot peening standard, cuyos efectos sobre el material objeto de estudio (perfil de tensiones residuales y variación de la rugosidad superficial) han sido obtenidos experimentalmente. Tras su validación, el modelo fue utilizado para analizar el efecto individual de alguno de los factores implicados en el proceso: Diámetro de los proyectiles, velocidad de impacto, tipo de material y cobertura. Los resultados revelan que, para un mismo material, la velocidad de impacto y el diámetro de los proyectiles son los factores más influyentes en el perfil de tensiones residuales generado. Por último, se evaluó el efecto del shot-peening sobre el comportamiento a fatiga de los materiales a través de la determinación experimental de las curvas S-N antes y después del tratamiento. Los resultados obtenidos indican la gran influencia que la variación del acabado superficial producida por el bombardeo, ejerce sobre la respuesta a fatiga de los materiales, influencia que en el caso de los materiales objeto de estudio se ha modelizado empíricamente a través de la variación experimentada por la rugosidad del material antes y después del proceso de shot-peening.



**CAPÍTULO 1**  
**INTRODUCCIÓN**



# 1. INTRODUCCIÓN

## 1.1. Antecedentes

El trabajo que ahora se presenta se enmarca dentro de una línea de investigación liderada por la Universidad de Oviedo y que comenzó con el proyecto de investigación titulado “*Desarrollo de barras corrugadas de acero inoxidable dúplex aleado con nitrógeno para su uso en construcción civil*”, financiado por el Plan Nacional de Investigación y realizado en colaboración con una empresa del grupo Acerinox, interesada en conocer detalladamente el comportamiento mecánico de barras corrugadas de acero inoxidable dúplex frente al exhibido por armaduras de acero convencional así como de otros aceros inoxidables más implantados en el mundo de la construcción [1-3].

El proyecto, con un carácter fuertemente experimental, demostró que mientras las armaduras de acero inoxidable dúplex mostraban unas propiedades mecánicas muy superiores al resto, junto con una excelente tenacidad, su comportamiento a fatiga era claramente inferior [4,5]. Este comportamiento podía ser achacado a diferentes factores, como la geometría y acabado superficial de las barras, la tensión media utilizada en los ensayos de fatiga o la existencia de posibles tensiones residuales [6].

Con el objetivo de aclarar todos estos puntos se afrontó otro proyecto de investigación, esta vez financiado por el Plan Regional de Investigación, titulado “*Influencia de la tensión media, de los defectos de fabricación y del nivel de tensiones residuales en el comportamiento a fatiga de barras corrugadas de acero inoxidable dúplex*”. En él se consiguió evaluar el efecto tanto de la tensión media como de la geometría y acabado superficial de las barras, proponiéndose relaciones empíricas contrastadas para tener en cuenta dichos efectos [7,8]. Sin embargo, no ocurrió lo mismo a la hora de evaluar el efecto de las tensiones residuales, cuya medida resultó extremadamente complicada, debido tanto a la compleja geometría de las barras corrugadas como al carácter bifásico del material [7]. Además, al no ser posible someter a estos materiales a un tratamiento térmico de relajación de tensiones, pues éste provocaría la precipitación de fases no deseadas [9], se optó por someter a las barras corrugadas a un proceso de shot peening. El proceso de shot peening, que se describirá con detalle en el *Capítulo 2*, consiste en llevar a cabo un bombardeo de la superficie del material mediante esferas de pequeño diámetro

proyectadas a alta velocidad. Los sucesivos impactos producen una deformación plástica muy severa en una pequeña franja del material cercana a la superficie, generando un campo de tensiones residuales de compresión bajo la superficie sometida al tratamiento. Puesto que el proceso de fatiga se inicia normalmente en la superficie de los materiales, el hecho de que dicha zona esté sometida a tensiones de compresión hace que la vida a fatiga del material tratado aumente considerablemente [10-13]. En aquel caso, el tratamiento de shot peening realizado (que en adelante se denominará *shot peening industrial*) fue llevado a cabo en las instalaciones del fabricante de los corrugados utilizando una granalladora industrial, habitualmente utilizada para labores de limpieza y descascarillado de los productos terminados. Se realizó el mismo tratamiento sobre dos tipos de corrugado, que aunque presentaban una geometría muy similar, mostraban un comportamiento mecánico muy diferente [4]. Esto era debido a que uno de ellos había sido fabricado mediante un proceso de laminación en caliente, mientras que el otro se obtuvo mediante un proceso de extrusión en frío. Los resultados obtenidos mostraron que, si bien el límite de fatiga de las barras corrugadas en caliente aumentaba un 50%, el correspondiente a las barras corrugadas en frío, a pesar de tener unas propiedades mecánicas muy superiores, apenas mejoraba en un 15%. Estos resultados pusieron de manifiesto que, mientras el proceso de shot peening industrial resultó ser altamente efectivo para las barras corrugadas en caliente, no ocurría lo mismo con las barras deformadas en frío [8], lo que pareció indicar que hacía falta un estudio más detallado sobre los distintos parámetros que afectan al tratamiento de shot peening, con el fin de optimizar el tratamiento. Es en ese momento cuando surge la necesidad de realizar las tareas recogidas en el trabajo que ahora se presenta, tareas encaminadas a profundizar en el conocimiento de los procesos de shot peening, y su aplicación a la mejora de la vida a fatiga de elementos estructurales.

La oportunidad llegó con la concesión del proyecto de investigación “*Mejora del comportamiento a fatiga de barras de refuerzo de acero inoxidable dúplex mediante el uso y optimización de procesos de shot peening*”, financiado de nuevo por el Plan Nacional de Investigación y con la que el grupo de investigación se introdujo de lleno en el apasionante mundo del shot peening. En este proyecto además de la puesta a punto de la compleja metodología experimental que envuelve este proceso, con la compra y puesta en marcha de una máquina de tratamiento a nivel de laboratorio, se afrontó su análisis numérico por elementos finitos.

La complejidad del análisis numérico abordado es indudable desde todos los puntos de vista: problema dinámico, múltiples impactos, gran coste computacional, etc., pero tras una minuciosa revisión bibliográfica [14-36], el punto clave resulta ser el modelo del material a tratar.

Por una parte tenemos un material sometido a la acción de proyectiles que impactan sobre su superficie a velocidades que dependiendo del proceso, están entre 20m/s y 100 m/s, por lo que parece obvio que el modelo constitutivo a utilizar debe tener en cuenta el efecto de la velocidad de deformación, modelos que se describen mediante leyes de endurecimiento isotrópico [37]. Téngase en cuenta sin embargo, que estos modelos sólo son válidos si la carga es monotónica o, en caso de carga cíclica, no existe efecto Bauschinger [38]. Como el proceso de shot peening implica acciones repetidas, deberemos evaluar la respuesta cíclica del material. En caso de que no exhiba efecto Bauschinger el modelo isotrópico deducido anteriormente podría ser correcto, en el caso de no ser así debería utilizarse un modelo de endurecimiento cinemático [39].

Puesta de manifiesto la importancia de una correcta caracterización mecánica del material a tratar, ninguno de los trabajos de investigación sobre modelización del proceso de shot peening realizados hasta el momento afronta el problema en toda su envergadura, utilizando la mayoría de ellos modelos de endurecimiento isotrópico, que no tienen en cuenta el comportamiento cíclico [18,19,21,22,26,36,38], mientras que otros utilizan únicamente modelos cinemáticos que no tienen en cuenta el efecto de la velocidad de deformación [24,29,34].

En base a todo lo expuesto, en este trabajo se aborda la importancia que tiene el modelo de comportamiento mecánico utilizado en la modelización del material a tratar sobre los resultados obtenidos tras modelización numérica del proceso de shot peening. Una vez puesto a punto el modelo experimental se estará en condiciones de analizar los efectos de cada una de las variables de shot peening sobre la respuesta a fatiga de los materiales.

## **1.2. Objetivos**

Este trabajo profundiza en el estudio del proceso de shot peening, desarrollando metodologías de trabajo que permitan realizar tratamientos de calidad, con una alta repetitividad, y tratando de identificar los efectos producidos por el tratamiento así como los distintos factores que afectan a los resultados obtenidos. Al ser muchas las variables involucradas en el proceso, lo que aumenta notablemente la complejidad de los programas experimentales, se propone realizar una simulación numérica del proceso, mediante el método de los elementos finitos, con el fin de estudiar numéricamente el efecto de los distintos factores que afectan a un tratamiento de shot peening. La complejidad del análisis numérico abordado es indudable: Se trata de un problema dinámico, en el que se producen múltiples impactos, y se requieren



grandes tiempos de computación. El modelo numérico se validará mediante la medición experimental de tensiones residuales, utilizando la técnica de difracción de rayos X. Una minuciosa revisión bibliográfica reveló que sólo se puede obtener un modelo numérico fiable si se lleva a cabo una completa caracterización del material que va a ser sometido a shot peening. Además, ninguno de los trabajos de investigación sobre modelización del proceso de shot peening realizados hasta el momento afronta el problema en toda su envergadura. En este sentido, este trabajo contribuirá a ampliar el estado del conocimiento sobre la respuesta mecánica de los aceros inoxidables dúplex, cada vez más utilizados en aplicaciones estructurales. Por último, y como principal aplicación de los tratamientos de shot peening, se estudiará el efecto de dicho tratamiento sobre el comportamiento a fatiga del acero inoxidable dúplex objeto de estudio, obteniendo las correspondientes curvas S-N bajo distintas condiciones de acabado superficial.

En base a todo ello, los principales objetivos que se persiguen con este trabajo son:

- 1.- Proponer el modelo constitutivo que mejor recoja el comportamiento mecánico del material objeto de estudio tanto bajo los efectos de cargas cíclicas como de elevadas velocidades de deformación.
- 3.- Diseñar un modelo numérico por elementos finitos que permita reproducir fielmente el proceso de shot peening.
- 4.- Analizar los efectos de las distintas variables del proceso tanto sobre el perfil de tensiones residuales generado como sobre la rugosidad superficial del material tratado.
- 5.- Evaluar el efecto del tratamiento shot peening sobre el comportamiento a fatiga a alto número de ciclos del acero inoxidable dúplex AISI 2205, con el fin discernir la contribución individual de los dos factores que modifica el proceso: El perfil de tensiones residuales y el acabado superficial.
- 6.- Diseñar métodos teórico-experimentales de trabajo que permitan llevar a cabo tratamientos de shot peening de alta calidad, asegurando la fiabilidad y repetitividad de los resultados.

### 1.3. Estructuración del trabajo

Una vez expuestos en este *Capítulo 1* los antecedentes y los principales objetivos que se persiguen, a continuación se describe brevemente la estructura de este trabajo:

El *Capítulo 2: Estado actual del conocimiento*, comienza planteando el problema de la fatiga en los elementos estructurales, los factores que le influyen y los métodos que contribuyen a mejorar la respuesta de los materiales bajo carga cíclica, presentando el shot peening como un tratamiento altamente efectivo en dicha mejora. A continuación, se lleva a cabo una amplia revisión bibliográfica cuyo tema central es el proceso de shot peening. En una primera parte, se plantea una visión general del tratamiento, para posteriormente analizar sus efectos así como los factores más influyentes en los resultados, mientras que en una segunda parte, se revisa la evolución que ha habido en los últimos años en cuanto a la simulación numérica del proceso de shot peening mediante el método de los elementos finitos.

En el *Capítulo 3: Materiales utilizados*, se describen con detalle los materiales que se han empleado en la parte experimental del trabajo, así como la metodología seguida para su caracterización, proponiéndose los modelos constitutivos más adecuados al tipo de sollicitación evaluada. Finalmente, se propone el modelo a utilizar en la posterior caracterización numérica del proceso.

En el *Capítulo 4: Proceso de shot peening estándar: Diseño y caracterización*, se muestra la metodología según la cual se eligió y realizó el que denominaremos “proceso de shot peening estándar” en los laboratorios de la Escuela Politécnica de Ingeniería de Gijón. El programa experimental fue diseñado de modo que nos permitiese evaluar y validar de forma eficiente el modelo de simulación numérica propuesto.

El *Capítulo 5: Simulación numérica del proceso de shot peening*, se detallan los modelos de elementos finitos que se han diseñado para simular el tratamiento de shot peening. La completa caracterización experimental de todos los parámetros que influyen en el proceso de shot peening estándar, realizada en el capítulo anterior, se utilizará para validar el modelo numérico propuesto.

En el *Capítulo 6: Caracterización a fatiga de los materiales*, se obtienen experimentalmente las curvas S-N de los materiales analizados bajo distintas condiciones de acabado superficial, antes y después de ser sometido al proceso de shot peening estándar diseñado en el *Capítulo 4*. Se estudiarán los efectos de la

rugosidad y de las tensiones residuales sobre el comportamiento a fatiga del material, proponiendo unos coeficientes experimentales para tratar de aislar dichos efectos.

En el *Capítulo 7: Conclusiones*, se exponen las principales conclusiones que se derivan del trabajo realizado.

Por último, el *Capítulo 8: Bibliografía*, recoge las referencias bibliográficas que se han consultado y que han servido de referencia para llevar a cabo este trabajo.

## **CAPÍTULO 2**

# **ESTADO ACTUAL DEL CONOCIMIENTO**



## **2. ESTADO ACTUAL DEL CONOCIMIENTO**

En este capítulo se presentan brevemente las principales características de los aceros inoxidable dúplex, por ser éste el material elegido para la realización de este trabajo. A continuación, se plantea el problema de la fatiga en elementos estructurales, proponiendo el shot peening como una posible alternativa para mejorar el comportamiento a fatiga de dichos elementos. Posteriormente, se hace una revisión bibliográfica para conocer con detalle los fenómenos que tienen lugar en un tratamiento de shot peening, así como los distintos factores que influyen en el tratamiento y los efectos producidos. También se presenta una revisión de los principales trabajos llevados cabo en los últimos años en lo referente a la simulación numérica del proceso de shot peening mediante el método de los elementos finitos.

### **2.1. Aceros inoxidables dúplex**

El uso de aceros inoxidables en sustitución del acero al Carbono cobra cada día mayor relevancia en diferentes aplicaciones estructurales. Este es el caso de las grandes estructuras de hormigón armado, en las que, con el fin de obtener mayor fiabilidad y durabilidad en los diseños, en los últimos años se ha comenzado a enfocar la atención hacia las armaduras de acero inoxidable, siendo cada vez más utilizadas para el armado de grandes estructuras de hormigón sometidas a ambientes salinos, como plataformas off-shore o puentes.[1, 2, 3]. Además, estas estructuras se encuentran sometidas a lo largo de su vida a la acción de cargas cíclicas, por lo que, para asegurar una correcta vida en servicio, se debe garantizar un buen comportamiento a fatiga y, en su caso, a corrosión-fatiga. Dentro de los tipos de aceros inoxidables utilizados en la fabricación de armaduras, el más interesante es el acero dúplex de segunda generación, pues además de contar con un menor contenido en Níquel que los aceros inoxidables austeníticos (lo que abarata sensiblemente el precio del acero), muestra unas características resistentes y frente a la corrosión muy superiores a éstos [40].

## **2.2. Factores que influyen en el comportamiento a fatiga de elementos mecánicos**

La American Society for Testing Materials (ASTM) define el fenómeno de fatiga de los materiales como “el proceso de cambio estructural progresivo y permanente que tiene lugar de forma localizada en un material sujeto a unas condiciones de carga tales que se produzca una fluctuación de tensiones y deformaciones en un determinado punto o puntos que puedan dar lugar a grietas, o a la fractura completa del material tras un número suficiente de fluctuaciones”. Es decir, la fatiga consiste en un deterioro progresivo que tiene lugar a causa de la aplicación de sollicitaciones variables en el tiempo, que dan lugar a la generación de grietas y a su posterior crecimiento hasta provocar el fallo repentino del material. La nucleación y el crecimiento de estas grietas no van acompañados de deformaciones plásticas apreciables, pudiendo producirse el crecimiento de la grieta de forma muy rápida, sin tiempo para detectar el inminente fallo catastrófico. Además, los fallos por fatiga se producen aun cuando las cargas aplicadas produzcan tensiones muy inferiores a los límites de diseño estático (normalmente, el límite elástico del material).

La mayor o menor duración de cualquier elemento estructural sometido a la acción de cargas cíclicas, viene determinada por una serie de factores, entre los que cabe destacar la amplitud de tensiones, la tensión media, la resistencia mecánica del material utilizado, la geometría, el acabado superficial o el proceso de fabricación. La amplitud de tensiones aplicada es el parámetro que más influye en la vida a fatiga de cualquier elemento estructural, decreciendo ésta conforme crece aquélla. Las curvas de Wöhler, o curvas S-N, son la representación gráfica de esta relación, para las que existen diferentes expresiones analítica. Junto con la amplitud de tensiones, la tensión media es otro de los parámetros que más afecta al comportamiento a fatiga de los materiales, existiendo diversas propuestas para cuantificar la influencia de este parámetro. En general, conforme la tensión media crece, se produce una disminución en la vida a fatiga del elemento estructural. La geometría y el acabado superficial del elemento, también juegan un papel decisivo en su comportamiento a fatiga, puesto que la mayor parte de las estructuras y elementos mecánicos presentan en su superficie discontinuidades geométricas que actúan como concentradores de tensión, lo que hace que el componente esté sometido a una tensiones más elevadas en las zonas próximas a dichas discontinuidades que en el resto de las secciones, limitando su resistencia a fatiga. A través de distintas correlaciones semiempíricas, muchos investigadores han propuesto expresiones analíticas para cuantificar el efecto de los concentradores de tensión. Otro factor que debe ser tenido en cuenta a la hora de estudiar el comportamiento a fatiga de un elemento estructural, es el proceso de fabricación

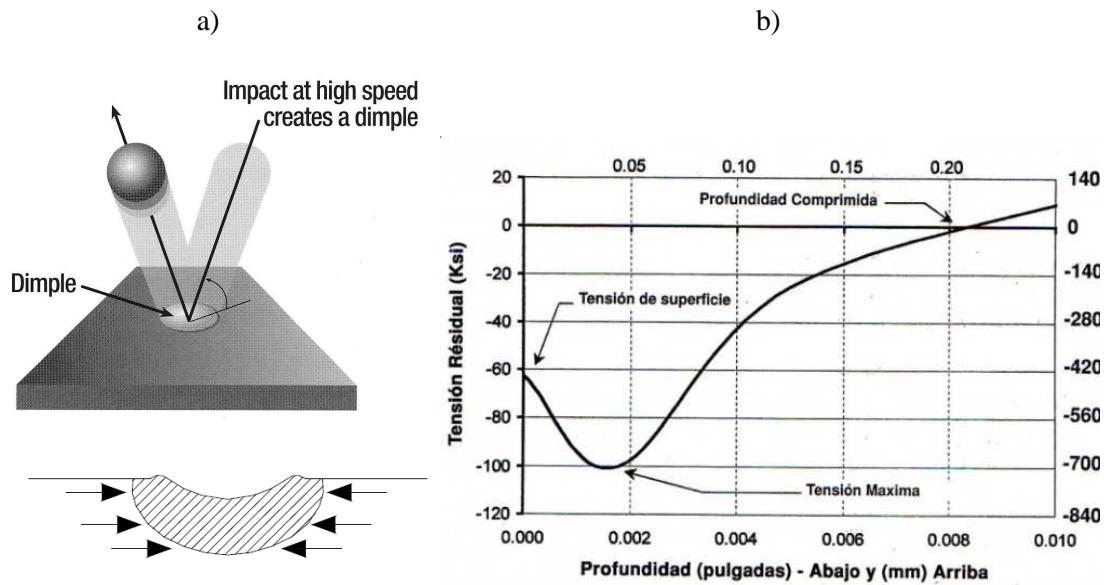
mediante el cual ha sido obtenido, pues es habitual la presencia de tensiones residuales debidas a los procesos de mecanizado, de soldeo o a los tratamientos térmicos realizados. Estas tensiones, definidas como “tensiones autoequilibrantes existentes en el interior de un cuerpo libre sobre el cual no actúan fuerzas externas de superficie” pueden llegar a condicionar positiva o negativamente la vida en servicio del elemento estructural, por lo que, en muchos casos, su cuantificación resulta imprescindible.

Las soluciones técnicas para obtener elementos estructurales que presenten un buen comportamiento a fatiga, habitualmente pasan por operaciones de re-diseño que eviten la existencia de concentradores de tensión, o la realización de tratamientos térmicos o superficiales que relajen las tensiones residuales existentes en el componente. Uno de los procesos más utilizados industrialmente con el fin de mejorar el comportamiento a fatiga de los materiales es el tratamiento superficial conocido como “shot peening”. Mediante este proceso, la deformación plástica producida por el impacto de la granalla sobre la superficie de un elemento metálico, no sólo produce tensiones residuales de compresión, beneficiosas desde el punto de vista del comportamiento a fatiga, sino que también modifica el acabado superficial. Este último efecto, si bien puede ser beneficioso en elementos que presenten un acabado superficial muy tosco (como en el caso de las armaduras de refuerzo estudiadas por Real, puede ser contraproducente en el caso de materiales que tengan un buen acabado superficial, como se demostrará en este trabajo.

### **2.3. El proceso de Shot peening**

El tratamiento superficial de shot peening es un proceso de deformación plástica en frío que se genera al bombardear la superficie del material a tratar con pequeños proyectiles, normalmente esféricos, proyectados a alta velocidad. Cada impacto genera una deformación plástica en una zona muy localizada, que al encontrarse rodeada por material sin deformar queda sometida a compresión (*Figura 2.1a*). El bombardeo de la totalidad de la superficie del material acaba provocando un perfil de tensiones residuales de compresión típico de este proceso (*Figura 2.1b*) que mejora el comportamiento a fatiga del material tratado [10-13]. El análisis del perfil de tensiones residuales permite definirlo a través de tres importantes valores: El valor de la tensión en la superficie del material, la tensión máxima generada, que normalmente se produce a una cierta profundidad y la extensión o profundidad de la capa comprimida (*Figura 2.1b*). Obviamente, cuanto mayores sean las tensiones residuales de compresión obtenidas y mayor sea la profundidad de la capa afectada por el proceso, mejor será la respuesta a la fatiga del material tratado.





**Figura 2.1** Proceso de shot peening: a) Deformación plástica producida por un impacto; b) Perfil de tensiones residuales típico del proceso completo

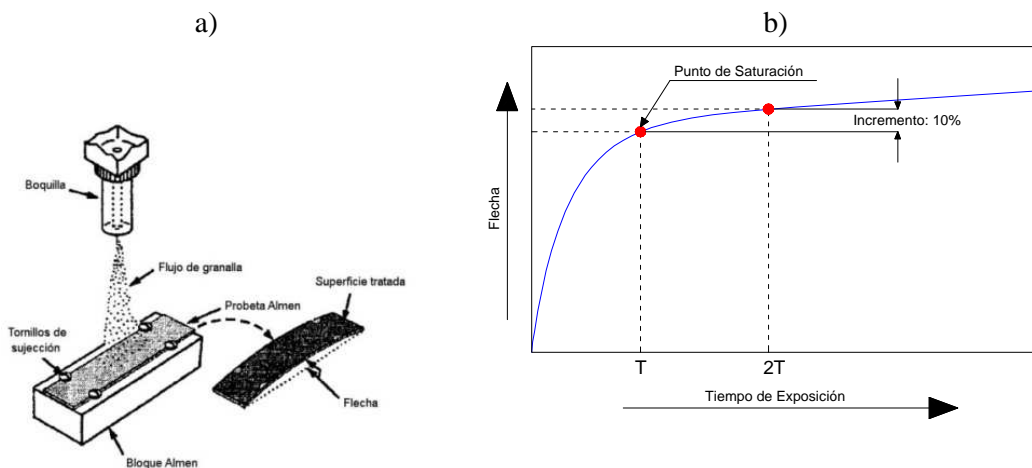
No obstante, y aunque la mayor parte de la mejora a fatiga del material tratado se debe al perfil de tensiones residuales producido por el proceso, otro factor que influirá en dicha mejora es el endurecimiento por deformación que los impactos producen en el material superficial afectado por el tratamiento, aunque este efecto suele evaluarse conjuntamente con las tensiones residuales. Por último, el proceso de shot peening también modifica el acabado superficial del material tratado, efecto que unas veces juega a favor y otras en contra del incremento de la vida fatiga [38,41,42].

### 2.3.1. Factores que influyen en un tratamiento de shot peening

El proceso de shot peening ha sido objeto de un amplio estudio experimental a lo largo de las últimas décadas [10-13,38,43-55]. Todos los autores coinciden en señalar la complejidad del proceso, debido a los múltiples factores involucrados en el mismo: velocidad de impacto, ángulo de impacto, flujo másico de proyectiles, tipo de proyectil utilizado, grado de cobertura (porcentaje de material que ha sufrido al menos un impacto), y, por supuesto, las características del propio material a tratar.

La dificultad de medida de algunos de estos factores, ha hecho que la definición y el control del proceso se realice fijando los denominados parámetros de “control”: Intensidad Almen, tipo de proyectil (material y diámetro) y grado de cobertura.

La intensidad Almen es una medida indirecta de la energía del chorro de proyectiles, que se obtiene a través del análisis de la deformación (flecha) que el chorro genera en unas láminas de acero SAE 1070 denominadas placas Almen [56,57]. Según se muestra en la *Figura 2.2a*, cuando una placa de acero (placa Almen) se sujeta firmemente a un bloque de acero (bloque Almen) y se expone a un chorro de proyectiles, ésta tiende a curvarse al ser separada del bloque. Dicha curvatura se debe a las tensiones residuales de compresión inducidas por los impactos de los proyectiles sobre la placa, que hacen que la superficie tratada adopte una curvatura convexa. El efecto producido por un tratamiento de shot peening se mide a partir de esta curvatura, que dependerá, básicamente, del tipo de proyectil utilizado, del tipo de placa Almen utilizada y de las condiciones de exposición de ésta al chorro de proyectiles.



**Figura 2.6** a) Flecha generada en una placa Almen [58]; b) Punto de saturación obtenido según la regla del 10%

Para obtener la intensidad Almen de un tratamiento de shot peening, hay que exponer al chorro de proyectiles un mínimo de cuatro placas, sometiénolas a tiempos de exposición sucesivamente mayores. Representando gráficamente la flecha de las placas frente al tiempo de exposición, se obtiene una curva de ajuste denominada “curva de saturación” (*Figura 2.2.b*). Sobre dicha curva se obtiene el “punto de saturación”, definido por SAE (*Society of Automotive Engineers*) en 1993 como el primer punto de la curva tal que, al duplicar el tiempo de exposición, la flecha de la placa Almen aumenta un 10%. La abscisa de dicho punto es el tiempo de saturación, mientras que la ordenada es la intensidad Almen del tratamiento de shot peening. Una vez obtenido el valor de la intensidad Almen, en la designación estándar de la intensidad de un tratamiento de shot peening, es necesario especificar el tipo de placa Almen que se ha utilizado, así como la unidad de medida utilizada para la medición de las flechas generadas.

Por su parte, el tipo de proyectil utilizado en el tratamiento de shot peening es decisivo a la hora de obtener procesos de alta calidad. Para hacer tratamientos de shot peening se pueden utilizar distintos tipos de proyectiles, en función de su composición y su proceso de fabricación: de acero fundido, de alambre recortado, esferas de vidrio o esferas de material cerámico [59-61]. Los proyectiles de acero fundido obtenidos por atomización son los más utilizados, aunque cada vez es más frecuente el uso de los provenientes de alambre de acero recortado [62]. Estos trozos de alambre recortado son válidos para realizar tratamientos de granallado convencional, pero si se quiere hacer un tratamiento de shot peening será necesario acondicionar los recortes de alambre, redondeándolos hasta obtener formas esféricas. Conviene destacar que a pesar de que probablemente el tipo de proyectil sea el parámetro que más influye en los resultados, es bastante habitual que no se le dé la importancia que merece y de no llevarse a cabo un adecuado programa de monitorización y control de este parámetro, los resultados del tratamiento podrían no ser serán los deseados [63].

Desde un punto de vista estadístico, se puede considerar que la llegada de los proyectiles a la superficie de la pieza a tratar sigue una distribución de Poisson [63]. Para ello es necesario asumir que todos los proyectiles tienen igual tamaño y que llegan a la superficie de manera independiente y aleatoria, pero uniforme en periodos de tiempo grandes. Llevando a cabo un estricto control de la forma y tamaño de la granalla, así como del propio flujo de granalla, estos supuestos son fácilmente asumibles. Además, habría que considerar una superficie infinita, lo que también es fácilmente asumible en el caso de tratamientos de shot peening, pues el tamaño de cada huella individual es muy pequeño en comparación con la superficie tratada. Bajo los supuestos indicados, la cobertura de un tratamiento de shot peening se define como el porcentaje de superficie expuesta al tratamiento que ha sido impactada por los proyectiles al menos una vez. Matemáticamente la evolución de la cobertura (en porcentaje) en un tratamiento de shot peening se puede ajustar a la siguiente expresión, conocida como *ecuación de Avrami*:

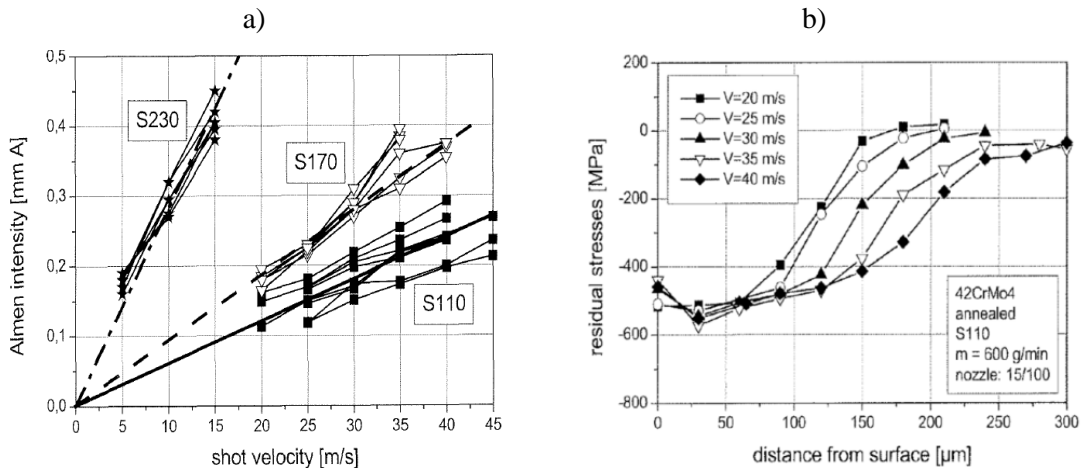
$$C = 100(1 - e^{-ARt}) \quad (2.1)$$

siendo  $C$  la cobertura,  $t$  el tiempo de exposición,  $A$  el área de cada huella creada,  $R$  el ratio de flujo y  $t$  el tiempo de exposición.

En las primeras etapas, al haber muy pocos impactos, no hay solapamiento entre ellos, por lo que el crecimiento de la cobertura es lineal con el tiempo. Pero a medida que la superficie va estando cubierta, aumenta la probabilidad de que haya

impactos solapados, lo que hace que el ritmo de crecimiento de la cobertura disminuya. La aproximación al 100% de cobertura es exponencial, siendo teóricamente imposible alcanzarla [64], por lo que, matemáticamente, se considera que la cobertura es total cuando se alcanza un 98%. En la práctica, se considera que se alcanza la cobertura total cuando los proyectiles producen suficientes huellas como para eliminar la textura superficial inicial [65]. En ocasiones se hace referencia a niveles de cobertura superiores al 100%. Lo que realmente se quiere indicar con esta notación es que el elemento se somete a un tiempo de exposición igual a 2, 3 o más veces el tiempo necesario para tener una cobertura total.

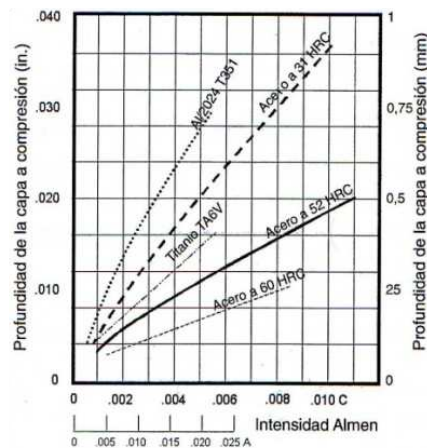
Llegados a este punto conviene señalar que aunque industrialmente un proceso de shot peening se continúe definiendo mediante los tres parámetros anteriormente descritos, la comunidad científica insiste en señalar que una correcta descripción del proceso involucra a muchos otros factores no contemplados que deberían ser tenidos en cuenta. Así, los trabajos de Zinn y Scholtes [66] sobre la relación entre la velocidad de impacto y la intensidad Almen (*Figura 2.3a*), muestran que para un mismo tipo de proyectil es posible obtener la misma intensidad Almen con distintas velocidades de impacto. A su vez, estos mismos autores obtienen que, aunque en general, la velocidad de impacto prácticamente no tiene influencia en el valor de la tensión máxima de compresión alcanzada (*Figura 2.3b*) sí que influye en la profundidad de la capa afectada por el campo de tensiones residuales de compresión, que aumenta conforme lo hace la velocidad de impacto.



**Figura 2.3** Efecto de la velocidad de impacto sobre la intensidad Almen (a) y sobre el perfil de tensiones residuales generado (b) [67]

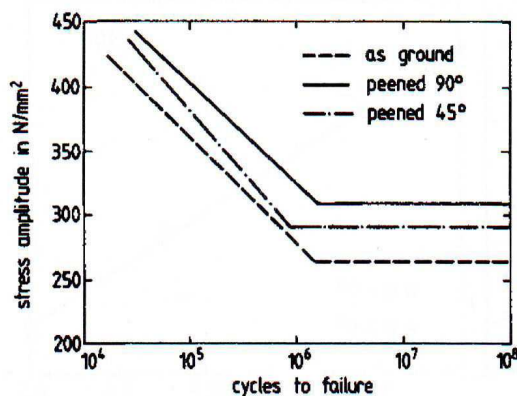
De este modo, y aunque actualmente se siga utilizando la intensidad Almen para definir un tratamiento de shot peening, se puede considerar que este parámetro no está directamente relacionado con el perfil de tensiones residuales generado, que

dependerá más de otros factores como la velocidad de impacto o el tipo de material que se esté tratando [67, 68] como se muestra en la *Figura 2.4*.



**Figura 2.4** Profundidad de la capa comprimida en función de la dureza del material [69]

Otro de los parámetros que se debe tener en cuenta es el ángulo de impacto. El trabajo experimental llevado a cabo por Ebenau [55] mostró la relación entre las curvas de resistencia a la fatiga (curvas S-N) y el ángulo de impacto en probetas de acero sometidas a shot peening con ángulos de incidencia de 45° y 90°. Los resultados obtenidos se representan en la *Figura 2.5*, donde se puede apreciar que, como era de esperar, el mejor comportamiento a fatiga se consigue cuando los impactos son perpendiculares a la superficie tratada.



**Figura 2.5** Influencia del ángulo de impacto sobre el comportamiento a fatiga [55]

## 2.4. Simulación numérica del proceso de shot peening

Como ha quedado expuesto en el apartado anterior, los factores involucrados en el proceso de shot peening son tan numerosos y la medida de su influencia individual

puede llegar a ser tan compleja, que hacen inabordable la realización de su análisis por vía exclusivamente experimental. Por esta razón, como en muchos otros casos, cada vez está adquiriendo mayor importancia la modelización del proceso mediante simulaciones numéricas basadas en el método de los elementos finitos (MEF). Además, la aparición en los últimos años de potentes códigos comerciales de elementos finitos, como ABAQUS, ANSYS o NASTRAN, han contribuido notablemente a atraer la atención de gran cantidad de investigadores hacia la simulación numérica del proceso de shot peening [14-34].

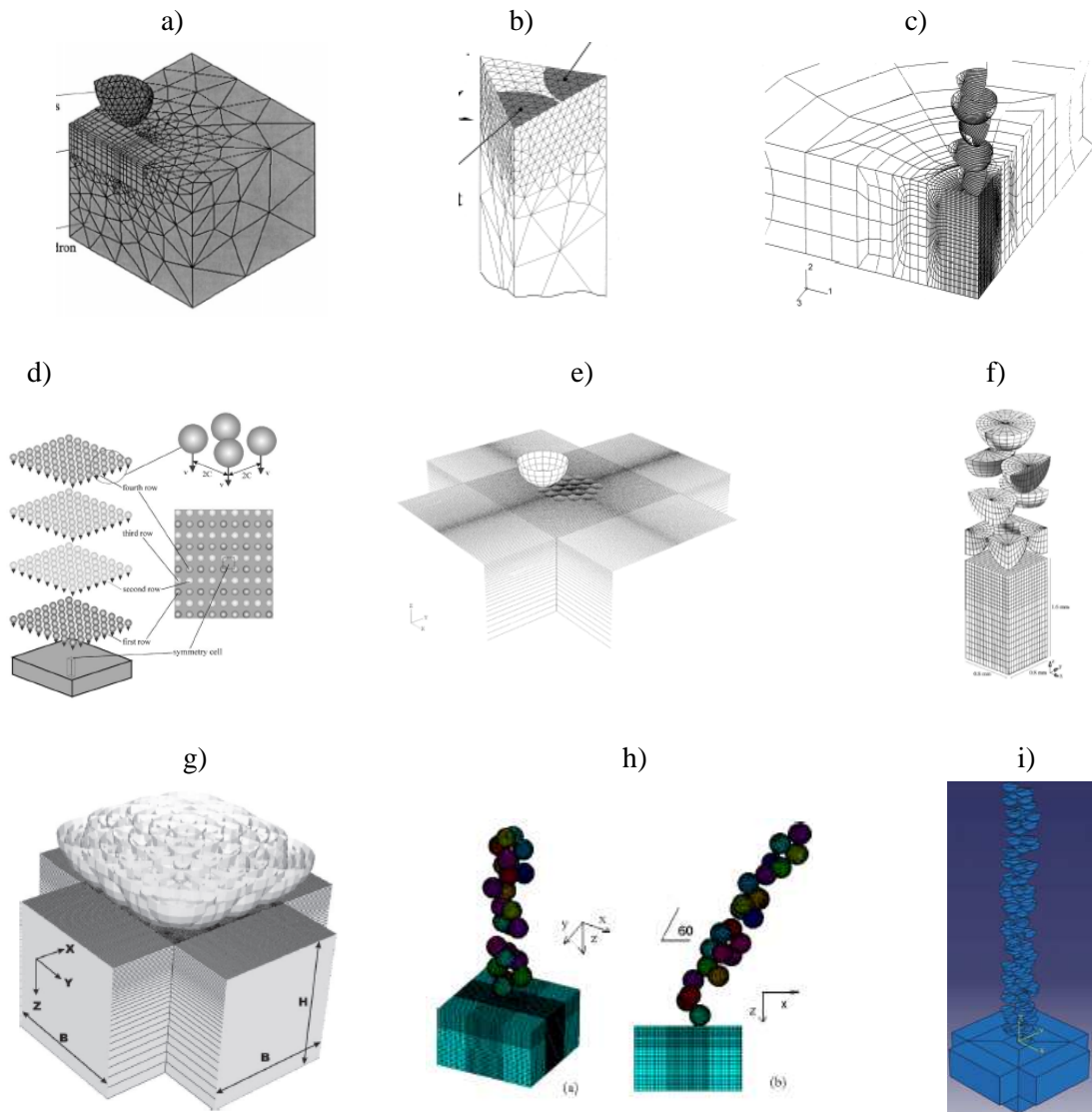
Los avances en la simulación numérica del proceso tuvieron lugar de forma paulatina a través del planteamiento, análisis y mejora de problemas relacionados con partes muy concretas del proceso completo. Así, inicialmente, el mayor problema a resolver consistió en el establecimiento del modelo matemático que mejor describiera el proceso, modelo que evolucionó desde sencillos modelos axisimétricos bidimensionales, que simulaban una compresión estática de una esfera sobre una probeta de material metálico, hasta los más recientes, que recogen complejos modelos tridimensionales, los cuales, mediante análisis dinámicos, estudian el efecto de múltiples impactos aleatorios sobre materiales que tienen en cuenta el efecto de la velocidad de deformación o el efecto de las cargas cíclicas. En la *Figura 2.6* se recoge la evolución de los modelos.

Aunque hubo algunos intentos anteriores [14-17], el trabajo de Meguid et al., presentado en 1999 [18] supone la primera aproximación importante a la simulación numérica del proceso de shot peening (*Figura 2.6a*). Los autores proponen un modelo tridimensional en el que una única bola rígida impacta perpendicularmente contra la superficie de una probeta de acero. En el trabajo se analiza también el efecto del impacto de dos proyectiles separados una distancia conocida. El modelo aplica simetrías geométricas e introduce elementos de contacto junto con un coeficiente de fricción para representar el contacto físico entre los proyectiles y el material impactado. El comportamiento del material impactado se describe mediante un modelo isotrópico lineal, que no tenía en cuenta ni el efecto de la velocidad de deformación y el de los sucesivos impactos, del tipo:

$$\sigma = A + B\bar{\epsilon}^{pl} \quad (2.2)$$

donde  $A$  y  $B$  representan, respectivamente, el límite elástico y el coeficiente de endurecimiento del material. No obstante, en trabajos posteriores [75,76], los autores concluyen que tanto las tensiones residuales como la profundidad de la capa afectada podrían estar ampliamente influenciadas por la velocidad de impacto y la

distancia entre dos impactos consecutivos, mientras que no se verían muy afectadas por el coeficiente de endurecimiento del material.



**Figura 2.6** Evolución de los modelos numéricos de shot peening

A un resultado similar llegan Schiefner et al. en un trabajo publicado en 1999 [22], en el que tratan de diseñar un modelo de elementos finitos para predecir el perfil de tensiones residuales dependiendo de la velocidad de impacto, el diámetro del proyectil y los parámetros del material. Por primera vez, los autores comparan los perfiles de tensiones residuales obtenidos numéricamente con resultados experimentales obtenidos por difracción de rayos X. Aunque también utilizan un modelo 2D, estos autores presentan como más adecuado un modelo 3D con un triángulo equilátero como superficie de impacto y tres superficies simétricas, como se muestra en la *Figura 2.6b*. Como simplificación, los autores plantean un

problema cuasi-estático. Sus resultados demostraron que la influencia de los impactos adyacentes debe ser tenida en cuenta. Otra conclusión importante que se desprende del trabajo, es la necesidad de utilizar leyes de material que incluyan el efecto de la velocidad de deformación.

También en 1999, Al Hassani et al. [21], utilizan un modelo tridimensional mediante el cual, aplicando simetrías, se estudia el efecto producido por cinco impactos sucesivos aplicados sobre el mismo punto de una probeta de acero (*Figura 2.6c*). En este trabajo se considera también el efecto de que el ángulo de impacto entre el proyectil y el material tratado sea inferior a 90°. En la definición del material se considera un endurecimiento isotrópico lineal, pero además se tiene en cuenta el efecto de la velocidad de deformación, utilizando el modelo de Cowper-Symonds [70], que estima la relación entre la tensión de fluencia a una determinada velocidad de deformación,  $\sigma_{din}^0$ , y la correspondiente a un ensayo estático,  $\sigma^0$ , como:

$$\frac{\sigma_{din}^0}{\sigma^0} = 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}^p}{D} \right)^{\frac{1}{p}} \quad (2.3)$$

donde  $\dot{\epsilon}^p$  es la velocidad de deformación plástica equivalente y  $D$  y  $p$  son parámetros del material. Como conclusión más destacable del trabajo, los autores apuntan a la importancia de tener en cuenta el efecto de la velocidad de deformación del material tratado. Las observaciones realizadas por otros autores [71] indican que esta ecuación puede proporcionar mejores resultados si en vez de tomar como tensión de referencia del ensayo estático la tensión de fluencia,  $\sigma^0$ , se toma otra, como por ejemplo la resistencia mecánica,  $\sigma_u$ . Por esta razón una versión mucho más extendida de la ecuación de Cowper-Symonds es:

$$\frac{\sigma_{din}^0}{\sigma_{ref}^0} = 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}^p}{D} \right)^{\frac{1}{p}} \quad (2.4)$$

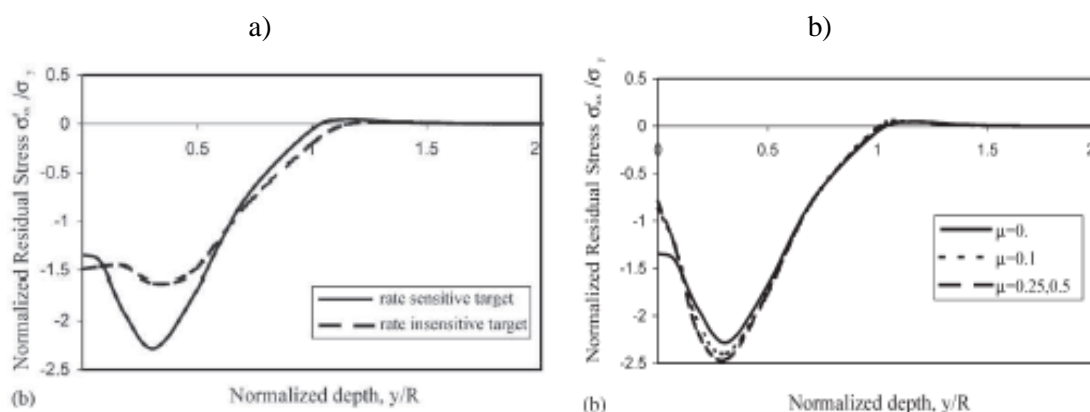
Existen otras propuestas de modificación del modelo de Cowper-Symonds [71]. Todas ellas tratan de mejorar la descripción del comportamiento del material haciendo que la relación entre las tensiones en condiciones estáticas y dinámicas varíen con la deformación. Una de las más interesantes es la propuesta por Alves [72], ya que proporciona la descripción de la curva completa a una determinada velocidad de deformación,  $\sigma_{din}^0$ , en función de la obtenida en condiciones cuasiestáticas,  $\sigma_{est}^0$ :



$$\sigma_{din}^0 = \sigma_{est}^0 + \sigma_{ref} \cdot \left( \frac{\dot{\epsilon}^{pl}}{D} \right)^{\frac{1}{p}} \quad (2.5)$$

En 2000, Guagliano [24] trata de relacionar la intensidad Almen de un proceso de shot peening con las tensiones residuales obtenidas tras el tratamiento. Para ello, diseña un modelo tridimensional con simetrías geométricas, en el que impactan 5 proyectiles esféricos, modelados como sólidos deformables, sobre una probeta de acero (*Figura 2.6c*). Para modelizar el material, el autor aplica un modelo de endurecimiento cinemático lineal que tiene en cuenta el posible efecto de la carga cíclica, pero no considera el efecto de la velocidad de deformación del material, que considera despreciables basándose en los resultados obtenidos por Al Hassani [73] que había concluido que este efecto pasaba a un segundo plano si se tenía en cuenta el calentamiento que tiene lugar debido al impacto de múltiples proyectiles. La correlación obtenida entre los resultados numéricos y experimentales resultó ser bastante buena. El autor también estudió los perfiles de tensiones residuales obtenidos tras cada impacto, observando que el primer impacto es el que produce el mayor incremento de tensión residual.

En 2002, Meguid et al. [25], con el fin de simular el efecto de múltiples impactos con un tamaño de modelo reducido, proponen un modelo 3D en el cual gran número de proyectiles, rígidos e idénticos, entran en contacto con una probeta de acero incidiendo perpendicularmente a la superficie de la misma. La ubicación de los proyectiles sigue un esquema simétrico según el cual, distintos grupos de proyectiles impactan de manera secuencial, como se representa en la *Figura 2.6 d*. Para tener en cuenta el efecto de la velocidad de deformación, los autores se apoyan en los resultados de Premack y Douglas [74], que extrapolan la curva cuasiestática de tracción para diferentes valores de velocidad de deformación. La principal conclusión del trabajo es que las grandes velocidades de deformación desarrolladas juegan un papel muy importante, influyendo de manera decisiva en el perfil de tensiones residuales generado (*Figura 2.7*). Así, el hecho de tener en cuenta el efecto de la velocidad de deformación produce un incremento en la tensión máxima de compresión superior al 32%, disminuyendo la profundidad de la zona plastificada hasta un 45% (*Figura 2.7 a*). Otra aportación interesante de este trabajo es el análisis del efecto del coeficiente de fricción sobre la superficie impactada. Así, y como puede apreciarse en la *Figura 2.13b*) el valor del coeficiente de fricción no influye mucho cuando éste varía entre 0.1 y 0.5, pero si no se considera coeficiente de fricción, los resultados obtenidos podrían no ser representativos, especialmente en la superficie del material.

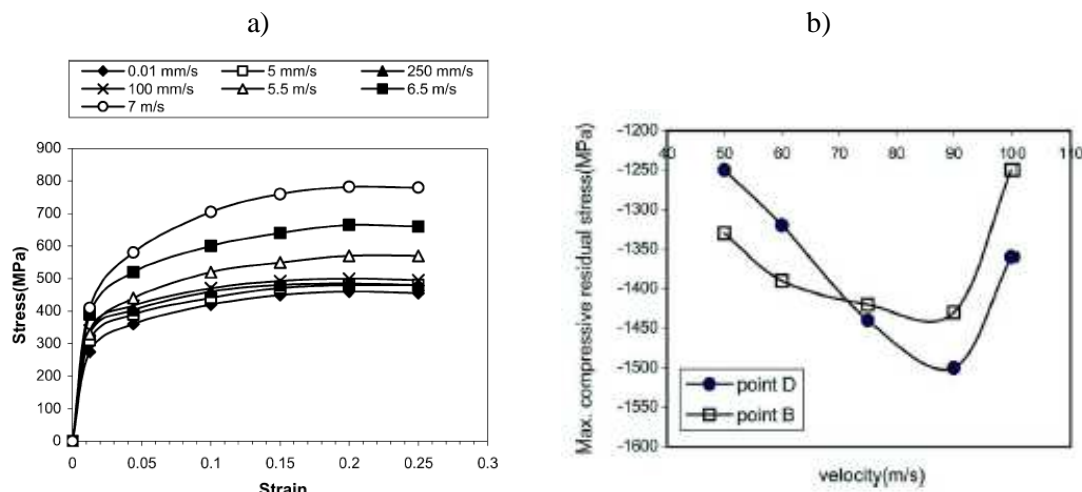


**Figura 2.7** a) Efecto de la velocidad de deformación del material [25]; b) Efecto del coeficiente de fricción utilizado [25]

Como se ha podido apreciar en todos los modelos numéricos analizados hasta el momento, el uso de simetrías permite simplificar el diseño del modelo, al modelizar sólo una parte. Esto reduce notablemente los tiempos de computación, pero implica que los proyectiles deben impactar siempre en la misma posición, uno sobre otro, o que los impactos deben producirse simultáneamente. En este sentido, el trabajo de Schwarzer et al., publicado en 2002 [26] supone un paso más en la simulación por elementos finitos del proceso de shot peening (*Figura 2.6e*). El modelo tridimensional que proponen simula el impacto de 19 bolas rígidas sobre una probeta de acero. En la caracterización del material, el modelo tiene en cuenta el efecto de la velocidad de deformación y de la temperatura. Además, la probeta se ha rodeado de elementos infinitos al objeto de eliminar el efecto de las ondas elásticas generadas tras los impactos. Aunque la colocación de las bolas no es aleatoria, los proyectiles no impactan simultáneamente, sino que lo hacen uno tras otro, lo que según los autores, tiene gran influencia en el perfil de tensiones residuales obtenido. Otra conclusión importante que se desprende del trabajo es que, si se quieren comparar los resultados numéricos con los experimentales, las tensiones residuales deben ser evaluadas en un área representativa, como ya habían sugerido Schiefner et al. [22]. Para excluir la dependencia de la dirección de medida, los autores extraen un valor medio de tensiones residuales en dos direcciones perpendiculares a la superficie de impacto. Aun así, en la comparación entre los perfiles de tensiones residuales numérico y experimental, las curvas presentaron diferencias significativas.

En 2005 Majzoobi et al. [27] utilizaron un modelo similar al propuesto por Meguid [25] para investigar los efectos de la velocidad del proyectil sobre la cobertura y el perfil de tensiones residuales generado sobre una probeta de acero. El modelo incluye múltiples impactos, pero en posiciones predefinidas de antemano, como se muestra en la *Figura 2.6 f*) Para modelizar el material, los autores consideran un modelo que tiene en cuenta el efecto de la velocidad de deformación, para lo que

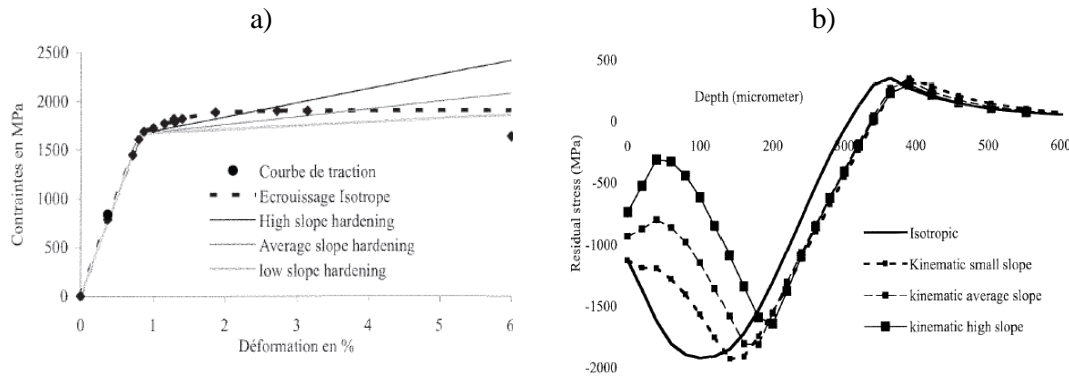
caracterizan el material mediante ensayos monotónicos a distintas velocidades de deformación (*Figura 2.8a*). La validación del modelo se lleva a cabo comparando las huellas obtenidas en el proceso real con las obtenidas de la simulación numérica. Los autores comparan el perfil de tensiones residuales obtenido numéricamente con los resultados experimentales de proporcionados por Torres [75], resultando una buena correlación. Una observación interesante es que, al aumentar la velocidad de impacto, la tensión máxima de compresión también aumenta, pero a partir de un cierto valor (en este trabajo, 90 m/s) el aumento de velocidad reduce la tensión residual máxima obtenida, como se recoge en la *Figura 2.8 b*).



**Figura 2.8** a) Modelos de material utilizados por Majzoubi [27]; b) Influencia de la velocidad de deformación [27]

A partir de este momento, los investigadores parecen prestar más atención al modelo de comportamiento del material, pues éste se revela como un factor determinante para la consecución de un modelo numérico fiable. Así, Rouhaud et al. (2005) [28] se plantean la necesidad de que el modelo de elementos finitos tenga en cuenta un posible comportamiento de endurecimiento cinemático del material, así como otros efectos de las cargas cíclicas que tienen lugar durante un proceso de shot peening, suponiendo que el modelo constitutivo del material influirá necesariamente en el perfil de tensiones residuales obtenido. El modelo de elementos finito utilizado era axisimétrico en 2D y se simulaba el impacto perpendicular de una bola elástica sobre una probeta de acero, sin considerar fricción en el contacto bola-probeta. Posteriormente, el modelo analiza el efecto de 7 bolas impactando sobre el mismo punto de la probeta, concluyendo que para investigar los procesos de shot peening, es necesario simular múltiples impactos en distintas posiciones. El análisis realizado es de tipo estático, como simplificación para evitar las vibraciones elásticas propias de los análisis dinámicos, por ser fuente de inestabilidad. En su simulación, los

autores proponen la utilización de 4 leyes de comportamiento, recogidas en la *Figura 2.9a*: Un modelo isotrópico y tres modelos cinemáticos lineales, con 3 pendientes distintas. Los perfiles de tensiones residuales obtenidos en cada caso se muestran en la *Figura 2.9b*. Como se puede observar, la elección de uno u otro modelo de comportamiento del material, puede hacer variar sensiblemente el perfil de tensiones residuales obtenido numéricamente.



**Figura 2.9** Efecto de distintos modelos de material [28]

En 2006, Meguid et al. [76] modificaron su propuesta de 2002 implementando unas celdas ligeramente diferentes. En esta ocasión prestan una mayor atención a la caracterización del material, llevada a cabo mediante la utilización de modelos isotrópicos que tienen en cuenta el efecto de la velocidad de deformación. En la descripción de este modelo se utiliza tanto la ecuación de Cowper-Symonds (*ecuación 2.3*) como la propuesta de Johnson-Cook [77].

El modelo de endurecimiento isotrópico de Johnson-Cook es sin duda el más utilizado a la hora de reflejar la influencia de la velocidad de deformación en el comportamiento de un material, sobre todo cuando la deformación plástica es elevada. La expresión que proporciona la evolución de la superficie de plastificación en dicho modelo es:

$$\sigma = \left[ A + B(\bar{\epsilon}^p)^n \right] \cdot \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\bar{\epsilon}}^p}{\dot{\bar{\epsilon}}_0^p} \right) \right] \cdot \left[ 1 - T_H^m \right] \quad (2.6)$$

donde  $\bar{\epsilon}^p$  es la deformación plástica equivalente,  $\dot{\bar{\epsilon}}^p$  es la velocidad de deformación plástica equivalente,  $\dot{\bar{\epsilon}}_0^p$  es una velocidad de deformación de referencia, y  $T_H$  es la temperatura adimensionalizada mediante la siguiente expresión:

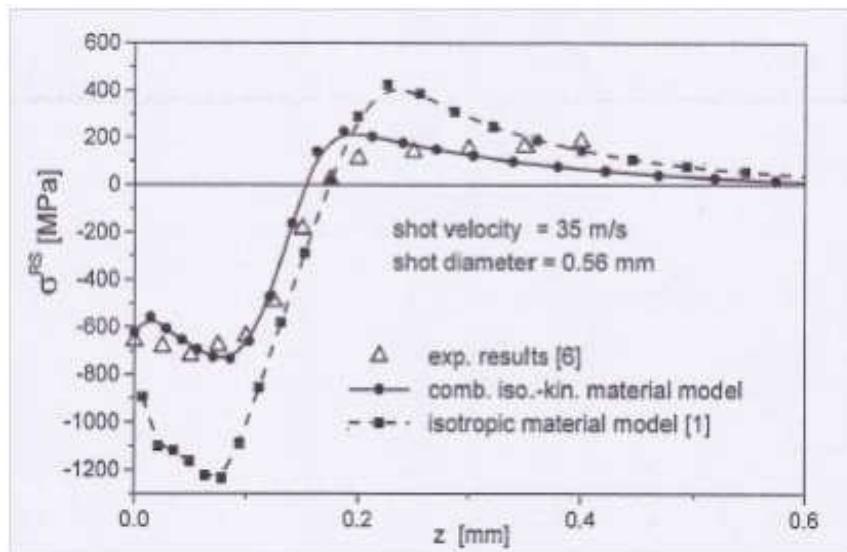
$$T_H = \frac{T - T_{ambiente}}{T_{fusión} - T_{ambiente}} \quad (2.7)$$

En la *ecuación 2.6*, las constantes que determinan el comportamiento del material son  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $n$  y  $m$ . El segundo y tercer corchete recogen los efectos de la velocidad de deformación y de la temperatura, respectivamente.

Diferentes autores [71] han propuesto modificaciones sobre el modelo original de Johnson-Cook. En particular, la modificación de Kang [78] propone una expresión cuadrática para el término que incluye el efecto de la velocidad de deformación, tratando de ofrecer una mejor descripción del comportamiento del material con la velocidad de deformación, especialmente para valores de deformación elevados:

$$\sigma = [A + B(\bar{\epsilon}^p)^n] \cdot \left[ 1 + C_1 \ln\left(\frac{\bar{\dot{\epsilon}}^p}{\dot{\epsilon}_0^p}\right) + C_2 \ln\left(\frac{\bar{\dot{\epsilon}}^p}{\dot{\epsilon}_0^p}\right)^2 \right] \cdot [1 - T_H^m] \quad (2.8)$$

Klemenz et al. [29], basándose en el modelo de Schwarzer [26], presentaron en 2006 un modelo en el que el material fue caracterizado mediante un modelo isotrópico-cinemático, con la intención de describir el efecto de endurecimiento o ablandamiento cíclico experimentado por el material. En la *Figura 2.10* se muestra el perfil de tensiones residuales obtenido por los autores, comparándolo con el resultado numérico de Schwarzer (obtenido aplicando una ley isotrópica de material) y con las medidas experimentales llevadas a cabo por Mening [79]. Como se puede apreciar, la utilización de un modelo de material combinado isotrópico-cinemático, conduce a unos mejores resultados que la aplicación de un simple modelo isotrópico. De todos modos, los autores no consideran el efecto de la velocidad de deformación. En este trabajo el autor también concluye que un modelo numérico en el cual los proyectiles se ubiquen de acuerdo a posiciones simétricas, nunca podrá representar fielmente un proceso de shot peening, caracterizado por la aleatoriedad de los impactos. Esto se debe a que los modelos que utilizan simetrías no pueden reproducir la redistribución de tensiones que tiene lugar en el material tras cada impacto, así como el hecho de que la máxima tensión de compresión siempre se produce bajo la región correspondiente al último impacto. El autor hace una contribución similar en el año 2007 [30].

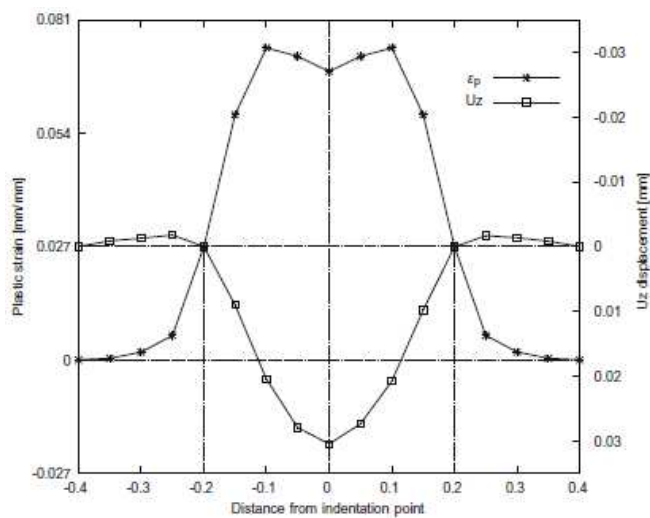


**Figura 2.10** Influencia del modelo de material utilizado [29]

En 2009 Klemenz et al. [31] proponen un modelo 3D similar al propuesto en su anterior trabajo de 2006, pero en esta ocasión simulan el impacto de 121 proyectiles, ubicados en posiciones geométricamente simétricas, sobre una probeta de acero rodeada de elementos infinitos para evitar la propagación de ondas elásticas (*Figura 2.6 g*). Utilizan un modelo de material isotrópico-cinemático, pero sin tener en cuenta el efecto de la velocidad de deformación. Los autores obtienen una buena correlación entre los perfiles de tensiones residuales numérico y experimental. Para evitar el efecto de borde en la medida numérica de las tensiones residuales, no consideran los elementos que estén ubicados a una distancia del borde inferior a dos veces el diámetro de la huella.

En 2010 Miao et al. [32] desarrollan una completa simulación dinámica, basándose en un modelo tridimensional consistente en una probeta de aluminio de 5x5x3 mm, sobre la que impactan de manera aleatoria, a una velocidad de 50 m/s, hasta 96 proyectiles esféricos, modelados como sólidos rígidos (*Figura 2.6 h*). Los impactos (perpendiculares o con un ángulo de 60°) tienen lugar en una superficie de 1.5x1.5 mm, mientras que la medida de tensiones residuales se realiza en una superficie de 1x1 mm. El coeficiente de fricción entre los proyectiles y la probeta es de 0.2. Los autores describen el comportamiento del material mediante un modelo de endurecimiento isotrópico, pero para este trabajo los autores no tienen en cuenta el efecto de la velocidad de deformación. Los proyectiles se lanzaban consecutivamente desde distintas alturas, de manera que la distancia vertical entre dos proyectiles consecutivos, elegida de forma arbitraria, era de 0.75 mm. La *Figura 2.11* recoge los perfiles de desplazamiento en Z (dirección perpendicular a la superficie tratada) así como de deformación plástica en la superficie impactada por

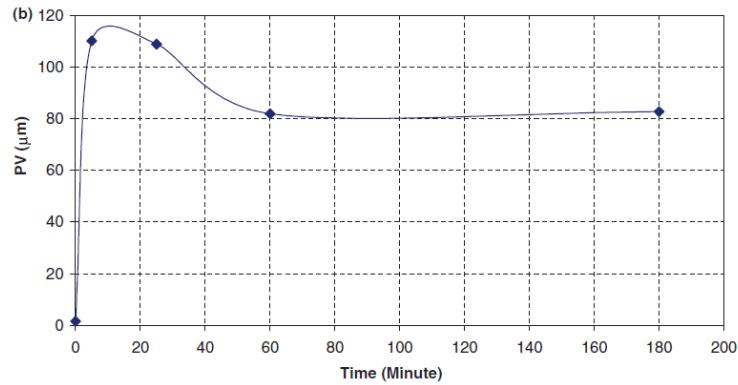
un único proyectil con un ángulo de impacto de  $90^\circ$ . Como se puede observar, en ambos extremos de la huella aparecen dos zonas elevadas (con desplazamiento en  $Z$  positivo). Los autores consideran que estas zonas no forman parte de la huella, calculando su diámetro como la distancia entre los dos puntos con desplazamiento  $U_z$  nulo. Por otro lado, se observa que la deformación plástica en el contorno de la huella es de 0.0027, por lo que los autores consideran que todos los puntos de la superficie con deformación plástica mayor de 0.0027 son huellas, es decir, son zonas del material que han sufrido el impacto de algún proyectil. Este procedimiento, cuya validación se pospone para futuros estudios, permite a los autores determinar el grado de cobertura del tratamiento.



**Figura 2.11** Determinación numérica del tamaño de huella [32]

Otro de los aspectos analizados por Miao et al. es la rugosidad superficial generada tras los sucesivos impactos. Como parámetro representativo utilizan la distancia entre el pico más alto y el valle más profundo ( $PV$ ) dentro de la longitud de muestra. Al analizar la evolución de la rugosidad superficial generada por el tratamiento los autores identifican dos etapas. Durante la primera etapa, la rugosidad crece muy rápido pues cada impacto crea una huella aislada con nuevos picos y valles. Durante la segunda etapa, muchas huellas se han solapado por lo que la rugosidad crece a un ritmo mucho más lento. Hay que citar también el trabajo de Dai et al. [80] destinado a analizar la rugosidad superficial de una aleación de aluminio sujeta a un proceso de deformación plástica severa producida por múltiples impactos de proyectiles esféricos a alta velocidad. En este caso, los autores identifican 3 etapas en la evolución de la rugosidad generada, según se recoge en la *Figura 2.12*. En la etapa I (etapa de incremento de rugosidad) se producen huellas separadas, y cada una de ellas genera un par pico-valle. En la etapa II (caída de rugosidad) toda la superficie ha sufrido algún impacto, y algunas zonas han sufrido varios impactos. Así, no hay

superficie lisa para generar nuevas huellas. La altura de los picos se va reduciendo continuamente mientras que la profundidad de los valles no se ve muy afectada por los sucesivos impactos. Como resultado, los valores de  $PV$  disminuyen. En la etapa III (etapa de equilibrio) los valores de  $PV$  no sufren cambios significativos debido a que el ritmo de generación de picos y valles está en equilibrio dinámico con el ritmo de reducción de altura de los picos.



**Figura 2.12** Evolución de la rugosidad superficial ( $R_t$ ) propuesta por Dai [80]

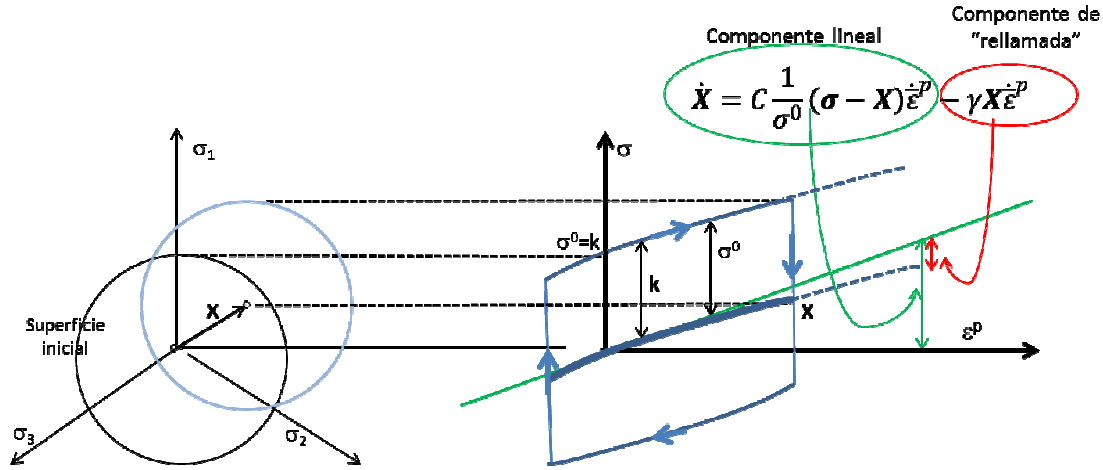
Uno de los modelos más evolucionado desarrollado hasta el momento se debe a Bagherifard et al. [34], tratando de predecir si un proceso de shot peening severo era capaz de generar una capa nanoestructurada en un aluminio (*Figura 2.6 i*). En este trabajo se modelizaba una probeta de  $3 \times 3 \times 1.5$  mm sobre la que impactan aleatoriamente hasta 134 proyectiles esféricos, modelados como sólidos deformables, con un coeficiente de fricción de 0.2. En la zona de impacto, de  $1 \times 1$  mm, el tamaño de los elementos se fijó en  $1/20$  el diámetro creado por una única huella. La probeta se encuentra rodeada de elementos infinitos, para eliminar el efecto de reflexión de las ondas elásticas. En la caracterización del material, los autores aplican el modelo de comportamiento isotrópico-cinemático propuesto por Chaboche [37]. En este modelo, inicialmente propuesto por Armstrong y Frederick [81] y modificado posteriormente por Chaboche, la ley de endurecimiento cinemático no lineal se ajusta a la siguiente expresión:

$$\dot{\mathbf{X}} = C \frac{1}{\sigma^0} (\boldsymbol{\sigma} - \mathbf{X}) \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p - \gamma \mathbf{X} \dot{\boldsymbol{\epsilon}}^p \quad (2.9)$$

Esta ley describe la evolución del tensor de tensiones de retorno,  $\mathbf{X}$ , como la suma de una componente lineal que varía con la velocidad de deformación plástica equivalente más una componente no lineal o *componente de rellamada* que proporciona la no linealidad.  $C$  y  $\gamma$  son parámetros del modelo y  $\sigma^0$  el límite de fluencia. La *Figura 2.13* muestra esquemáticamente la evolución propuesta por esta



ley para el caso en que la diferencia entre la tensión de fluencia y la tensión de retorno se mantenga constante ( $\sigma^0 = k$ ) y la superficie de plastificación únicamente sufra una traslación.

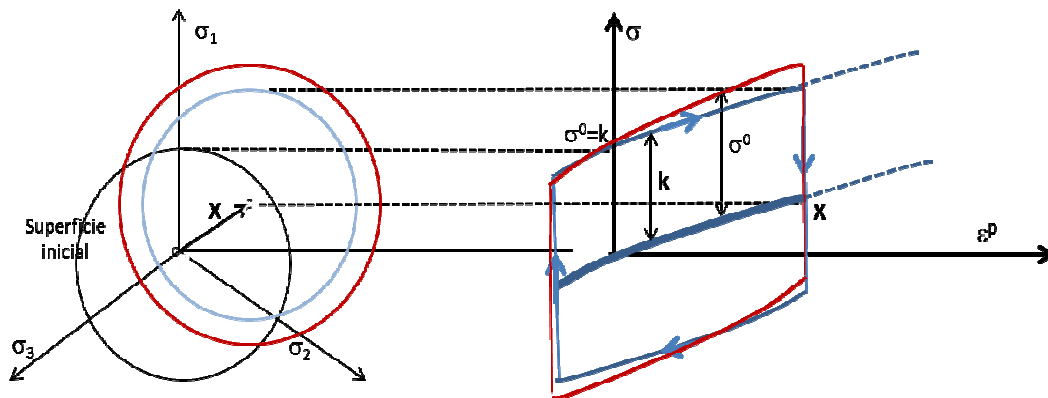


**Figura 2.13** Evolución de la superficie de plastificación según el modelo de endurecimiento cinemático no-lineal propuesto por Chaboche et al.

En el caso en que la superficie de fluencia sufra no sólo una traslación, sino además una variación isotrópica, como podría ser el caso de materiales sometidos a shot peening que podrían exhibir un cierto endurecimiento/ablandamiento cíclico, desde el ciclo 1 hasta el ciclo estabilizado sin que la deformación plástica varíe, el modelo de endurecimiento debería tenerlo también en cuenta (Figura 2.14). Este comportamiento quedaría descrito en el modelo de Chaboche (ecuación 2.8) mediante el término  $\sigma^0$  que en este caso no sería lineal, sino que se ajustaría a una expresión del tipo:

$$\sigma^0 = \sigma|_0 + Q_\infty (1 - e^{-b\bar{\epsilon}^p}) \quad (2.10)$$

siendo  $\sigma|_0$ , la tensión de fluencia correspondiente a una deformación plástica nula en el primer ciclo,  $Q_\infty$  el cambio máximo en el tamaño de la superficie de fluencia y  $b$  la velocidad de cambio en el tamaño de la superficie de fluencia según crece la deformación plástica.



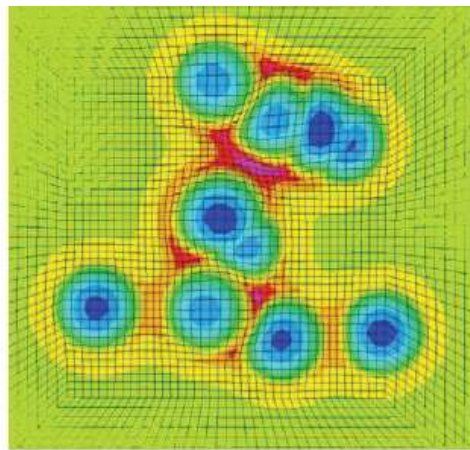
**Figura 2.14** Evolución de la superficie de plastificación según el modelo de endurecimiento isotrópico-cinemático no-lineal

En el trabajo de Bagherifard [34] los autores desprecian la componente isotrópica del modelo (ecuación 2.8), al considerar que en un proceso de shot peening tienen lugar pocos ciclos de carga y descarga, por lo que la influencia del ablandamiento o endurecimiento cíclico del material podrá ser despreciada. Inicialmente, en este trabajo también se consideró la posibilidad de tener en cuenta el efecto de la velocidad de deformación del material, a través del modelo de Johnson-Cook [77], pero los resultados de tensiones residuales obtenidos, sobreestimaban notablemente los resultados experimentales, por lo que finalmente se desestimó su aplicación.

Por último en 2011, Mylonas et al. [33] proponen un modelo numérico para simular el proceso de shot peening, según el cual una serie de bolas rígidas impactan aleatoriamente sobre una probeta de aluminio de 75x71x5 mm. Se define una zona de impacto de 1x1mm, en la cual se miden las tensiones residuales generadas. El tamaño de esta zona se fijó por similitud con el área en la que se miden las tensiones residuales experimentalmente. Para fijar la coordenada Z (altura) de partida de cada proyectil, los autores tienen en cuenta el tiempo que debe transcurrir entre dos impactos sucesivos de modo que las ondas elásticas producidas por el primer impacto ya se hayan atenuado. Los resultados obtenidos fueron buenos para velocidades altas, pero a velocidades bajas la aproximación fue peor. La velocidad de las bolas fue calculada según la expresión de Heckenberg [82]. El modelo de material aplicado en la simulación, tiene en cuenta la velocidad de deformación, mediante la expresión de Cowper-Symonds (ecuación 2.3).

Para determinar el número de proyectiles necesarios para alcanzar la cobertura total, los autores aplican en concepto de cobertura plástica frente al concepto tradicional de cobertura óptica o visual. Mientras que habitualmente el grado de cobertura se evalúa mediante inspección visual, considerando que la cobertura es total cuando se

observa que al menos el 98% de la superficie está cubierta por impactos (cobertura visual), el concepto de cobertura plástica se basa en considerar la zona deformada plásticamente bajo la superficie impactada. Según Cammet [83] el tamaño de esa zona es de aproximadamente 2 veces el diámetro de la huella creada. En esta ocasión, los autores consideran que esta zona plástica es 3 veces mayor que el diámetro de la huella. De este modo, la cobertura plástica se alcanza más rápidamente que la óptica [84], lo que se traduce en una importante reducción en tiempo de computación. En la *Figura 2.15*, se muestra una cobertura plástica del 100%, alcanzada con sólo 10 proyectiles, lo que equivale a una cobertura visual del 50% aproximadamente. Los autores validan el modelo comparando las tensiones residuales obtenidas numéricamente con las medidas experimentales realizadas mediante la técnica de agujero ciego, obteniendo unos resultados muy aceptables.



**Figura 2.15** Simulación numérica de una cobertura plástica del 100% [33]

## **CAPÍTULO 3**

# **MATERIALES UTILIZADOS: MODELOS CONSTITUTIVOS**

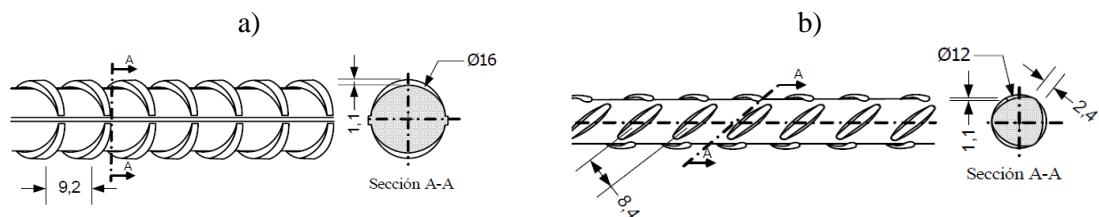


### 3. MATERIALES UTILIZADOS: MODELOS CONSTITUTIVOS

En este capítulo se describen los materiales utilizados para llevar a cabo la parte experimental de este trabajo. Tras describir su composición, propiedades mecánicas y microestructura, se describen los ensayos realizados para identificar el modelo constitutivo de material que mejor se adapte a los dos materiales objeto de estudio. Teniendo en cuenta que el modelo constitutivo que se utilice para describir el material será un factor decisivo a la hora de simular por elementos finitos el proceso de shot peening (tema que se abordará en el *Capítulo 5*), dicho modelo necesariamente deberá tener en cuenta tanto el efecto de la velocidad de deformación, debido a la naturaleza dinámica de los impactos, como el efecto de los sucesivos impactos que se producen, que someterán al material a un proceso cíclico. Por todo ello, será necesario diseñar un programa experimental que permita obtener datos que describan el comportamiento del material tanto a diferentes velocidades de deformación como bajo la acción de cargas cíclicas. En este capítulo se describen las distintas técnicas experimentales utilizadas para recoger estos efectos así como los resultados obtenidos sobre ambos materiales.

#### 3.1. Materiales utilizados

Los materiales objeto de estudio en este trabajo fueron aceros inoxidable dúplex tipo AISI 2205 (W Nr.14462), y fueron suministrados por la empresa *Roldán S.A.* en forma de barras corrugadas. Dicha empresa fabrica este tipo de barras tanto por laminación en caliente como por deformación en frío, lo que confiere a cada tipo de barra distintas características mecánicas y distinta geometría. En adelante se utilizará la designación D2205c para referirse al material corrugado en caliente y D2205f para el corrugado en frío. En la *Figura 3.1* se muestra esquemáticamente la geometría de ambos tipos de barras corrugadas. Mientras las obtenidas por laminación en caliente tienen un diámetro nominal de 16 mm, en las obtenidas por deformación en frío el diámetro nominal es de 12 mm.



**Figura 3.1** Geometría de las barras corrugadas: a) en caliente; b) en frío

Aunque los dos tipos de barras corrugadas se fabrican a partir del mismo acero dúplex (AISI 2205), las barras corrugadas en caliente proceden de una colada distinta a las deformadas en frío. En la *Tabla 3.1* se muestra la composición química de cada colada. Como se puede apreciar, en ambos casos se trata de aceros inoxidables dúplex de segunda generación, con un contenido en Nitrógeno comprendido entre 0.15 y 0.20 % y caracterizados por un bajo porcentaje en Carbono.

	C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	Ti	Cu	N	Co	Nb	V	S	P
D2205c	0.019	0.34	1.67	22.23	4.84	3.33	0.025	0.26	0.17	0.087	0.014	0.11	0.001	0.026
D2205f	0.029	0.39	1.72	22.49	4.72	3.22	0.027	0.24	0.17	0.054	0.007	0.07	0.001	0.029

**Tabla 3.1.** Composición química de los aceros utilizados

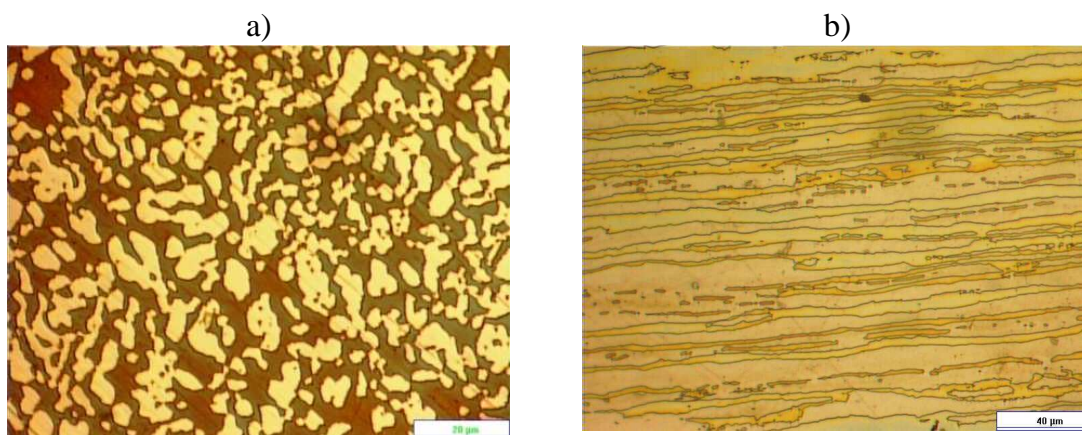
El porcentaje de fases existente en la microestructura de estos aceros, se calculó mediante el recuento de 400 puntos de una rejilla cuadrada [7], siguiendo la norma ASTM E 562-95 [85]. Los resultados se recogen en la *Tabla 3.2*.

	Austenita	Ferrita
D2205c	55.27 %	44.73 %
D2205f	49.83 %	50.17 %

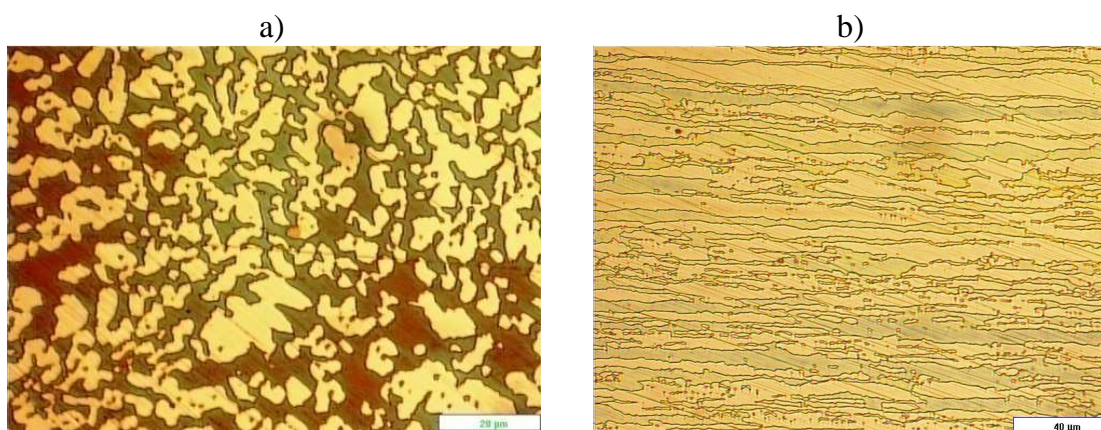
**Tabla 3.2.** Porcentaje de fases en los aceros utilizados

La caracterización microestructural de los dos aceros utilizados se realizó sobre probetas obtenidas a partir de las barras corrugadas tanto en dirección transversal como en dirección longitudinal. Tras los procesos de corte, desbaste en húmedo con papeles de SiC, y pulido con pasta de diamante de 6 y 1  $\mu\text{m}$ , se reveló la microestructura del acero mediante un ataque electrolítico con una solución de 56 g de hidróxido de potasio en 100 ml de agua destilada, y aplicando una diferencia de potencial de 3 voltios durante 2 segundos. Las *Figuras 3.2* y *3.3*, muestran respectivamente, las microestructuras características de los aceros D2205c y D2205f, apreciándose claramente su carácter bifásico: granos de austenita en una matriz de ferrita. Como se puede apreciar, la sección longitudinal presenta una microestructura claramente orientada en la dirección de laminación.

Las propiedades mecánicas convencionales (tracción y dureza) de ambos aceros se recogen en la *Tabla 3.3*. Dichas propiedades se obtuvieron mediante ensayos de tracción a temperatura ambiente, siguiendo las recomendaciones de la norma ASTM E8 [86]. Como se puede observar, el proceso de conformado en frío confiere al acero D2205f una mayor resistencia y dureza a costa de una fuerte caída de la ductilidad.



**Figura 3.2** Microestructura del acero dúplex D2205c:  
a) Sección transversal; b) Sección longitudinal.



**Figura 3.3** Microestructura del acero dúplex D2205f:  
a) Sección transversal; b) Sección longitudinal.

	E (MPa)	R <sub>p0.2</sub> (MPa)	R <sub>t</sub> (MPa)	A (%)	Z (%)	HV0.5
D2205c	192433	632	799	37.92	75.79	275
D2205f	165847	1001	1115	10.55	71.45	350

**Tabla 3.3.** Propiedades mecánicas convencionales de los aceros utilizados

### 3.2. Técnicas de ensayo

Para poder caracterizar con el mayor rigor posible el comportamiento de los materiales utilizados, se realizaron ensayos capaces de recoger tanto el efecto de la velocidad de deformación (ensayos monotónicos), como el efecto de la aplicación de cargas cíclicas (ensayos cíclicos). A continuación se describen las diferentes técnicas de ensayo utilizadas.

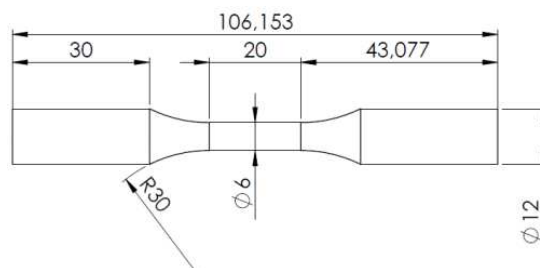


### 3.2.1. Ensayos monotónicos

Con el fin de obtener las leyes de comportamiento del material en función de la velocidad de deformación, se llevaron a cabo ensayos monotónicos en diferentes rangos de velocidad de deformación (desde  $0.00085 \text{ s}^{-1}$  hasta  $850 \text{ s}^{-1}$ ). A continuación se detalla la metodología experimental seguida en los ensayos.

#### 3.2.1.1. Ensayos a baja velocidad de deformación

Los ensayos monotónicos de tracción a baja velocidad de deformación se realizaron a temperatura ambiente en los laboratorios del área de Mecánica de los Medios Continuos y Teoría de Estructuras de la Escuela Politécnica de Ingeniería de Gijón, utilizando una máquina servohidráulica marca *MTS* de 100kN de capacidad de carga. Los ensayos se realizaron en control de deformación mediante el uso de un extensómetro *MTS* de 15 mm de longitud inicial. Se realizaron ensayos a tres velocidades de deformación distintas:  $0.00085 \text{ s}^{-1}$  (velocidad a la que se realizan los ensayos cuasi-estáticos convencionales),  $0.02 \text{ s}^{-1}$  (velocidad que corresponde aproximadamente a una frecuencia de 1 Hz) y  $0.09 \text{ s}^{-1}$  (máxima velocidad alcanzada con la máquina servohidráulica disponible en el laboratorio). La geometría de las probetas utilizadas en este tipo de ensayos se muestra en la *Figura 3.4*.



**Figura 3.4** Esquema de las probetas utilizadas en los ensayos monotónicos de tracción

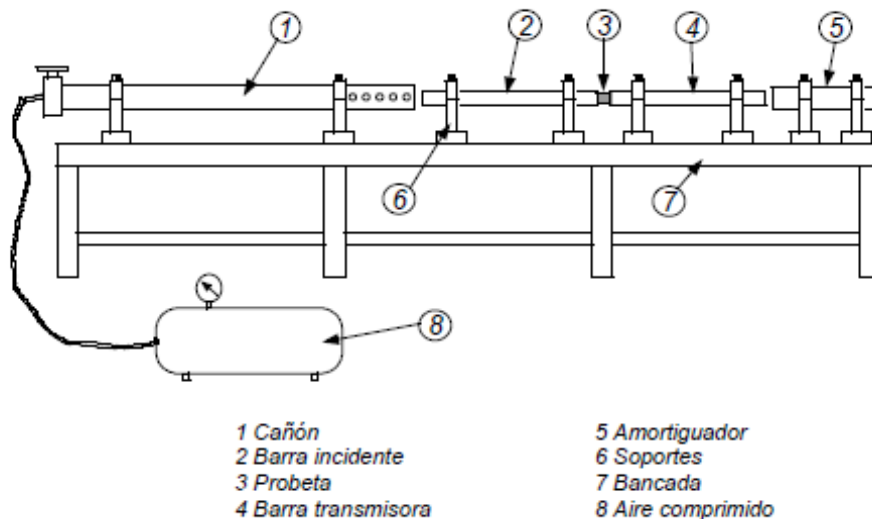
#### 3.2.1.2. Ensayos a alta velocidad de deformación

Para poder caracterizar el comportamiento de los materiales a muy altas velocidades de deformación, se llevaron a cabo ensayos dinámicos de compresión mediante la técnica de la barra Hopkinson. Se trata de una técnica inicialmente descrita por Kolsky [87] y basada en las observaciones de Hopkinson [88] mediante la cual se pueden realizar ensayos a velocidades de deformación que oscilan entre 100 y 1000  $\text{s}^{-1}$ . El procedimiento consiste en colocar una probeta entre dos barras de longitud mucho mayor que su diámetro y aplicar una carga repentina en uno de los extremos

de una de las barras. De este modo, mediante distintas variantes de este dispositivo, descritas por Johnson [89] y Zukas [90], se pueden realizar ensayos de compresión, tracción, torsión o flexión. En este caso, se optó por realizar ensayos de compresión porque su uso permite alcanzar mayores velocidades así como señales con menos ruido que los ensayos de tracción.

La aplicación de la carga en el extremo de la barra se suele hacer mediante el impacto de un cilindro de acero sobre ella. De este modo, midiendo las deformaciones sufridas por las barras es posible determinar la curva tensión-deformación de la probeta, bajo ciertas hipótesis. La medida de estas deformaciones se hace mediante bandas extensométricas adheridas a las barras.

Para determinar la resistencia a compresión de un material en condiciones dinámicas, mediante el ensayo de barra Hopkinson, la configuración empleada es la esquematizada en la *Figura 3.5*. Como se puede apreciar, la probeta se coloca entre dos barras de acero y se impacta con un cilindro de acero sobre el extremo de una de ellas. El dispositivo consta de un cilindro de acero (proyectil), que desliza por el interior de un tubo de acero (cañón), dos barras instrumentadas mediante bandas extensométricas, un amortiguador y un bastidor. El proyectil es impulsado por aire a presión.



**Figura 3.5** Esquema del dispositivo de barra Hopkinson

Cuando el proyectil impacta sobre la barra incidente, se produce un pulso de compresión (onda incidente) que viaja a lo largo de ésta. Cuando este pulso llega al extremo de la barra y se encuentra con la probeta, una parte de él se refleja (onda reflejada) mientras que otra parte se transmite a la segunda barra (onda transmitida).

Siempre que las barras sigan un comportamiento elástico, se podrán determinar las deformaciones que sufren y, por tanto las cargas que soportan, mediante el uso de bandas extensométricas adheridas a las barras.

En este trabajo, los ensayos de barra Hopkinson fueron realizados en las instalaciones del área de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras de la Universidad Carlos III de Madrid, utilizando un dispositivo compuesto por dos barras de acero de alta resistencia de 22 mm de diámetro y 1 m de longitud, y un proyectil, también de acero, de 280 mm de longitud y 22 mm de diámetro. Las probetas utilizadas eran cilíndricas de 10 mm de diámetro y 5 mm de altura. En la *Figura 3.6a)* se recoge una vista general del dispositivo experimental utilizado, pudiendo también apreciarse, en la *Figura 3.6b)* un detalle de la colocación de la probeta entre las dos barras.



**Figura 3.6** Dispositivo de barra Hopkinson utilizado: a) Vista general; b) Detalle de colocación de la probeta

La instrumentación colocada en las barras consistió en un puente de bandas extensométricas formado por cuatro bandas fabricadas por la empresa *Micromasurement Group*, modelo *CEA-08-062UW-350*. Para completar el sistema de adquisición de datos, se utilizaron acondicionadores de señal modelo *Vishay 2200* y dos osciloscopios digitales modelo *Tektronix 2220* y *2214*, que permitieron obtener un registro de 1 ms de duración, conteniendo 4000 puntos con una resolución de 8 bits. Este registro se volcó en un ordenador personal mediante un puerto serie para su posterior análisis mediante hojas de cálculo. Dicho análisis fue realizado por el personal técnico de la Universidad Carlos III.

En la barra incidente utilizada, el puente de bandas extensométricas se colocó en el centro de la barra, asegurando de ese modo que estuviese lo suficientemente alejado

de los extremos y evitando así la superposición de la onda incidente con la onda reflejada. Esta disposición permite registrar ambas señales sin que se alteren mutuamente. En la instrumentación de las barras, el tiempo transcurrido entre el paso de la onda incidente y la reflejada, será el tiempo que tardan las ondas en recorrer dos veces la longitud entre la instrumentación y el extremo, es decir, 1 m. El tiempo que dura el pulso de compresión inicial es el tiempo que tardan las ondas en recorrer dos veces la longitud del proyectil. Puesto que el proyectil empleado tiene una longitud de 280 mm, el pulso de compresión inicial durará el tiempo que tardan las ondas en recorrer 560 mm. De este modo se garantiza que la onda incidente y la reflejada no se superponen.

Dado que la velocidad a la que suelen producirse los impactos en un proceso de shot peening suele oscilar entre 30 y 80 m/s, lo más adecuado sería utilizar velocidades de impacto en barra Hopkinson pertenecientes a dicho intervalo. Ahora bien, el banco de ensayos utilizado permite trabajar con una velocidad máxima de impacto de 16 m/s, por lo que, finalmente, los ensayos se llevaron a cabo a esta velocidad. Hay que señalar que, aunque también se realizaron ensayos a velocidades de impacto inferiores (5 m/s y 10 m/s) los resultados obtenidos no pudieron ser aceptados como válidos, debido a errores en el dispositivo de captación.

Para determinar la carga aplicada, así como la velocidad de deformación durante el ensayo, se empleó la *ecuación 3.1*, que liga la deformación de la onda transmitida  $\varepsilon_T$  con la tensión ingenieril  $\sigma$  en el campo elástico, a través del módulo elástico de las barras  $E$ , y la relación entre la sección de las barras  $A$  y la sección inicial de la probeta  $A_0$ .

$$\sigma = E \frac{A}{A_0} \varepsilon_T \quad (3.1)$$

La velocidad de deformación alcanzada durante los ensayos se determinó mediante la *ecuación 3.2*, donde  $\dot{\varepsilon}$  es la velocidad de deformación del material,  $c$  la velocidad de propagación de las ondas elásticas en las barras,  $l_0$  la longitud inicial de la probeta y  $\varepsilon_R$  la deformación de la onda reflejada.

$$\dot{\varepsilon} = \frac{2c}{l_0} \varepsilon_R \quad (3.2)$$

De este modo, se obtuvieron valores de velocidad de deformación que oscilaron entre 800-900 s<sup>-1</sup> para el acero D2205c y entre 200-300 s<sup>-1</sup> para el acero D2205f.

Para cada material, se realizaron tres ensayos, cuyos resultados se recogen en el *Apartado 3.3*.

### 3.2.2. Ensayos cíclicos

El comportamiento de los materiales bajo la acción de cargas cíclicas, se analizó a través de la realización de ensayos de fatiga utilizando ciclos simétricos de deformación con onda senoidal. El tipo de probeta y máquina de ensayo utilizadas fueron similares a los descritos para los ensayos monotónicos a baja velocidad de deformación (*Apartado 3.2.1.1*).

Para determinar la curva de endurecimiento bajo carga cíclica, se utilizó una técnica incremental, según la cual una única probeta se somete a valores de amplitud de deformación crecientes. Dicha técnica proporciona unos resultados similares a los ensayos multiprobeta, en los cuales se utiliza una probeta para cada amplitud de deformación analizada [37], con la ventaja de permitir un ahorro de material muy considerable.

Los distintos valores de amplitud de deformación analizados para cada material, se recogen en la *Tabla 3.4*.

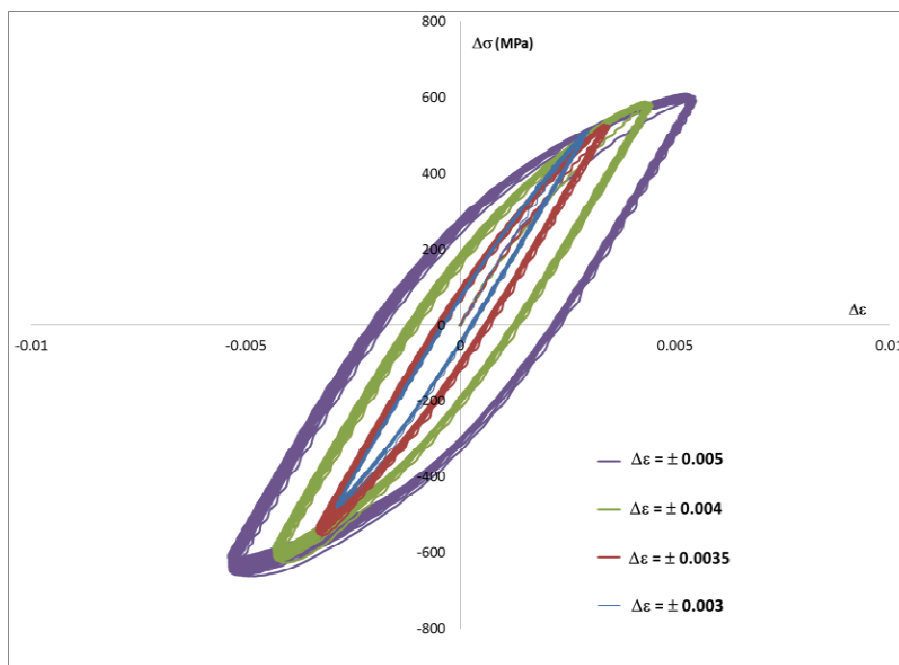
	$\Delta\varepsilon = \varepsilon_{\max} - \varepsilon_{\min} = 2\varepsilon_{\max}$ (mm/mm)					
D2205c	0.007	0.008	0.009	0.01	0.011	0.012
D2205f	0.01	0.011	0.012	0.013	0.014	

**Tabla 3.4.** Amplitudes de deformación utilizadas en los ensayos de fatiga oligocíclica

De este modo, para cada valor de amplitud de deformación, se sometió a cada probeta a un total de 80 ciclos, observándose la estabilización total en el ciclo 50. La curva de endurecimiento cíclico se traza uniendo los valores de tensión máxima de las curvas correspondientes a un cierto número de ciclos (normalmente los que proporcionen un comportamiento cíclico estabilizado) para las distintas amplitudes de deformación evaluadas. En la *Figura 3.7* se muestran las curvas de comportamiento cíclico exhibidas por uno de los aceros a varias amplitudes de deformación.

Además y con objeto de analizar también la influencia de la velocidad de deformación, se realizaron ensayos a dos velocidades de deformación distintas. En primer lugar se hicieron ensayos a una velocidad de deformación igual a la utilizada en los ensayos cuasiestáticos ( $0.00085 \text{ s}^{-1}$ ). Posteriormente, se llevaron a cabo

ensayos a una frecuencia de 1 Hz lo que corresponde a una velocidad de deformación de  $0.002 \text{ s}^{-1}$ ). Hay que hacer notar que no se pudieron realizar ensayos cíclicos a mayores velocidades de deformación, debido a la imposibilidad de controlar con precisión la inercia de la máquina de ensayo en los primeros ciclos.



**Figura 3.7.** Curvas de comportamiento cíclico obtenidas a diferentes valores de  $\Delta\epsilon$

### 3.3. Resultados experimentales

En este apartado se recogerán los resultados obtenidos tras realizar los ensayos según los procedimientos descritos en los apartados anteriores.

#### 3.3.1. Ensayos monotónicos

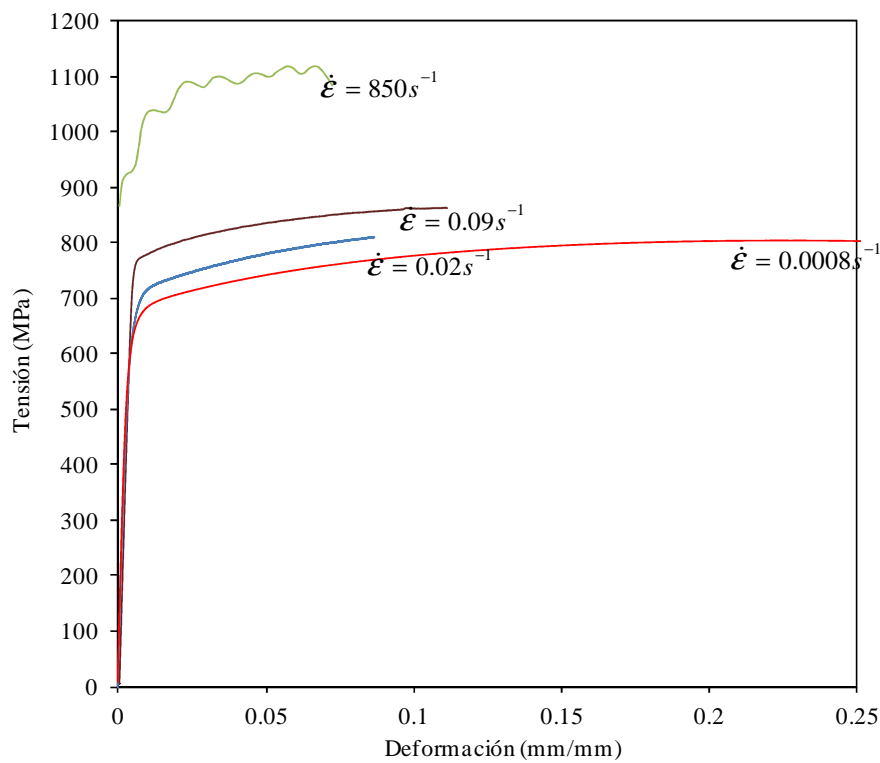
En las *Figuras 3.8* y *3.9*, se muestran las curvas ingenieriles tensión-deformación representativas del comportamiento monotónico de los dos materiales analizados, obtenidas a diferentes velocidades de deformación.

La *Tabla 3.5* recoge los valores de los límites elásticos convencionales obtenidos a diferentes porcentajes de deformación plástica ( $R_{px}$ =límite elástico obtenido para un  $x\%$  de deformación plástica) así como el valor de la resistencia mecánica ( $R_u$ ) de cada material, analizado en función de la velocidad de deformación utilizada. La razón de presentar diferentes valores de  $R_p$  es tomar conciencia de la diferencia existente entre el que será considerado como límite elástico en el análisis cíclico,

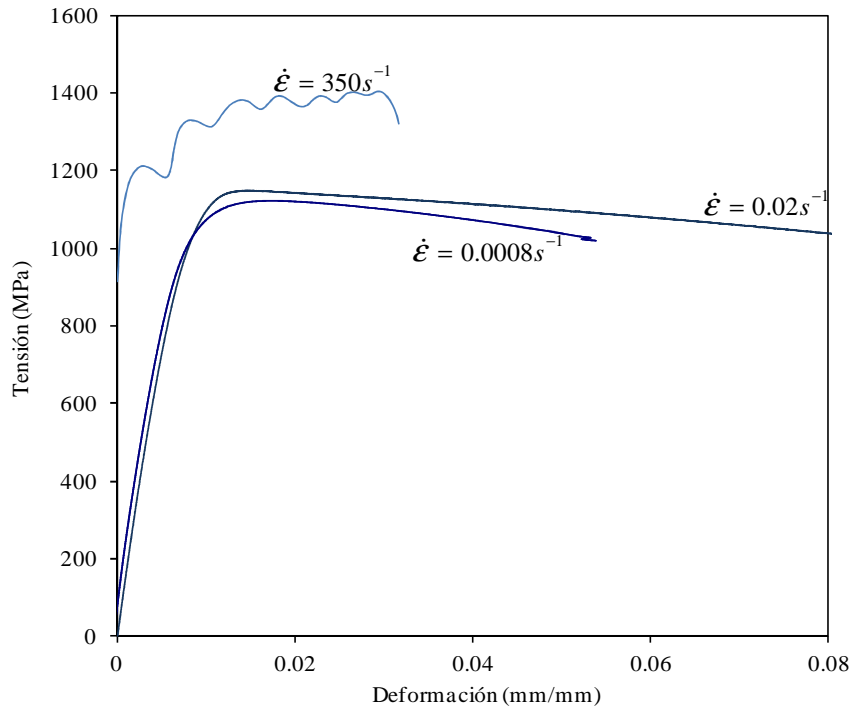
que corresponde a una deformación plástica igual a cero ( $R_{p0.0}$ ), y el utilizado en el control de calidad de los aceros, que corresponde a una deformación plástica del 0.2% ( $R_{p0.2}$ ).

D2205c	$R_{p0.2}$	$R_{p0.1}$	$R_{p0.0}$	$R_u$
$\dot{\epsilon} = 0.0008s^{-1}$	651	622	571	805
$\dot{\epsilon} = 0.02s^{-1}$	689	660	620	810
$\dot{\epsilon} = 0.09s^{-1}$	776	766	730	862
$\dot{\epsilon} = 850s^{-1}$	-	900	-	1190
D2205f	$R_{p0.2}$	$R_{p0.1}$	$R_{p0.0}$	$R_u$
$\dot{\epsilon} = 0.0008s^{-1}$	1054	850	845	1137
$\dot{\epsilon} = 0.02s^{-1}$	1104	1033	909	1148
$\dot{\epsilon} = 350s^{-1}$	-	1200	-	1400

**Tabla 3.5** Valores de límite elástico y Resistencia a la tracción obtenidos en los ensayos monotónicos

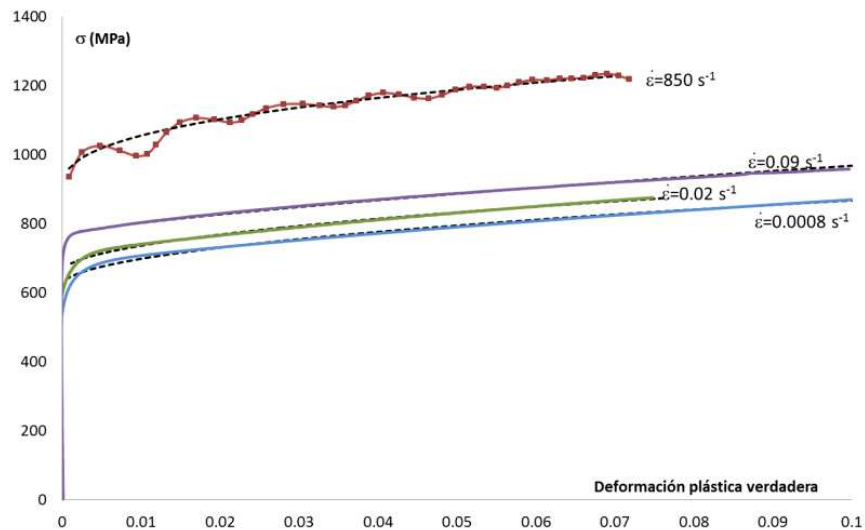


**Figura 3.8.** Curvas ingenieriles Tensión-Deformación del acero D2205c obtenidas a distintas velocidades de deformación



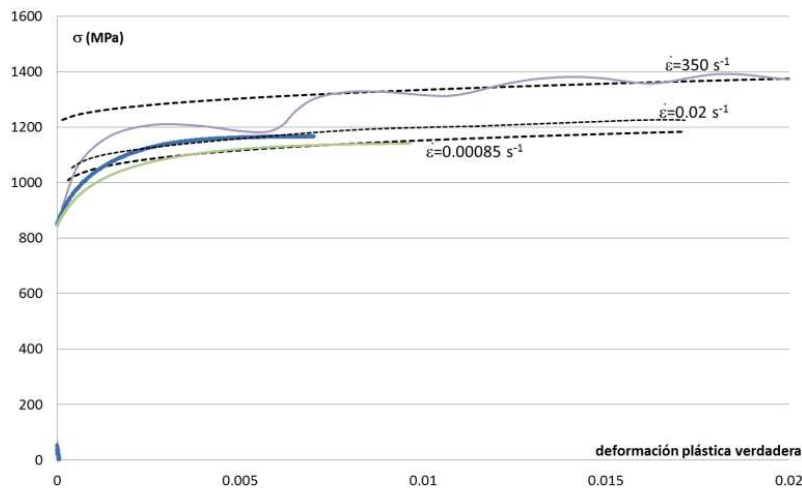
**Figura 3.9.** Curvas ingenieriles Tensión-Deformación del acero D2205f obtenidas a distintas velocidades de deformación

Por su parte, las *Figuras 3.10 y 3.11* muestran las curvas tensión-deformación verdadera,  $\sigma$ - $\epsilon$ , para los dos aceros analizados, así como las curvas representativas (líneas a trazos) del modelo de endurecimiento isotrópico que mejor ajusta el comportamiento de estos materiales.



**Figura 3.10.** Curvas Tensión-Deformación Plástica Verdadera del acero D2205c y ajustes de las leyes de endurecimiento isotrópico a distintas velocidades de deformación





**Figura 3.11.** Curvas tensión-deformación plástica verdadera y ajustes de las leyes de endurecimiento isótropo del D2205f a distintas velocidades de deformación

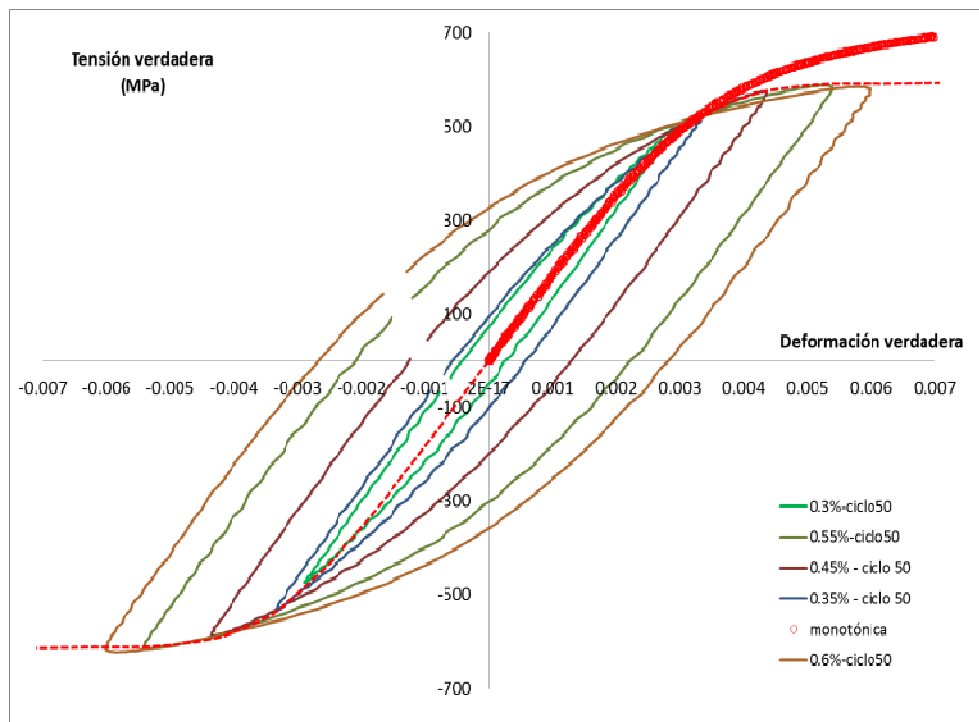
En la *Tabla 3.6* se recogen los valores de los parámetros  $A$ ,  $B$  y  $n$  (ecuación 3.1) para ambos materiales. Como se puede observar, la velocidad de deformación no tiene una gran influencia sobre los coeficientes  $n$  y  $B$  de las leyes de endurecimiento.

D2205c	$A=\sigma_{0.1}$ (MPa)	$B$ (MPa)	$n$
$\dot{\epsilon} = 0.0008s^{-1}$	622	785.25	0.5046
$\dot{\epsilon} = 0.02s^{-1}$	660	784.95	0.505
$\dot{\epsilon} = 0.09s^{-1}$	766	1116.1	0.7414
$\dot{\epsilon} = 850s^{-1}$	900	905.96	0.3822
D2205f	$A=\sigma_{0.1}$ (MPa)	$B$ (MPa)	$n$
$\dot{\epsilon} = 0.0008s^{-1}$	850	701.4	0.1827
$\dot{\epsilon} = 0.02s^{-1}$	1033	750.6	0.1466
$\dot{\epsilon} = 350s^{-1}$	1200	772.1	0.3794

**Tabla 3.6** Coeficientes de las leyes de endurecimiento isótropico para el acero D2205f

### 3.3.2. Ensayos cíclicos

En la *Figura 3.12* se muestra la curva de endurecimiento cíclico obtenida para el acero D2205c a una velocidad de deformación de  $0.02 s^{-1}$ , representada a través de los ciclos estabilizados (ciclo nº 50) a las diferentes amplitudes de deformación, junto con la correspondiente respuesta monotónica a la misma velocidad de deformación.

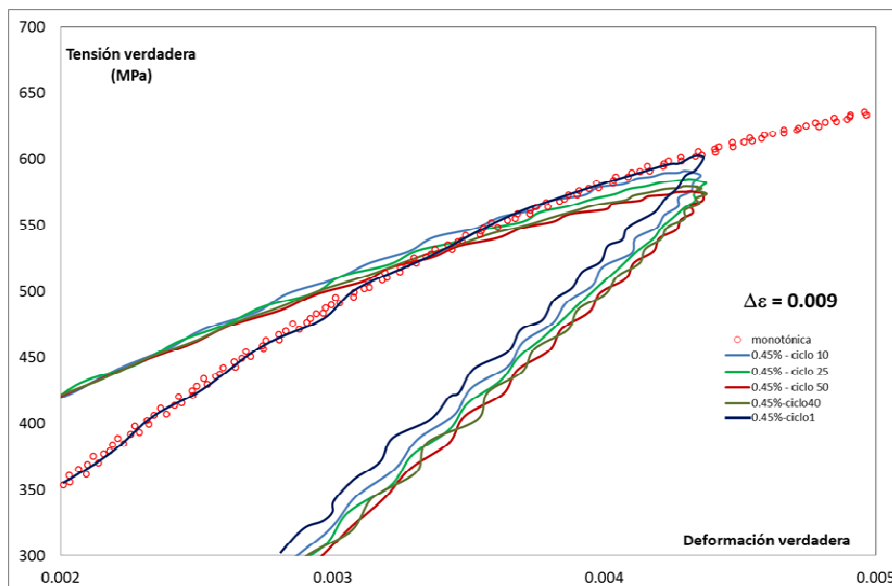


**Figura 3.12** Curvas tensión-deformación verdadera del D2205c obtenidas tanto monotónicamente como cíclicamente ( $\dot{\epsilon} = 0.02 \text{ s}^{-1}$ )

Se aprecia claramente cómo el material muestra el denominado *efecto Bauschinger* [37], característico en muchos materiales sometidos a cargas cíclicas y que indica que conforme crece la deformación plástica, la superficie de plastificación no solo sufre un crecimiento isotrópico (igual en todas las direcciones principales) sino también un desplazamiento en el espacio de las tensiones principales, y por lo tanto, el comportamiento cíclico de este material debería ser descrito mediante un modelo cinemático [37].

El análisis de esta curva también proporciona información sobre el ablandamiento cíclico (cyclic shakedown) que, para cada valor de amplitud de deformación analizado (diferencia entre la curva monotónica y la cíclica) se produciría entre el primer ciclo y el ciclo estabilizado. La *Figura 3.13* muestra un detalle de este comportamiento para una  $\Delta\epsilon = \pm 0.003$ . Dado que este tipo de comportamiento depende de la deformación plástica acumulada, debería ser descrito mediante un modelo isotrópico [37,38].

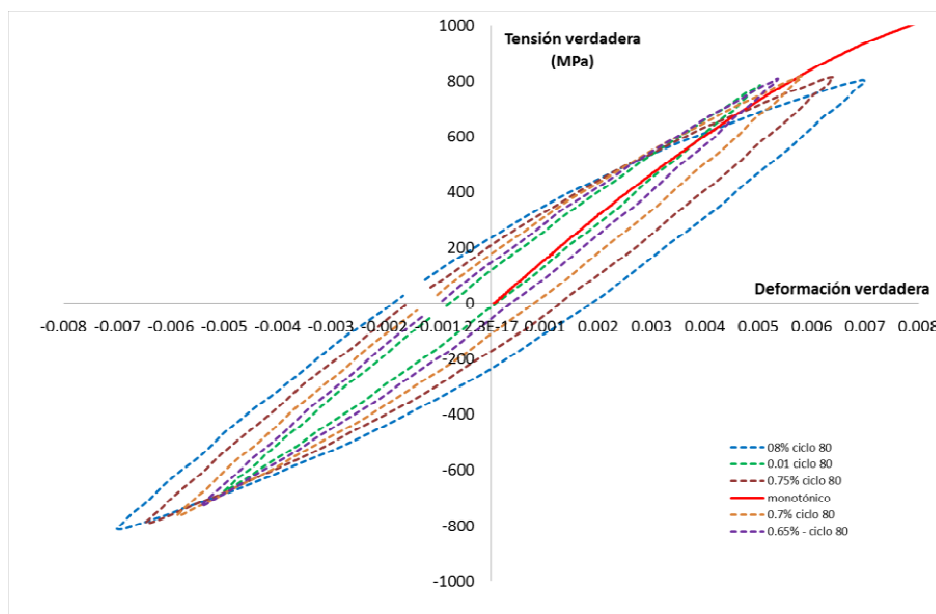
Parece pues evidente, que la descripción del comportamiento a fatiga de estos materiales pasaría por utilizar un modelo que incorpore tanto el endurecimiento cinemático como el ablandamiento isotrópico.



**Figura 3.13** Evolución de la relación tensión-deformación del D2205c para un  $\Delta\epsilon=0.009$

Hay que hacer notar que en los ensayos cíclicos realizados para este mismo material a una menor velocidad de deformación ( $0.0008 \text{ s}^{-1}$ ) se observó un comportamiento similar.

Por lo que respecta al acero D2205f, únicamente decir que el comportamiento cíclico exhibido muestra la misma tendencia, aunque se observa que, para valores de amplitud de deformación muy bajos sufre un endurecimiento y seguido de un ablandamiento posterior, como se aprecia en la *Figura 3.14*.



**Figura 3.14** Curvas tensión-deformación verdadera del D2205f obtenidas tanto monotónicamente como cíclicamente ( $\dot{\epsilon} = 0.02 \text{ s}^{-1}$ )

### 3.4. Modelos constitutivos

Una vez presentados los resultados de la caracterización experimental de los dos aceros dúplex utilizados en este trabajo, en este apartado se utilizarán dichos resultados para obtener los parámetros de las ecuaciones constitutivas de ambos materiales, con la intención de proporcionar una buena descripción matemática del comportamiento del material.

El efecto de la velocidad de deformación se estudiará a través del análisis de los modelos de Cowper-Symonds (*ecuación 2.3*) y de Johnson-Cook (*ecuación 2.6*), así como sus variantes modificadas (*ecuaciones 2.4 y 2.6*) mientras que el análisis del comportamiento de los materiales bajo carga cíclica se realizará a través del modelo cinemático no lineal propuesto por Lemâitre y Chaboche (*ecuación 2.8*), modelo que además permite incorporar el efecto de la velocidad de deformación a través de su componente isotrópica (*ecuación 2.9*) Una ventaja añadida de estos modelos, es que su uso está extendido en simulaciones numéricas, estando implementados la mayor parte de ellos en los códigos comerciales de elementos finitos.

#### 3.4.1. Modelos que tienen en cuenta el efecto de la velocidad de deformación del material

En este apartado se presentarán los parámetros obtenidos experimentalmente para los modelos constitutivos que en su formulación tienen en cuenta el efecto de la velocidad de deformación del material.

##### 3.4.1.1. Modelo de Cowper-Symonds

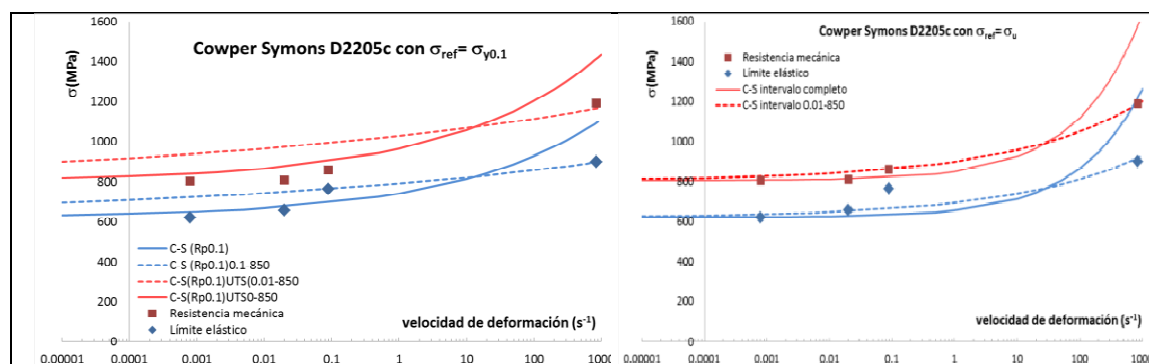
La *Tabla 3.7* recoge los valores de los parámetros  $D$  y  $p$  obtenidos para el acero D2205c en función, tanto del intervalo de velocidad utilizado en el ajuste como de la tensión de referencia utilizada (*ecuaciones 2.3 y 2.4*).

Tensión de referencia: $\sigma_{0.1}$	$D (s^{-1})$	$p$
0.0008-0.1	0.4695	1.13
0.1-850	62520183	13.9
0.008.850	3435	5
Tensión de referencia: $\sigma_u$	$D (s^{-1})$	$p$
0.0008-0.1	2.16	0.618
0.1-850	29144	4.79
0.008.850	928.9	2.37

**Tabla 3.7** Parámetros del modelo de Cowper-Symonds obtenidos para el acero D2205c

Como se puede observar, y coincidiendo con lo señalado por otros autores [71], los coeficientes experimentales de la ecuación de Cowper-Symonds tienen diferentes valores para los diferentes rangos de velocidad de deformación analizados. Esto implica, por lo tanto, que estos valores deben determinarse en el rango de velocidades de deformación que más se aproxime a la realidad. En el caso de los tratamientos de shot peening, las velocidades de deformación suelen estar en el rango entre 0 y 20000 s<sup>-1</sup> [26], por lo que se deberá tomar el ajuste que mejor aproxime todos los datos experimentales. Por otro lado, los resultados recogidos en la *Tabla 3.7* también muestran el efecto, señalado por otros investigadores [91,92], de tomar como tensión de referencia el límite elástico o la resistencia a la tracción.

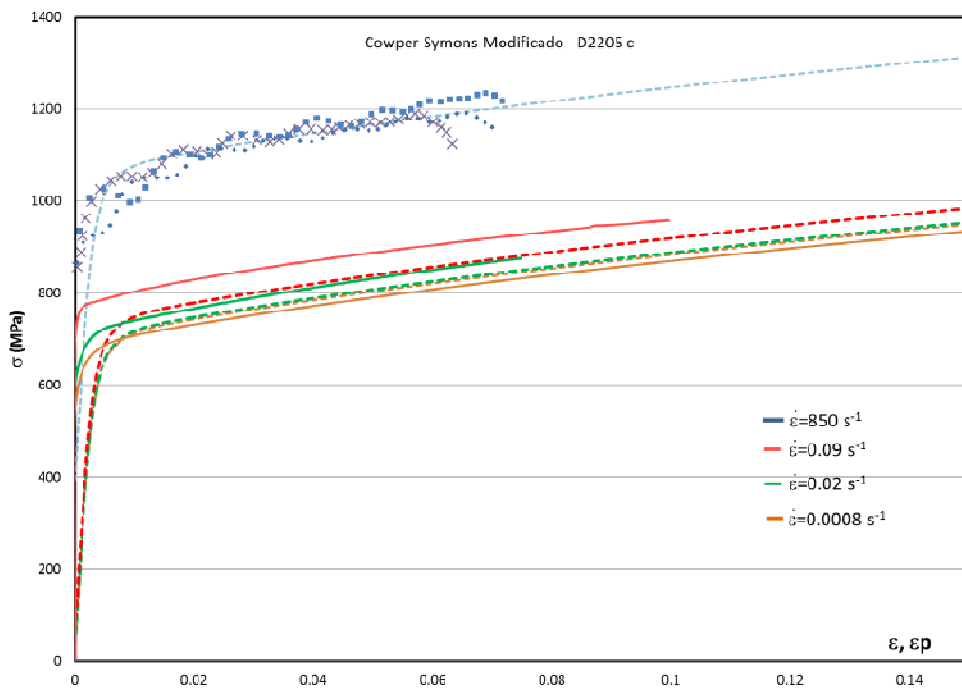
Todo lo comentado puede observarse gráficamente en la *Figura 3.15*, donde se comparan los resultados experimentales obtenidos para el acero D2205c con las predicciones derivadas de la aplicación del modelo de Cowper-Symonds haciendo uso de los diferentes valores de los coeficientes  $D$  y  $p$ . En la *Figura 3.15a*) se representan los resultados del modelo utilizando el límite elástico,  $\sigma_{y0.1}$ , como parámetro de referencia mientras que en la *Figura 3.15b)* refleja estos mismos resultados cuando la tensión de referencia utilizada es la resistencia mecánica ( $\sigma_u$ ). Además en cada una de estas figuras se han representado dos curvas de ajuste que corresponden a los valores de los parámetros  $D$  y  $p$  para los intervalos estudiados [0.0008-850 s<sup>-1</sup>] y [0.01-850 s<sup>-1</sup>]. Como puede observarse, cuando la tensión de referencia utilizada en el ajuste es el límite elástico (*Figura 3.13 a*), las curvas se desvían mucho de los resultados experimentales, bien en un tramo de velocidad de deformación o bien en el otro. Sin embargo, cuando se utiliza como tensión de referencia  $\sigma_u$ , el ajuste es mucho mejor y sobre todo cuando los coeficientes  $D$  y  $p$  utilizados son los correspondientes a velocidades de deformación comprendidas entre 0.01s<sup>-1</sup> y 850s<sup>-1</sup> ( $D=29144$  s<sup>-1</sup>,  $p=4.79$ ) .



**Figura 3.15.** Ajustes de Cowper Symons para el D2205c

### 3.4.1.2. Modelo de Cowper-Symonds modificado

En la *Figura 3.16* se representan las predicciones de la ecuación de Cowper-Symonds modificada por Alves (líneas a trazos) junto con las curvas obtenidas experimentalmente para el acero D2205c, utilizando como tensión de referencia  $\sigma_u$  y los parámetros  $p$  y  $D$  correspondientes a velocidades de deformación entre 0.01-850  $s^{-1}$ . Como se puede observar, aunque las predicciones se ajustan a la realidad para las velocidades de deformación más baja (0.0008 $s^{-1}$ ) y más alta (800 $s^{-1}$ ), el ajuste no es bueno para las velocidades intermedias. Lo mismo ocurre cuando se analiza el comportamiento del material D2205f.



**Figura 3.16.** Ajustes del modelo de Cowper Symonds modificado por Alves para el D2205c

### 3.4.1.3. Modelo de Johnson-Cook

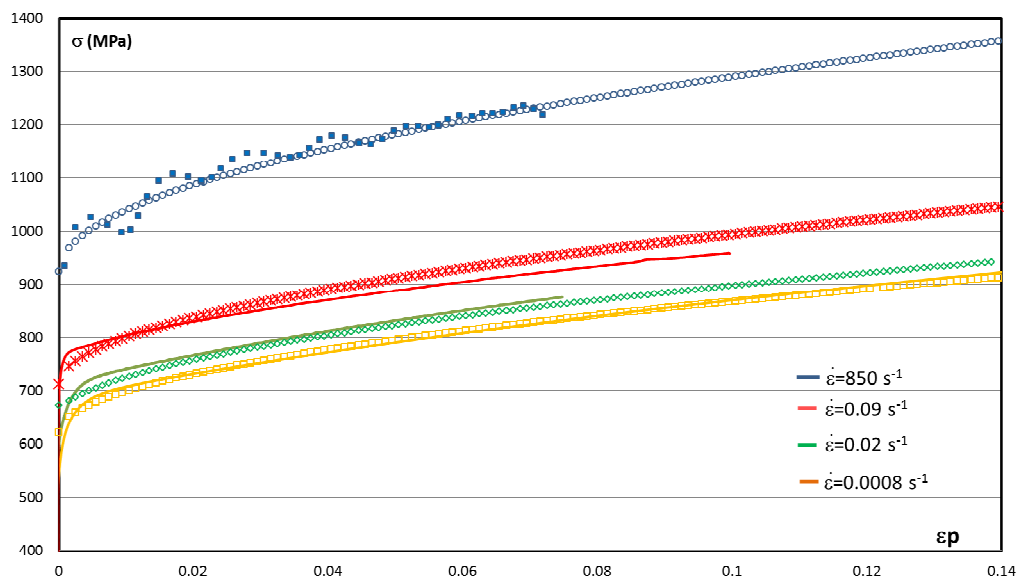
La obtención de los coeficientes del modelo de Johnson-Cook se realiza por tanteo. En primer lugar se toman los valores de los coeficientes  $A$ ,  $B$  y  $n$  (*Tabla 3.6*) correspondientes a una determinada velocidad de deformación que se toma como referencia,  $\dot{\epsilon}_0^p$ , para posteriormente proceder al cálculo del coeficiente  $C$  que produzca el mejor ajuste para el resto de velocidades de deformación. En este trabajo, el término dependiente de la temperatura ( $T_H$ ) se ha obviado, puesto que todos los ensayos se realizaron a temperatura ambiente y el calor resultante de la

deformación plástica producida por el proceso de shot peening no es suficiente para causar cambios en las propiedades del material [95].

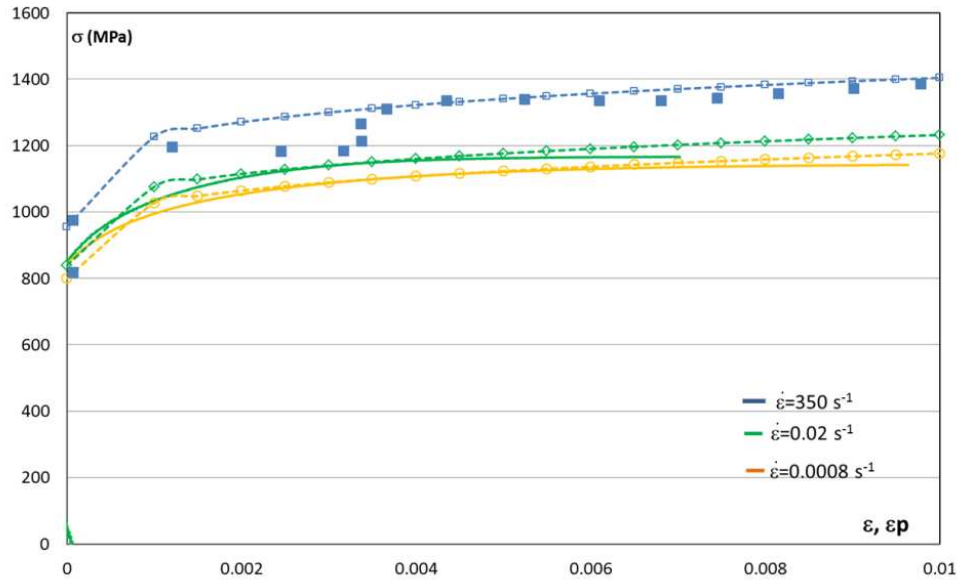
En el caso que nos ocupa, los coeficientes que proporcionaron los mejores resultados para ambos materiales fueron los correspondientes a una velocidad de deformación cuasiestática de  $0.0008 \text{ s}^{-1}$ . Las constantes del modelo correspondientes a ambos materiales se presentan en la *Tabla 3.8*, mientras que en las *Figuras 3.17* y *3.18* se comparan los resultados experimentales (líneas continuas) con las predicciones de la ecuación de Johnson-Cook utilizando dichos coeficientes.

	A (MPa)	B (MPa)	C	n
D2205c	622	785.25	0.035	0.5046
D2205f	800	1033	0.015	0.22

**Tabla 3.8** Constantes del modelo de Johnson-Cook para ambos materiales



**Figura 3.17.** Ajuste del modelo de J-C a los resultados experimentales para el acero D2205c



**Figura 3.18.** Ajuste del modelo de J-C a los resultados experimentales para el acero D2205f

En el caso del acero D2205c (*Figura 3.17*), el modelo de Johnson-Cook ajusta muy bien lo resultados experimentales, excepción hecha de la curva correspondiente a una velocidad de deformación de  $0.09 \text{ s}^{-1}$ , donde se produce un ligero desajuste para valores de deformación elevados. En el caso del D2205f (*Figura 3.18*), el ajuste es bastante bueno para todos los valores de velocidad de deformación analizados.

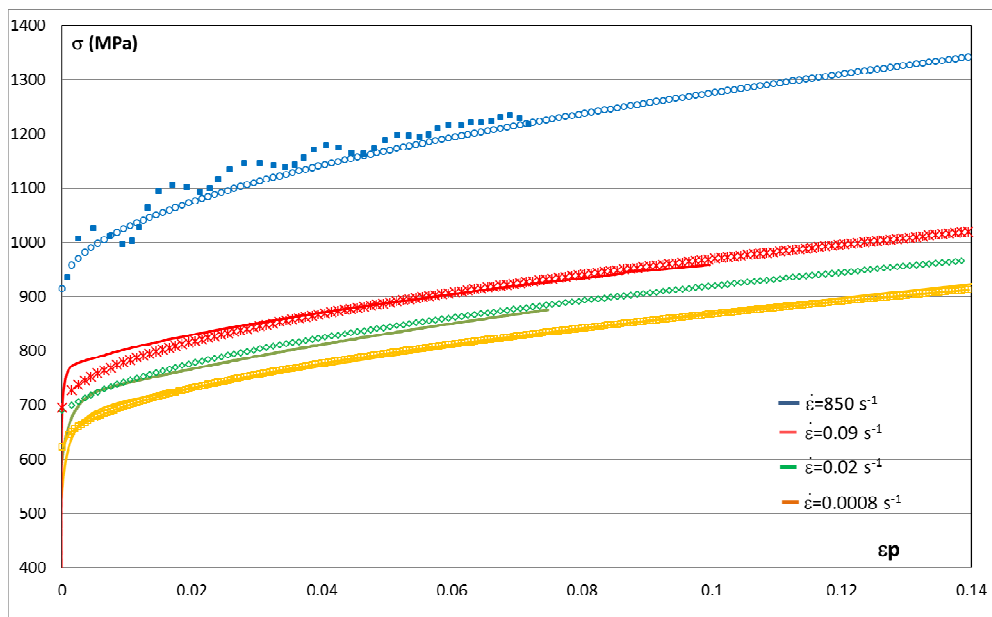
#### 3.4.1.4. Modelo de Johnson-Cook modificado

En la *Figura 3.9* y en la *Tabla 3.9* se recogen los resultados obtenidos utilizando el modelo de Johnson-Cook modificado para el acero D2205c. Se puede observar que la modificación proporciona un mejor ajuste que la propuesta original. No se presentan resultados para el material deformado en frío (D2205f), pues en este caso el modelo modificado no produce mejora alguna sobre el modelo original.

A (MPa)	B (MPa)	n	C <sub>1</sub>	C <sub>2</sub>
622	785.25	0.5046	0.02	0.001

**Tabla 3.9** Constantes de la ecuación constitutiva del modelo de Johnson-Cook modificado para el acero D2205c





**Figura 3.19.** Curvas tensión-deformación según el modelo modificado de Johnson-Cook para el acero D2205c

### 3.4.2. Modelos que tienen en cuenta el efecto de las cargas cíclicas

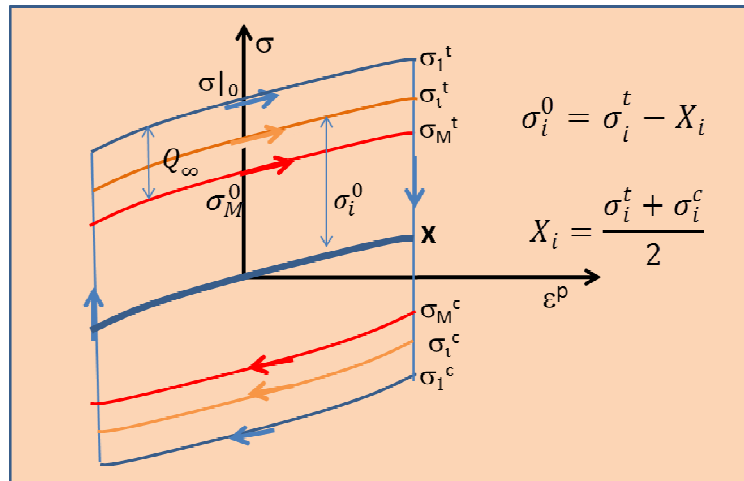
En este apartado se obtendrán los parámetros del modelo isotrópico cinemático no lineal propuesto por Chaboche [103]. Según el estudio realizado en el apartado anterior, este tipo de modelo es el más adecuado para describir un material que va a ser sometido a un tratamiento de shot peening. Además, este modelo cuenta con la ventaja adicional de estar implementado por defecto en el software ABAQUS, que será el utilizado para desarrollar el modelo numérico del proceso de shot peening en el *Capítulo 5*.

#### 3.4.2.1. Componente isotrópica. Estimación de parámetros

La estimación de parámetros del modelo se realiza analizando el comportamiento mostrado por el material para un determinado incremento de deformación. En este caso, los parámetros se estimarán a partir del ensayo realizado a un incremento de deformación de 0.009 (*Figura 3.13*). A partir de estos datos y haciendo uso de la *ecuación 2.9* se pueden expresar las tensiones en función de la deformación plástica acumulada del siguiente modo:

$$\frac{\sigma_i^0 - \sigma_0}{Q_\infty} = (1 - e^{-b\bar{\epsilon}^p}) \quad (3.3)$$

El término de tensiones correspondiente a cada ciclo,  $i$ , se obtiene observando la evolución de las curvas tensión-deformación plástica para los distintos ciclos (*Figura 3.20*). El valor del límite de fluencia en cada ciclo,  $\sigma_i^0$ , se obtiene como la diferencia entre la tensión máxima a tracción  $\sigma_i^t$  y la tensión de retorno ( $X$ ); calculada esta última como la media entre las tensiones máximas de tracción y de compresión en cada ciclo. Por su parte  $Q_\infty$  es la máxima variación de la componente isotrópica es decir,  $Q_\infty = \sigma_M^0 - \sigma_{l_0}$ , siendo  $\sigma_{l_0}$  el valor del límite de fluencia en el primer ciclo.



**Figura 3.20.** Estimación de la variación de la tensión de fluencia en cada ciclo

Por su parte, la deformación plástica acumulada ( ) puede calcularse a partir de la expresión [37,94]:

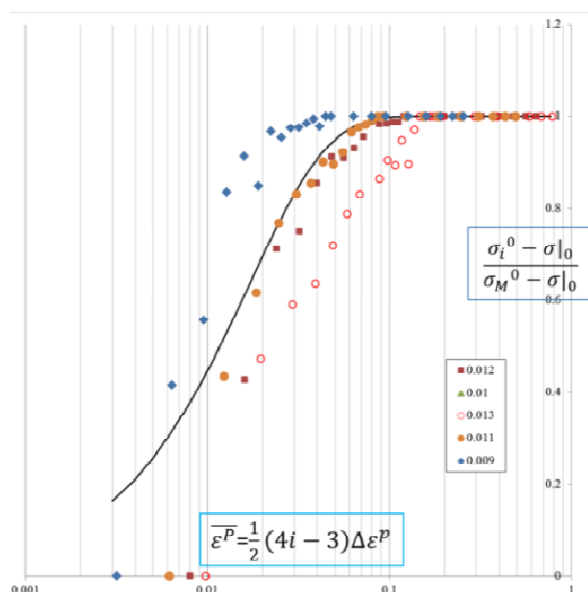
$$\bar{\epsilon}^p = \frac{1}{2}(4i - 3)\Delta\epsilon^p \tag{3.4}$$

donde  $i$  es el número del ciclo.

Representando los valores del primer término de la *ecuación (3.3)* para cada ciclo frente a la deformación plástica acumulada, se podrá ajustar la ecuación obteniéndose los valores de  $b$  y  $Q_\infty$  representativos para cada  $\Delta\epsilon$  analizado.

En la *Figura 3.21* se han representado los valores obtenidos para distintas amplitudes de deformación ( $\Delta\epsilon$ ) en el caso del acero D2205c. Como puede observarse, los parámetros de ajuste de esos puntos varían en función del valor de amplitud de deformación evaluado. No obstante y dado que el modelo numérico de material que utilizaremos posteriormente (*Capítulo 5*) solo permite utilizar un único

valor para cada parámetro, los valores de  $b$  y  $Q_\infty$  elegidos son los correspondientes a la ley de ajuste media que se ha representado en la *Figura 3.21*.



**Figura 3.21.** Estimación de los parámetros del modelo isotrópico para el acero D2205c

En la *Tabla 3.10* se recogen dichos valores para los dos materiales analizados cuando la velocidad de deformación plástica utilizada fue de  $0.02 \text{ s}^{-1}$  (aproximadamente 1Hz de frecuencia). En dicha tabla también se muestran los valores correspondientes a los ensayos cíclicos correspondientes a una velocidad de deformación mucho más baja ( $0.0008 \text{ s}^{-1}$ ).

	$Q_\infty$ (MPa)	$b$
$\dot{\epsilon} = 0.0008 \text{ s}^{-1}$	-24	12
$\dot{\epsilon} = 0.02 \text{ s}^{-1}$	-23	13

**Tabla 3.10** Parámetros de la componente isotrópica de la ley de endurecimiento cíclica

Los datos reflejados en la *Tabla 3.10*, muestran que el ablandamiento cíclico experimentado por el material D2205c apenas varía con la velocidad de deformación, al menos para las dos velocidades de deformación analizadas. Obviamente sería necesario realizar este tipo de ensayos a velocidades mucho más altas, pero con la tecnología actual esto es imposible. Así, aunque en este trabajo se han realizado ensayos cíclicos a una mayor frecuencia, no se ha podido obtener ningún dato contrastable debido a que cuando la onda alcanza el régimen estable demandado (por ejemplo una determinada amplitud de deformación) ya han transcurrido un gran número de ciclos y el consiguiente fenómeno de ablandamiento/endurecimiento. Por esta razón y al objeto de poder incorporar el efecto de la velocidad de deformación en la componente isotrópica del modelo, se

optó por considerar que los coeficientes de la ley de ablandamiento,  $b$  y  $Q_{\infty}$ , eran los mismos a cualquier velocidad de deformación, siendo únicamente el valor de  $\sigma|_0$  (tensión de fluencia para una deformación plástica nula) el que varía con la velocidad. Los valores de  $\sigma|_0$  utilizados para cada velocidad de deformación se recogen en la *Tabla 3.11*.

D2205c	$\sigma _0$ (MPa)
$\dot{\epsilon} = 0.0008s^{-1}$	440
$\dot{\epsilon} = 0.02s^{-1}$	488
$\dot{\epsilon} = 0.09s^{-1}$	630
$\dot{\epsilon} = 850s^{-1}$	800
D2205f	$\sigma _0$ (MPa)
$\dot{\epsilon} = 0.0008s^{-1}$	800
$\dot{\epsilon} = 0.02s^{-1}$	850
$\dot{\epsilon} = 350s^{-1}$	1000

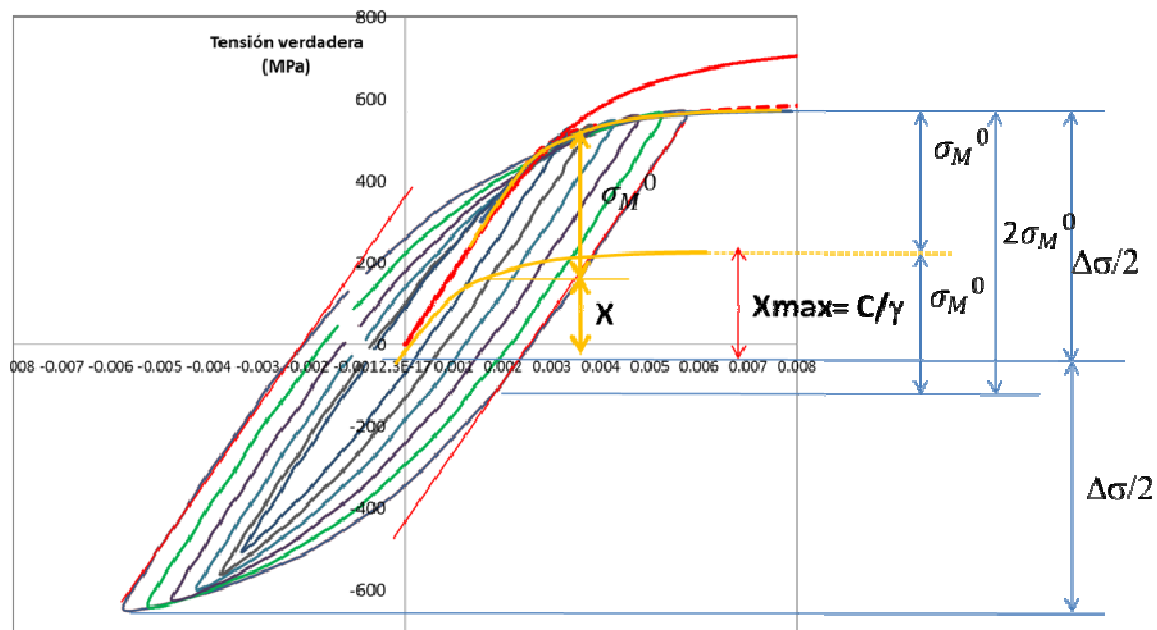
**Tabla 3.11.** Valor de  $\sigma|_0$  a las diferentes velocidades de deformación

#### 3.4.2.2. *Componente cinemática. Estimación de parámetros*

Integrando la ley de endurecimiento cinemático (*ecuación 2.8*), se obtiene la siguiente relación general:

$$X = \frac{C}{\gamma}(1 - e^{-\gamma\bar{\epsilon}^p}) + X_1 e^{-\gamma\bar{\epsilon}^p} \quad (3.5)$$

Tomando el límite cuando la deformación plástica es muy grande, las tensiones backstress,  $X$ , tienden asintóticamente hacia un valor máximo  $X_{max}=C/\gamma$ , como se muestra esquemáticamente en la *Figura 3.22*.



**Figura 3.22.** Representación esquemática de la ley de endurecimiento cinemático

En base a esto, se puede expresar la función de tensiones de retorno  $X$ , de manera simplificada por medio de una expresión del tipo [37]:

$$X = \frac{C}{\gamma} \tanh\left(\gamma \frac{\Delta \epsilon_p}{2}\right) \quad (3.5)$$

Además, de la Figura 3.22 se deduce que:

$$\frac{\Delta \sigma}{2} - \sigma_M^0 = X = f(\bar{\epsilon}^p) \quad (3.6)$$

Representando los valores de  $\Delta \sigma/2 - \sigma_M^0$  frente a  $\Delta \epsilon/2$  se puede ajustar la ley de endurecimiento cinemático y se obtienen los parámetros que, para el caso de los materiales estudiados y para las dos velocidades de deformación analizadas, son los que se muestran en la *Tabla 3.12*.

D2205c	C (MPa)	$\gamma$	C/ $\gamma$ (MPa)
0.00085 s <sup>-1</sup>	193556	584	330
0.02 s <sup>-1</sup>	192772.4	575.44	332
D2205f	C (MPa)	$\gamma$	C/ $\gamma$ (MPa)
0.00085 s <sup>-1</sup>	400745	1313	305
0.02 s <sup>-1</sup>	395760	1289	307

**Tabla 3.12** Valor de los parámetros de la ley de endurecimiento cinemático

## **CAPÍTULO 4**

# **PROCESO DE SHOT PEENING ESTÁNDAR: DISEÑO Y CARACTERIZACIÓN**



## **4. PROCESO DE SHOT PEENING ESTÁNDAR: DISEÑO Y CARACTERIZACIÓN**

En este capítulo se describirá con detalle el tratamiento de shot peening que ha sido diseñado como referencia y que en adelante se denominará *shot peening estándar*. Además, y puesto que los resultados aquí obtenidos se utilizarán para validar el modelo numérico del siguiente capítulo, se analizarán los distintos parámetros que influyen en el tratamiento, prestando especial atención a aquellos que van a ser necesarios a la hora de definir y validar el modelo numérico que se describe detalladamente en el *Capítulo 5*.

En primer lugar, se describe el equipo de shot peening utilizado y se muestra la metodología desarrollada para obtener la intensidad Almen de trabajo y la cobertura del tratamiento. Posteriormente, se caracterizan los proyectiles empleados en lo referente a su tamaño y forma. A continuación, se presenta el dispositivo experimental diseñado para medir la velocidad de impacto de los proyectiles sobre las probetas y se determina experimentalmente el tamaño de las huellas creadas por los impactos. Posteriormente, se analiza la rugosidad superficial originada por el tratamiento y por último, se describe la técnica empleada para la medición experimental de las tensiones residuales generadas por el tratamiento y se recogen los resultados obtenidos.

### **4.1. Proceso de shot peening estándar**

El tratamiento de shot peening estándar se diseñó y aplicó en las instalaciones del Departamento de Ciencia de Materiales de la Escuela Politécnica de Ingeniería de Gijón, utilizando una máquina neumática de proyección por presión directa (*Figura 4.1*), compuesta por una cabina de chorreado modelo *GUYSON Euroblast 4 PF* con depósito tipo *G27*, ciclón motorizado tipo *75/16* y colector de polvo modelo *DC400*, que puede operar con presiones de trabajo entre 1.5 y 6 bar. La boquilla de salida de proyectiles tiene 5 mm de diámetro y el semi-ángulo de salida es de  $7.7^\circ$  y está fabricada en carburo de tungsteno para ofrecer una alta resistencia al desgaste y favorecer así la uniformidad en el flujo de salida.

Aunque la máquina puede trabajar con distintos tipos de proyectiles, con el fin de poder comparar resultados, se utilizó el mismo tipo de proyectiles que se había



utilizado en el tratamiento de shot peening industrial llevado a cabo en trabajos anteriores [7, 14] y que se describió en el *Capítulo 1*. Es decir, se utilizaron proyectiles de acero fundido del tipo S-230, cuya dureza está comprendida entre 40 y 50 HRC de acuerdo con las especificaciones de la norma SAE J444 [95], con un diámetro nominal de 0.6mm.



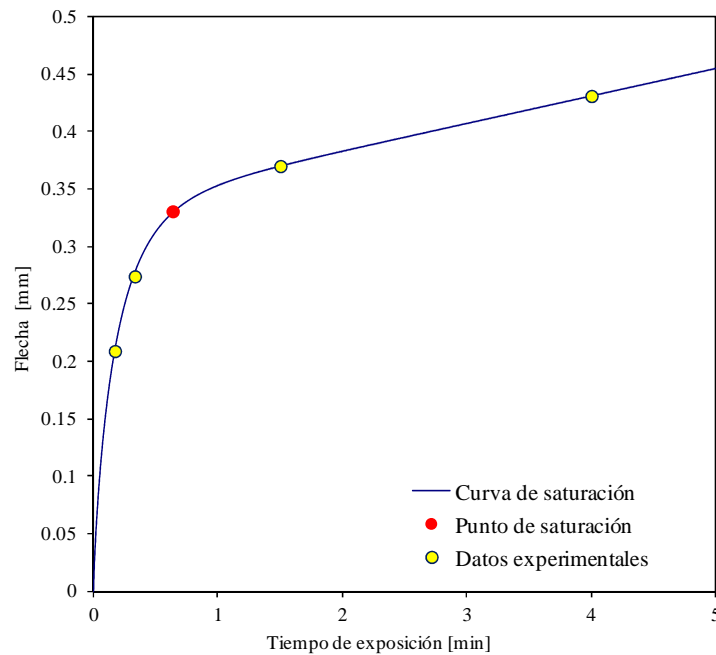
**Figura 4.1** Equipo de shot peening utilizado

Con este tipo de proyectiles y tras un amplio trabajo experimental de puesta a punto de la metodología óptima en función del tipo de máquina y proyectil, la presión de trabajo utilizada fue de 3 bar con la boquilla situada en la posición más baja, habiendo una distancia entre boquilla y probeta de 240 mm [96,97]. En estas condiciones se determinó la intensidad Almen del proceso, siguiendo las especificaciones SAE J442 [58] y SAE J443 [57], y utilizando placas Almen tipo A, grado 2. No existe ninguna normativa específica que regule la ecuación que se debe utilizar para obtener la curva de saturación. Aunque hay varias posibilidades a la hora de buscar una ecuación que describa a la curva de saturación [98,99,100], en este trabajo la curva de saturación utilizada responde a la siguiente ecuación:

$$h = a(1 - e^{-bt^c}) + dt \quad (4.1)$$

siendo  $h$  la flecha medida en la placa Almen,  $t$  el tiempo de exposición y  $a$ ,  $b$ ,  $c$  y  $d$  los cuatro parámetros de la curva, que se obtienen por iteración mediante métodos numéricos. Los estudios realizados por Kirk [98] concluyen que la *ecuación 4.1* resulta extremadamente fiable para representar un proceso de shot peening. La curva de saturación obtenida experimentalmente se muestra en la *Figura 4.2*, resultando una intensidad Almen de 13A y un tiempo de saturación de 0.64 min. El ajuste de

los datos experimentales a la curva es excelente, lo que indica que la ecuación escogida reproduce fielmente el proceso de shot peening realizado.

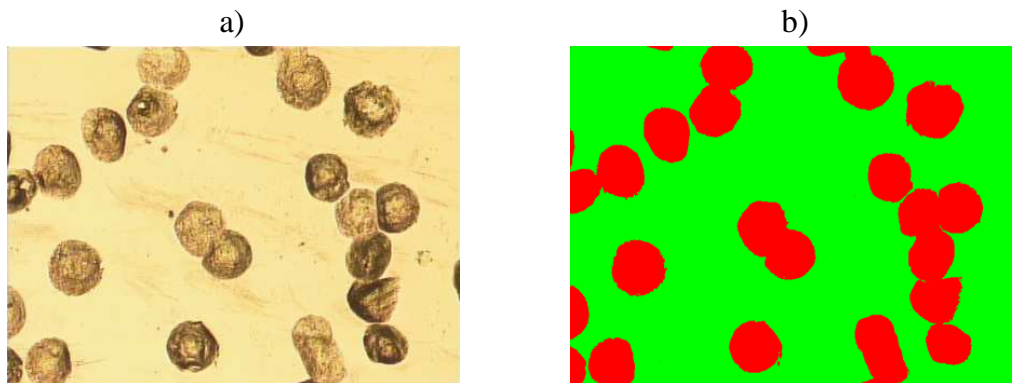


**Figura 4.2** Curva de saturación correspondiente a una intensidad Almen de 13A y un tiempo de saturación de 0.64 min

En cuanto a la cobertura, se decidió utilizar una cobertura completa (98%) para el proceso standard, aunque como se verá más adelante en ciertos casos se utilizaron menores valores de cobertura al objeto de determinar con suficiente precisión los diámetros de las huellas producidas por los impactos.

Para determinar el grado de cobertura de las superficies tratadas, en primer lugar, se expuso una probeta al chorro de proyectiles durante tiempo suficientemente pequeño como para obtener un nivel de cobertura bajo. Este es un tiempo desconocido a priori, por lo que simplemente se adoptó el criterio de no aplicar tiempos de exposición inferiores a 5 segundos, pues dadas las características de la máquina, sería difícil trabajar con precisión por debajo de ese tiempo. Posteriormente, se llevó a cabo una primera inspección visual mediante lupa estereoscópica para verificar la uniformidad del tratamiento en toda la superficie. A continuación, se observó cada probeta mediante un microscopio óptico *Nikon* a 50 aumentos, y se tomaron 10 fotografías representativas de las distintas zonas. Después se midió la cobertura mediante el software de análisis de imágenes *Enterprise Omnimet*, de *Buehler*. Es importante que la muestra presente un buen pulido para que el software pueda discernir con claridad las zonas en las que ha habido impacto. En la *Figura 4.3* se

muestra una imagen de una probeta con cobertura parcial antes y después de ser modificada mediante el software de análisis de imágenes.



**Figura 4.3** Cobertura parcial: a) Imagen obtenida mediante microscopio óptico; b) Imagen corregida mediante el software de análisis de imágenes

Considerando que se cumplen las hipótesis mencionadas en el *Apartado 2.3.1*, se puede deducir que la evolución de la cobertura vendrá determinada por la ecuación de Avrami (*ecuación 2.1*), donde, conocidos  $t$  y  $C$ , se puede despejar el factor  $AR$ . Si no se modifica ningún parámetro del proceso,  $AR$  se mantendrá constante a lo largo de todo el tratamiento, por lo que, para conocer el tiempo necesario para alcanzar la cobertura total ( $C=98\%$ ), bastará con despejar  $t$  de la ecuación de Avrami, obteniendo así, de manera teórica el tiempo necesario para obtener una cobertura total. En la *Tabla 4.1* se recogen los valores de  $AR$  obtenidos experimentalmente para ambos materiales, tras ser sometidos a tratamientos de shot peening con distintos tiempos de exposición.

	$AR$
D2205c	0.4113
D2205f	0.3010

**Tabla 4.1** Factor  $AR$  para los aceros corrugado en caliente y deformado en frío

Para validar el método experimental, se trató una nueva probeta durante el tiempo de exposición obtenido teóricamente y se midió la cobertura experimentalmente, mediante análisis de imágenes. Si el resultado está próximo al 98%, se puede considerar que el método es válido. También se realizaron tratamientos hasta alcanzar un 200% y 500% de cobertura. Los resultados experimentales obtenidos se recogen en la *Tabla 4.2*. A pesar de que, en ambos materiales, con un tiempo de exposición de 5 segundos ya se alcanzan niveles de cobertura bastante elevados, se optó por no buscar coberturas menores reduciendo los tiempos de exposición, pues tiempos inferiores a 5 segundos podrían dar lugar a errores de medida importantes.

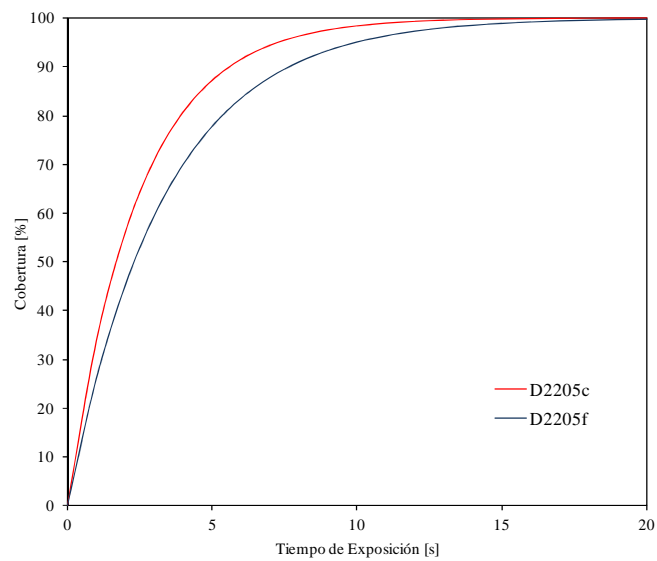
Hay que destacar la excelente correlación obtenida entre los resultados teóricos y experimentales para la cobertura total.

D2205c				
Tiempo de exposición [s]	5	10	26	65
Cobertura experimental [%]	77.80	98.89	--	--
Cobertura teórica [%]	--	98	200	500
D2205f				
Tiempo de exposición [s]	5	13	20	50
Cobertura experimental [%]	87.21	98.05	--	--
Cobertura teórica [%]	--	98	200	500

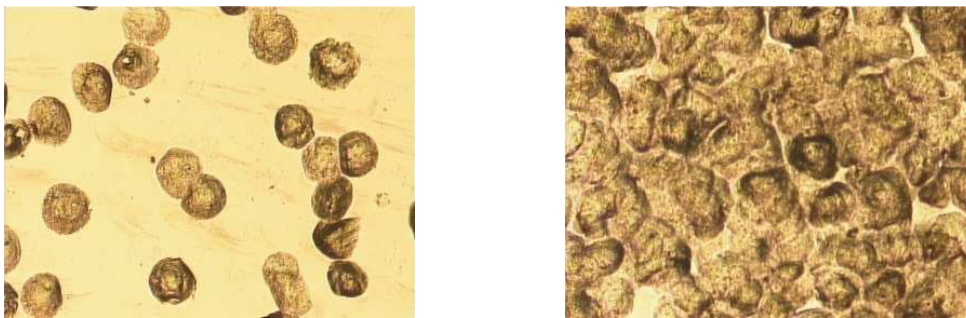
**Tabla 4.2** Distintos grados de cobertura para acero inoxidable dúplex corrugado en frío y en caliente, tratados a una intensidad Almen de 13A

La consistencia de esta metodología experimental permite extraer dos conclusiones importantes. En primer lugar, que los proyectiles crean huellas de tamaño uniforme en la superficie, lo que confirma que el tamaño medio de los proyectiles es homogéneo. Y en segundo lugar, que el ratio de flujo de proyectiles es uniforme. Esto es especialmente importante, pues, dado que las características particulares del equipo de shot peening impiden medir de manera directa el flujo másico de proyectiles, la consistencia del método permite asegurar, de manera cualitativa, que dicho flujo se mantiene constante a lo largo del tratamiento, lo cual es fundamental para obtener resultados fiables y repetitivos.

En la *Figura 4.4* se representa la evolución de la cobertura, obtenida según la expresión de Avrami para ambos materiales. Como se puede apreciar, el material deformado en frío necesita un mayor tiempo de exposición que el corrugado en caliente para alcanzar una cobertura del 98%, lo cual es lógico, dada su mayor dureza. La *Figura 4.5* recoge, mediante fotografías realizadas con microscopio óptico, el aspecto que tienen las probetas sometidas a cobertura parcial y total. En ambos casos se observa una cobertura uniforme, siendo evidente la existencia de impactos solapados. También se aprecia que, cuando se alcanza la cobertura total, son mínimas las zonas que no han sufrido impacto, pudiendo apreciarse solapamientos en todo el resto de la superficie.

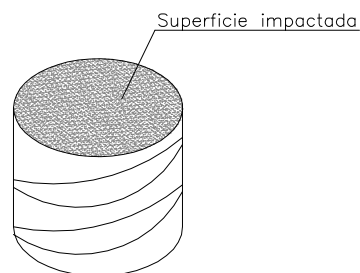


**Figura 4.4** Evolución de la cobertura en probetas de acero inoxidable dúplex corrugado en caliente y en frío, tratado a una intensidad Almen de 13A



**Figura 4.5** Cobertura parcial y total en probetas de acero D2205c

El proceso de shot peening estándar fue aplicado sobre secciones transversales de barra corrugada, como la mostrada esquemáticamente en la *Figura 4.6*. La decisión de trabajar sobre secciones transversales planas se debe a la extrema dificultad de medida de las tensiones residuales sobre la complicada geometría de los corrugados, ya señalada en trabajos anteriores [7,14].

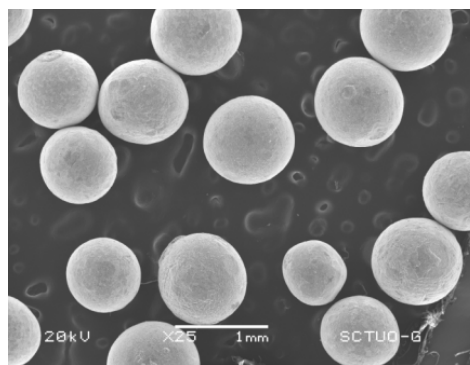


**Figura 4.6** Esquema de la sección transversal sometida a shot peening

Los resultados de este proceso estándar sobre los dos materiales utilizados se analizarán, como se verá más adelante, a través de la medida del perfil de tensiones residuales generado como de la rugosidad superficial. Además, y al objeto de obtener un modelo numérico que se ajuste lo más fielmente posible al real, conviene describir de modo muy preciso aquellas variables que al influir en los resultados deben ser modeladas como son el tamaño y la forma de los proyectiles así como la velocidad de impacto.

## 4.2. Tamaño y forma de los proyectiles

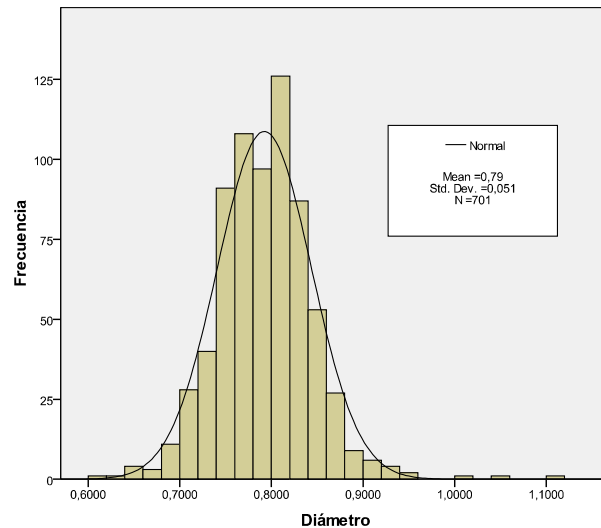
En la *Figura 4.7* se muestra una fotografía de los proyectiles utilizados obtenida mediante microscopía electrónica de barrido. Un simple vistazo a esta imagen da idea de que existen diferencias de tamaño entre unos proyectiles y otros. Parece conveniente, pues, caracterizar los proyectiles tanto en tamaño como en forma, dado que posteriormente van a ser objeto de modelización numérica.



**Figura 4.7** Imagen SEM de una muestra de los proyectiles utilizados en el tratamiento de shot peening estándar

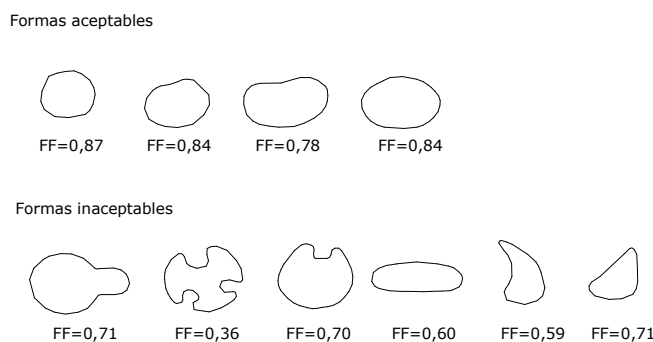
Para dicha caracterización se optó por emplear técnicas de análisis de imágenes, pues proporcionan una información adicional de tipo estadístico que no está disponible mediante un simple tamizado convencional. Para ello se utilizó el software *Enterprise Omnimet* de *Buehler*, evaluando un total de 701 proyectiles. Se observó que el tamaño se ajusta a una distribución normal de media 0.79 mm con una desviación típica de 0.051 mm. En el histograma de la *Figura 4.8* se muestra la distribución de tamaños de los proyectiles utilizados. Hay que hacer notar que según la norma SAE J444 [95], el diámetro nominal de los proyectiles S-230 es de 0.6 mm. Esta norma asigna los diámetros nominales de los proyectiles en función del tamaño de los tamices utilizados en su caracterización. De este modo, la norma permitiría, por ejemplo, que un 75% de los diámetros estuvieran distribuidos aleatoriamente entre 0.6 y 0.84 mm. Esta diferencia influiría de manera muy

significativa en la velocidad de impacto, y por tanto, en la intensidad Almen del proceso. Por este motivo, siempre es aconsejable llevar a cabo una minuciosa caracterización de los proyectiles, para determinar su diámetro con la mayor exactitud posible.



**Figura 4.8** Distribución de tamaños de los proyectiles utilizados

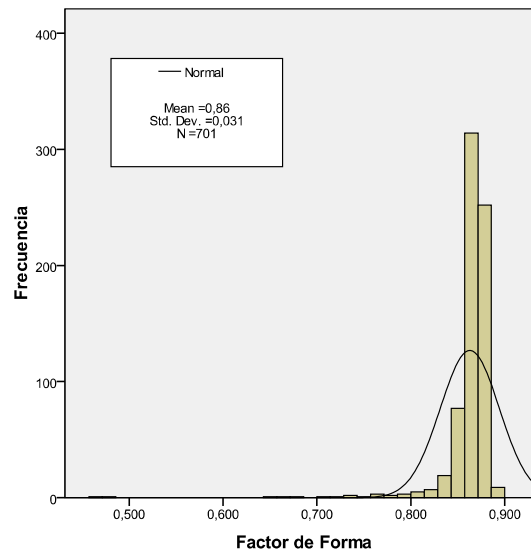
La forma de los proyectiles también fue evaluada mediante análisis de imágenes, tomando como referencia la norma MIL-S-13165-C [101] para determinar si dicha forma es aceptable o no. En esta norma, a modo de referencia, se muestran unos modelos de proyectiles con formas aceptables e inaceptables (*Figura 4.9*). En este trabajo se adoptó el criterio de considerar como aceptables todos aquellos proyectiles cuyo factor de forma era superior a 0.78, resultando inaceptables los de factor de forma inferior a 0.78.



**Figura 4.9** Clasificación de los proyectiles en función de su forma

La especificación SAE J2441 [102] considera permisible un máximo de un 10% de partículas con forma inaceptable. En la muestra analizada este porcentaje fue de un 1.28%, obteniéndose un factor de forma promedio de 0.86, con una desviación típica

de 0.031. En el histograma de la *Figura 4.10* se muestra la distribución de los proyectiles utilizados atendiendo a su factor de forma. Toda la información estadística fue obtenida mediante el software *SPSS*.

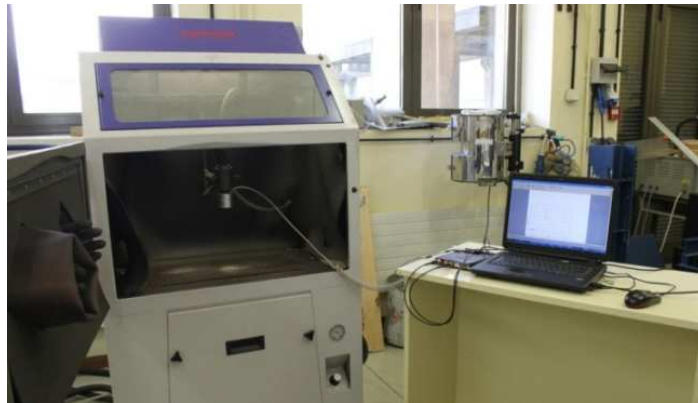


**Figura 4.10** Factor de forma de los proyectiles utilizados

### 4.3. Velocidad de impacto

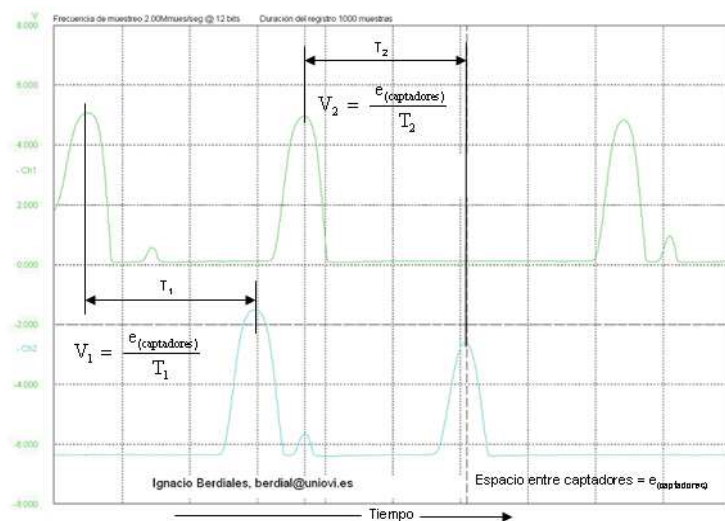
Experimentalmente la velocidad de impacto no es un parámetro que sea necesario conocer directamente, pues la intensidad Almen recoge, de manera indirecta, esa información. Ahora bien, a la hora de simular numéricamente un proceso de shot peening, la velocidad de impacto es un dato extremadamente relevante que deberá ser tenido en cuenta. Existen diferentes propuestas en la bibliografía para llevar a cabo la medida experimental de la velocidad de los proyectiles [103-105] pero se trata de métodos muy poco exactos o demasiado costosos, por lo que se optó por utilizar un método basado en sensores fotoeléctricos, desarrollado en el laboratorio de Ciencia de Materiales de la Escuela Politécnica de Ingeniería de Gijón. Para la medida de la velocidad del flujo de partículas en el aire, se emplearon barreras fotoeléctricas de luz infrarroja, separadas una distancia de 5 mm, que atraviesan el espacio comprendido entre un extremo y otro del chorro de proyectiles perpendicularmente al mismo. Cuando dos proyectiles atraviesan la primera de las barreras, se produce una señal característica, que vuelve a repetirse cuando atraviesan la segunda. Mediante la captación y posterior filtrado y amplificación de estas señales se determina el tiempo que tarda el proyectil en recorrer el espacio calibrado. En la *Figura 4.11* se muestra el montaje experimental diseñado.





**Figura 4.11** Montaje experimental diseñado para medir la velocidad de salida de los proyectiles

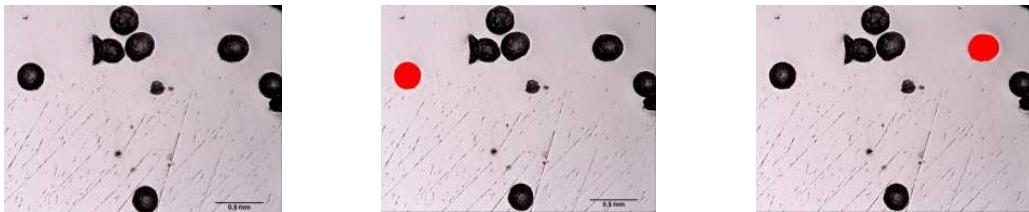
Por su parte, la *Figura 4.12* recoge uno de los registros característicos obtenidos mediante este procedimiento. La velocidad de las partículas se obtiene como el cociente entre el espacio calibrado y el tiempo de retardo del pico característico. De este modo, se puede estimar una velocidad media del flujo de partículas. Utilizando proyectiles de 0.8 mm de diámetro, una presión de trabajo de 3 bar y una distancia boquilla-probeta de 240 mm, el análisis de 250 picos característicos permitió determinar una velocidad de salida media de  $44 \pm 10$  m/s. Si bien hay que hacer notar que ésta es la velocidad con la que salen los proyectiles por la boquilla de la máquina, se considera que la velocidad de impacto de los proyectiles sobre la probeta será muy similar, dada la escasa distancia que deben recorrer hasta alcanzar la superficie de las muestras.



**Figura 4.12** Señales del sensor fotoeléctrico utilizado en la medida de la velocidad de los proyectiles

#### 4.4. Diámetro de la huellas

El diámetro de la huella creada por el impacto de un único proyectil, será un dato importante tanto para la definición del modelo numérico como para su verificación posterior, por lo que una serie de probetas fueron expuestas al tratamiento de shot peening estándar durante tiempos de exposición lo suficientemente pequeños como para poder apreciar el aspecto de las huellas individuales, no afectadas por impactos próximos. Los diámetros de las huellas fueron medidos mediante técnicas de análisis de imagen [106]. Para cada material, se midieron un total de 40 huellas en 4 muestras resultando un diámetro medio de 260  $\mu\text{m}$  en el acero laminado en caliente y de 232  $\mu\text{m}$  para el acero deformado en frío. La *Figura 4.13* muestra el proceso seguido en la medida de dos huellas en una imagen correspondiente al material D2205c.



**Figura 4.13** Esquema de medida experimental del diámetro de huellas para el acero D2205c

Como era de esperar, el mismo tratamiento de shot peening produce en el material deformado en frío una huella más pequeña que en el caso de su homólogo laminado en caliente, lo cual es lógico debido a la menor dureza de este último (ver *Tabla 3.3*).

#### 4.5. Rugosidad superficial

Según lo expuesto en el *Capítulo 2*, uno de los efectos más evidentes de los tratamientos de shot peening es la modificación del acabado superficial del elemento tratado. Existen varios parámetros para describir la rugosidad superficial de los materiales. Uno de los más utilizados para cuantificar de forma general la rugosidad de una superficie es la media aritmética de las desviaciones del perfil,  $R_a$ . Este parámetro se obtiene calculando la media aritmética del valor absoluto de las distancias desde la línea media al perfil  $R(Y_i)$  en toda la longitud de muestra. Esta línea media es una línea de referencia para el cálculo de los distintos parámetros, que se determina por el método de los mínimos cuadrados respecto al perfil  $R$ , en cada longitud de muestra:

$$R_a = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |Y_i| \quad (4.1)$$

Ahora bien, para describir el acabado superficial de una superficie que ha sido sometida a un proceso de shot peening, resulta más interesante utilizar otros parámetros de rugosidad que tengan más sensibilidad a los cambios pronunciados en las características topográficas. Uno de ellos es la *máxima altura del perfil*,  $R_t$ , que es un valor extremo, y describe la distancia entre la altura máxima de pico  $Y_p$  y la profundidad máxima de valle  $Y_v$ , en la longitud de muestra:

$$R_t = Y_p + Y_v \quad (4.2)$$

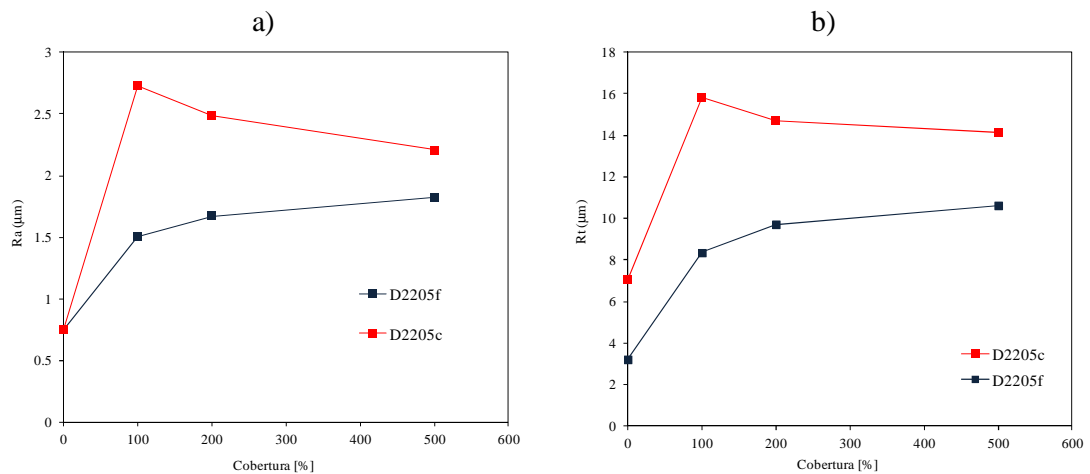
Por su parte,  $R_z$ , o *altura de diez puntos irregulares*, representa la suma de las medias (en valor absoluto) de las alturas de los cinco picos más altos ( $Y_{p_i}$ ) y de los cinco valles más profundos ( $Y_{v_i}$ ) en la longitud de muestra:

$$R_z = \frac{1}{5} \sum_{i=1}^N Y_{p_i} + \frac{1}{5} \sum_{i=1}^N Y_{v_i} \quad (4.3)$$

Las medidas de rugosidad se llevaron a cabo utilizando un rugosímetro *Diavite DH-6*, empleando un recorrido de palpador de 4.8 mm. En la *Tabla 4.3* se muestran los valores promedio obtenidos para los parámetros de rugosidad superficial más significativos, tras someter 3 muestras de ambos materiales a tratamientos de igual intensidad Almen (13A) pero con coberturas del 100, 200 y 500%. En cada muestra se realizaron 4 medidas en distintas direcciones. La evolución de estos parámetros con la cobertura se muestra de forma gráfica en la *Figura 4.14*.

D2205c			
Cobertura (%)	Ra (μm)	Rz (μm)	Rt (μm)
100	2.73	11.50	15.83
200	2.49	11.15	9.12
500	2.21	9.12	14.12
D2205f			
Cobertura (%)	Ra (μm)	Rz (μm)	Rt (μm)
100	1.52	6.37	8.35
200	1.67	7.14	9.71
500	1.82	7.85	10.62

**Tabla 4.3** Parámetros de rugosidad superficial obtenidos mediante rugosímetro



**Figura 4.14** Evolución de la rugosidad superficial en función del grado de cobertura:  
a) Ra; b) Rt

Como se puede apreciar, en el acero D2205c todos los parámetros de rugosidad siguen una tendencia decreciente al aumentar el grado de cobertura. Como los ensayos se realizan utilizando probetas pulidas, inicialmente la rugosidad debe aumentar necesariamente y posteriormente parece evidente que los sucesivos impactos ayudan a alisar las irregularidades superficiales inducidas para coberturas inferiores al 100%. Sin embargo, en el acero D2205f se observa la tendencia contraria. Esto se podría explicar en base a la mayor dureza del corrugado en frío, que necesitaría mayores tiempos de exposición para reducir sus niveles de rugosidad superficial. En cualquier caso, los resultados parecen indicar que a cada material sometido a shot peening le corresponde una rugosidad límite que se alcanzaría tras una exposición aplicada durante un tiempo suficientemente alto. También es interesante destacar que, a igualdad de intensidad Almen, 13A, los valores de rugosidad obtenidos son siempre mayores en el acero D2205c, lo cual parece lógico, al tratarse de un material más blando que el D2205f. Según el trabajo de Dai et al. [80], ver *Apartado 4.2*, en el material D2205c la rugosidad ya habría alcanzado la etapa III, mientras que el D2205f aun estaría en la etapa inicial de su evolución.

Además, en el caso del material D2205c, también se llevaron a cabo medidas de rugosidad superficial mediante la utilización de un microscopio confocal. Dichas medidas se realizaron en el Instituto Tecnológico de Materiales de Asturias sobre 3 muestras de cada material. Los resultados se recogen en la *Tabla 4.4*. Como puede observarse, los valores de rugosidad obtenidos mediante esta técnica son superiores a los proporcionados por el rugosímetro (*Tabla 4.3*). La explicación a esta diferencia radicaría en que hay lugares de la topografía superficial del material tratado que son inaccesibles al palpador del rugosímetro, mientras que estos puntos sí aparecen recogidos por la técnica confocal que, obviamente, resulta más rigurosa

para la caracterización de una determinada superficie. En cualquier caso, y al igual que ocurría con la técnica convencional, los valores obtenidos mediante microscopía confocal siguen una tendencia decreciente conforme aumenta el grado de cobertura.

D2205c			
Cobertura (%)	100	200	500
SRa (µm)	9.7	9.1	6.9
SRz (µm)	35.87	25.03	16.26
SRt (µm)	46.62	27.55	19.3

**Tabla 4.4** Parámetros de rugosidad superficial obtenidos mediante microscopio confocal

#### 4.6. Tensiones residuales

El campo de tensiones residuales generado bajo la superficie sometida al tratamiento de shot peening se caracterizó mediante la técnica de difracción de rayos X [4.12]. En este trabajo, cada medida experimental corresponde al valor medio de la tensión existente en un área de aproximadamente 1 mm de diámetro y en una profundidad de unas 5 µm. Para la realización de las medidas en profundidad, se eliminaron las sucesivas capas de material superficial mediante un proceso de pulido electrolítico, con objeto de no alterar el estado tensional de la probeta. El reactivo de trabajo utilizado consistió en una mezcla de ácido perclórico y acético.

Todas las medidas de tensiones residuales se llevaron a cabo mediante un difractómetro *Stresstech G3*, mostrado en la *Figura 4.14*, utilizando la radiación  $K\alpha$  del Cromo ( $2\theta=0.2291$  nm). Se obtuvieron medidas tanto en la fase ferrita como en la fase austenita en tres direcciones radiales ( $0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$ ) si bien, dadas las características de los tratamientos de shot peening, en este caso la dirección de medida debería ser irrelevante. Las medidas en la ferrita se realizaron en la familia de planos (2 1 1) para un ángulo  $2\theta$  de  $156.4^\circ$ , mientras que las medidas en la austenita se llevaron a cabo utilizando la familia de planos (2 2 0) para un ángulo  $2\theta$  de  $128.2^\circ$ . Posteriormente, para el cálculo de la tensión residual se utilizó un módulo elástico de 211 GPa para la ferrita y de 196 GPa para la austenita [108]. Para el cálculo de la tensión residual total se aplicó la regla de las mezclas, teniendo en cuenta la fracción volumétrica de las dos fases presentes [109].



**Figura 4.14** Difractómetro utilizado para la medida de tensiones residuales

Los valores de tensiones residuales promedio obtenidos para los dos materiales se recogen en las *Tablas 4.5 y 4.6* Como era de esperar, no existe apenas diferencia entre las medidas obtenidas en las direcciones 0°, 45° y 90°, por lo que se decide que, para cada nivel de profundidad, el valor promedio de los obtenidos en las tres direcciones será el valor representativo de la tensión residual a esa profundidad.

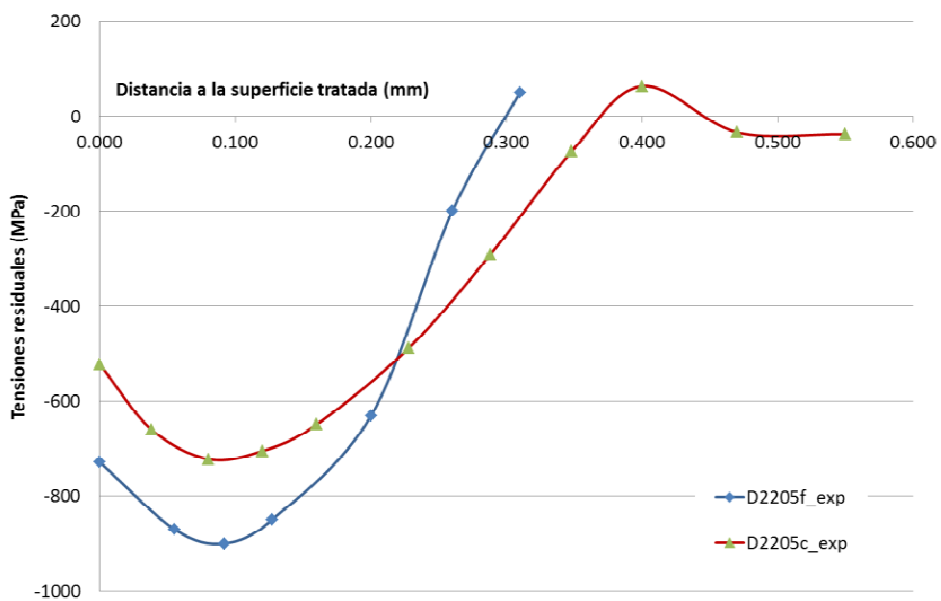
Profundidad (nm)	Tensiones residuales(MPa)					
	0°		45°		90°	
0	-504.5	± 36.0	-521.4	± 23.7	-543	± 47.4
38	-687.1	± 65.2	-647.1	± 39.9	-645.1	± 49.2
80	-738.6	± 57.0	-705.7	± 26.8	-722.6	± 52.4
120	-682.3	± 64.4	-721.8	± 28.0	-711.4	± 42.9
160	-697.2	± 40.0	-583.3	± 52.3	-584.5	± 38.1
228	-582.7	± 61.8	-522.2	± 45.1	-542.8	± 54.2
288	-317.2	± 25.4	-362.4	± 36.8	-258.9	± 22.8
348	-230.5	± 23.4	-161.9	± 18.6	-62.4	± 24.7
400	64.9	± 15.8	-13.5	± 23.8	138.7	± 34.8

**Tabla 4.5** Valores de tensiones residuales en profundidad obtenidos para el D2205c

Profundidad (nm)	Tensiones residuales(MPa)					
	0°		45°		90°	
0	-504.5	± 36.0	-521.4	± 23.7	-543	± 47.4
38	-687.1	± 65.2	-647.1	± 39.9	-645.1	± 49.2
80	-738.6	± 57.0	-705.7	± 26.8	-722.6	± 52.4
120	-682.3	± 64.4	-721.8	± 28.0	-711.4	± 42.9
160	-697.2	± 40.0	-583.3	± 52.3	-584.5	± 38.1
228	-582.7	± 61.8	-522.2	± 45.1	-542.8	± 54.2
288	-317.2	± 25.4	-362.4	± 36.8	-258.9	± 22.8
348	-230.5	± 23.4	-161.9	± 18.6	-62.4	± 24.7
400	64.9	± 15.8	-13.5	± 23.8	138.7	± 34.8

**Tabla 4.6** Valores de tensiones residuales en profundidad obtenidos para el D2205f

En la *Figura 4.15* se representan los perfiles de tensiones residuales promedio obtenidos para los dos materiales analizados. En el caso del acero D2205c se obtiene una tensión residual en la superficie de -523 MPa, alcanzándose una tensión máxima de -722 MPa a una profundidad de unas 120  $\mu\text{m}$ . La zona afectada por el tratamiento supera los 360  $\mu\text{m}$ . En el material D2205f, la tensión en la superficie (-729MPa) y la tensión máxima alcanzada (-898 MPa) son superiores a las obtenidas en el D2205c, aunque la profundidad a la que se alcanza dicha tensión máxima es prácticamente la misma y la profundidad de material afectado por tensiones residuales de compresión es menor (300  $\mu\text{m}$ ).



**Figura 4.15** Perfiles de tensiones residuales en profundidad obtenidos experimentalmente

## **CAPÍTULO 5**

# **SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL PROCESO DE SHOT PEENING**





## 5. SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL PROCESO DE SHOT PEENING

En este capítulo se describe el modelo numérico diseñado para simular un tratamiento de shot peening sobre los materiales objeto de estudio. Se trata de un análisis numérico complejo, al ser un problema tridimensional, dinámico y con múltiples impactos, lo que requiere un gran coste computacional. En este trabajo se prestará una especial atención al modelo del material. Por una parte hay que analizar un material sometido a la acción de proyectiles que impactan sobre su superficie a velocidades que, dependiendo del proceso, varían entre 20m/s y 100 m/s, por lo que parece obvio que el modelo constitutivo a utilizar debe tener en cuenta el efecto de la velocidad de deformación. Este tipo de modelos que se describen, entre otras, mediante leyes de endurecimiento isotrópico [37]. Sin embargo, hay que tener en cuenta que estos modelos sólo son válidos cuando la carga es monotónica o, en caso de carga cíclica, cuando no existe efecto Bausschinger [38]. Por tanto, como el proceso de shot peening implica la aplicación de cargas repetidas, será necesario evaluar la respuesta cíclica del material. En caso de que no exhiba efecto Bausschinger, un modelo isotrópico podría ser correcto, pero de no ser así, debería utilizarse un modelo de endurecimiento cinemático [39].

Puesta de manifiesto la importancia de una correcta caracterización mecánica del material a tratar (*Capítulo 3*), ninguno de los trabajos de investigación sobre modelización del proceso de shot peening realizados hasta el momento afronta el problema en toda su envergadura, utilizando la mayoría de ellos modelos de endurecimiento isotrópico, que no tienen en cuenta el comportamiento cíclico [18,19,21,22,26,36,38], mientras que otros utilizan únicamente modelos cinemáticos que no tienen en cuenta el efecto de la velocidad de deformación [24,29,34].

Para realizar la simulación numérica del proceso de shot peening, se utilizó el código comercial de elementos finitos ABAQUS/Explicit 6.10.1. Con el fin de optimizar el coste computacional de las simulaciones, se han implementado tanto modelos axisimétricos como modelos tridimensionales. El modelo axisimétrico, mucho más sencillo que el 3D, permite estudiar el efecto producido por el impacto de un único proyectil. Con este tipo de modelo se puede, además, analizar la influencia del tamaño del proyectil y de la velocidad de impacto, con un coste computacional muy bajo, permitiendo también calibrar dichos parámetros mediante la comparación entre el diámetro de huella medido experimentalmente y el obtenido

a partir de la simulación numérica. Por otra parte, este modelo posibilita la comparación de los resultados obtenidos a partir de diferentes modelos de material en los que se considera el efecto de la velocidad de deformación con otros modelos no dependientes de dicha velocidad de deformación, sin embargo, se limita al estudio de impactos únicos en los que únicamente se tendrá en cuenta la carga monotónica producida por dicho impacto. Ahora bien, en un proceso real de shot peening generalmente se persigue alcanzar una cobertura total de la zona afectada, lo que implica que un 98% de la superficie habrá sufrido al menos un impacto. Esto hace que, dada la aleatoriedad del proceso, desde los primeros instantes se produzcan impactos solapados en una misma zona de la probeta, siendo imposible modelizar este comportamiento mediante un modelo axisimétrico, por lo que será necesario recurrir a un modelo tridimensional, mucho más complejo que el modelo axisimétrico, y con un coste computacional mucho más elevado. Este modelo permitirá obtener numéricamente el perfil de tensiones residuales de compresión generado bajo la superficie impactada. La comparación de este perfil con el obtenido experimentalmente mediante técnicas de difracción de rayos X, permitirá conocer qué modelo constitutivo es el que mejor describe el comportamiento del material.

Tanto en el modelo axisimétrico como en el tridimensional, los proyectiles esféricos se han modelado como sólidos rígidos, determinando su masa a partir de su diámetro y de la densidad del acero ( $7800 \text{ kg/m}^3$ ). Teniendo en cuenta la naturaleza del par de fricción (acero inoxidable-acero estructural) y el tipo de contacto considerado (contacto seco), en las simulaciones numéricas se ha considerado un coeficiente de fricción de 0.4 entre los proyectiles y la superficie de impacto [26,29].

Por otra parte, tal y como sugieren otros investigadores [26,32,34], en ambos modelos se han utilizado elementos infinitos tanto en las superficies laterales como en la superficie inferior de la probeta sobre la que impactan los proyectiles, con el fin de evitar el efecto rebote generado por las ondas elásticas producidas tras cada impacto, que pueden modificar el estado tensional en la probeta. Se ha observado que, al utilizar elementos infinitos, la estabilización en las tensiones residuales se produce tras unos pocos microsegundos, mientras que si no se utilizan, no llega a producirse esta estabilización y la interferencia de las ondas incidentes con las ondas no amortiguadas puede conducir a resultados dispares.

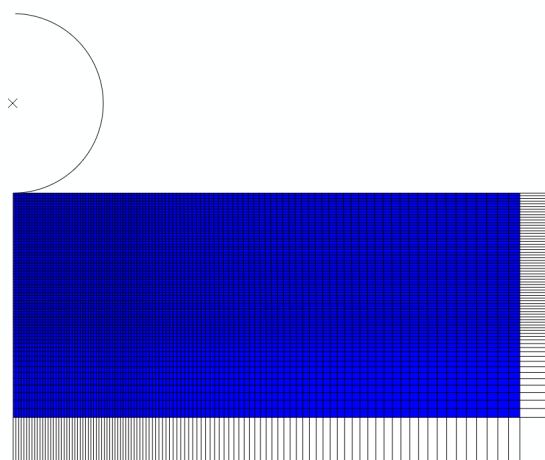
Los diferentes modelos utilizados se describen con detalle en los siguientes epígrafes.

## 5.1. Modelo axisimétrico

Para desarrollar el modelo axisimétrico se ha utilizado una probeta 2.25 mm de radio y 1 mm de espesor [34], añadiendo elementos infinitos a las superficies lateral e inferior. En la zona central de la probeta se ha considerado una zona de impacto de 0.5 mm de radio y 0.6 mm de profundidad, utilizando elementos axisimétricos lineales de cuatro nodos con integración reducida (CAX4R). En esta zona se medirán las tensiones residuales generadas tras el tratamiento de shot peening, por lo que, con el fin de obtener la mayor precisión posible en la obtención de los resultados, se llevado a cabo un mallado denso, hasta obtener elementos de tamaño constante y lado  $12\ \mu\text{m}$ . Fuera de la zona de impacto, se ha utilizado un mallado más grueso, aumentando proporcionalmente el tamaño de los elementos con la distancia al eje de simetría y a la superficie superior de la probeta, y alcanzando unas dimensiones de  $50 \times 40\ \mu\text{m}$  los elementos de mayor tamaño utilizados. Los elementos infinitos anexados a las superficies lateral e inferior son axisimétricos lineales de cuatro nodos (CINAX4).

Sobre la superficie superior de la probeta se simula el impacto de un único proyectil, definido como sólido rígido analítico. Por lo que respecta a las condiciones de contorno y de carga, se ha aplicado un empotramiento en la parte inferior de la probeta y una velocidad vertical (que varía entre 40 y 100 m/s) en el centro del proyectil.

En la *Figura 5.1* se muestra una imagen del modelo utilizado para las simulaciones axisimétricas. En color gris se muestran los elementos infinitos, que aparecen anexados a las superficies inferior y derecha de la probeta.

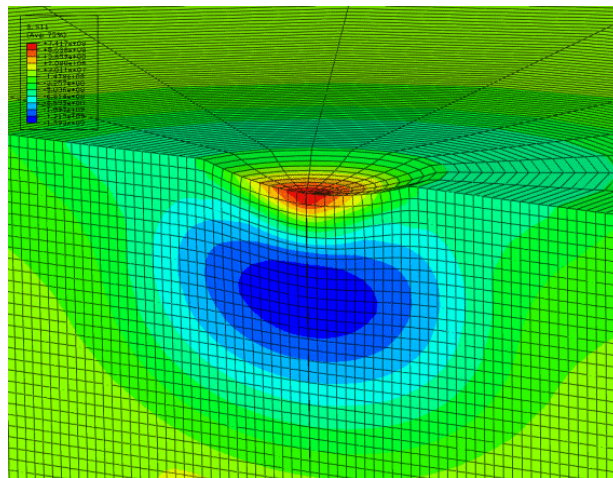


**Figura 5.1** Modelo axisimétrico

### 5.1.1. Relación entre velocidad de impacto y diámetro de huella

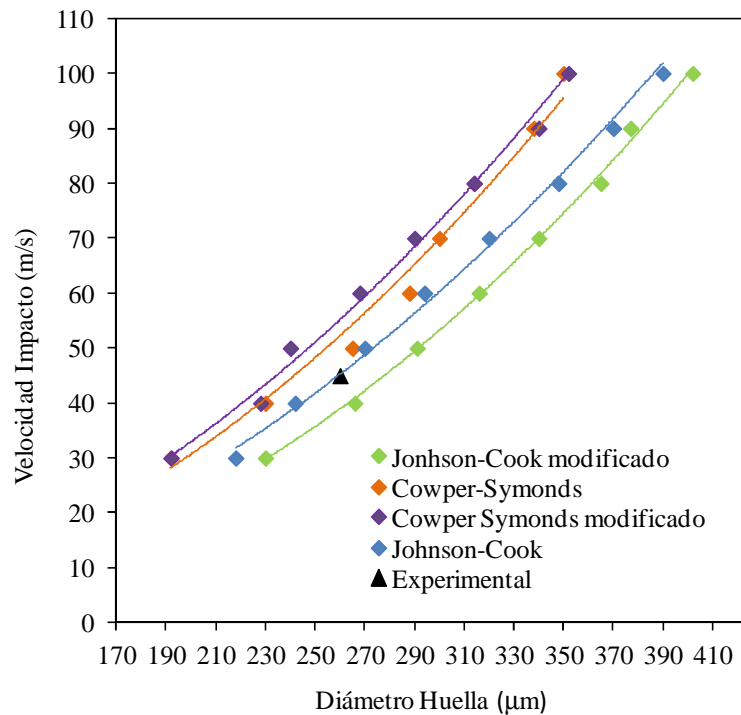
El bajo coste computacional del modelo axisimétrico lo hace muy atractivo a la hora de valorar la mayor o menor bondad de los distintos modelos viscoplásticos analizados que tienen en cuenta el efecto de la velocidad de deformación: Cowper-Symons, Cowper-Symons modificado, Johnson-Cook y Johnson-Cook modificado (modelos descritos en el *Capítulo 2*). Así, si se analiza el impacto aislado de un único proyectil, no será necesario tener en cuenta el comportamiento cíclico del material, por lo que se podrá evaluar la bondad de los distintos modelos viscoplásticos comparando los resultados que se obtengan numéricamente con los experimentales recogidos en el *Capítulo 4*.

En la *Figura 5.2* se muestra la huella por un proyectil de diámetro 0.8 mm tras impactar sobre la probeta de acero D2205c a 40 m/s. Bajo la superficie impactada se genera una zona sujeta a tensiones residuales de compresión. Como se puede apreciar, el tamaño de esta zona es notablemente mayor que el diámetro de la huella creada en la superficie.



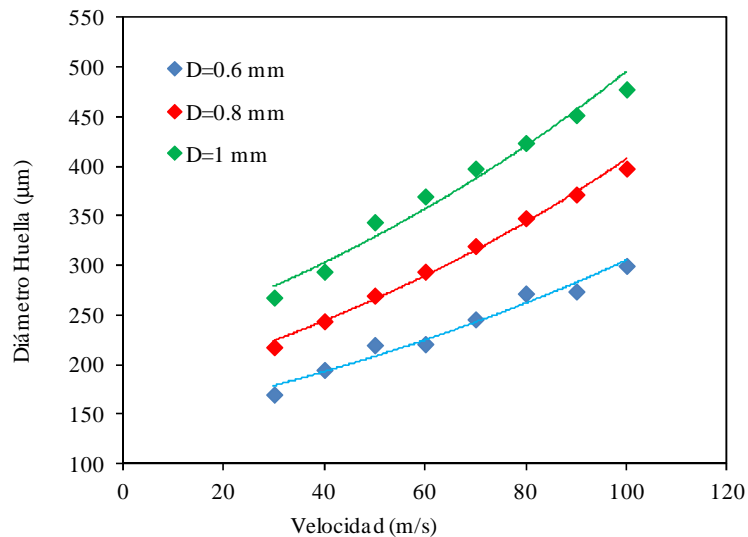
**Figura 5.2** Tensiones residuales creadas tras un único impacto

En la *Figura 5.3* se muestran las relaciones obtenidas entre el diámetro de huella y la velocidad de impacto para los distintos modelos viscoplásticos considerados para el material D2205c, utilizando el modelo axisimétrico y un diámetro de proyectil de 0.8 mm. Como se puede observar, el modelo de Johnson-Cook es el que mejor se ajusta a la medida experimental de la huella, obtenida en el *Apartado 4.4* (diámetro de huella: 0.260 mm; velocidad de impacto: 45 m/s).

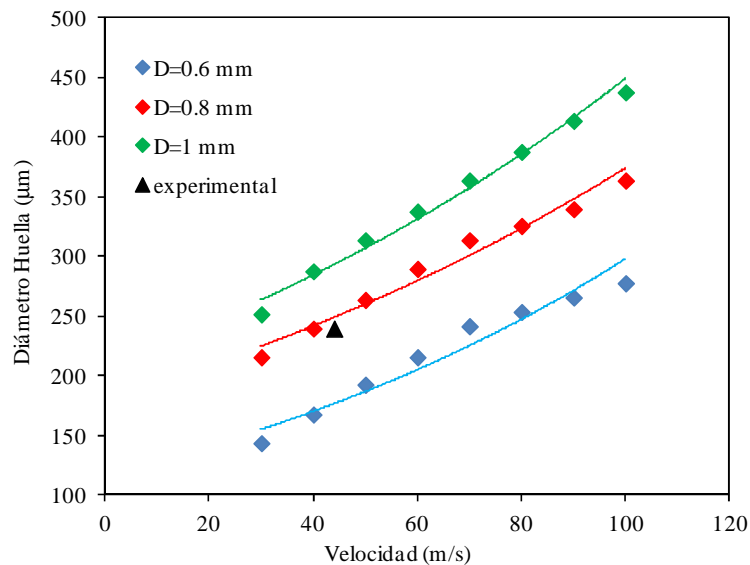


**Figura 5.3** Relación entre la velocidad de un proyectil de diámetro 0.8 mm y el diámetro de huella obtenido según distintos modelos viscoplásticos del acero D2205c

De este modo, como se propone en la *Figura 5.4*, aplicando el modelo de Johnson-Cook se puede predecir el tamaño de huella en función de la velocidad de impacto, para distintos diámetros de proyectil. Análogamente, en la *Figura 5.5* se recogen los resultados para el material deformado en frío, D2205f.



**Figura 5.4** Aplicación del modelo de Johnson-Cook para relacionar velocidad de impacto y diámetro de huella en el acero D2205c



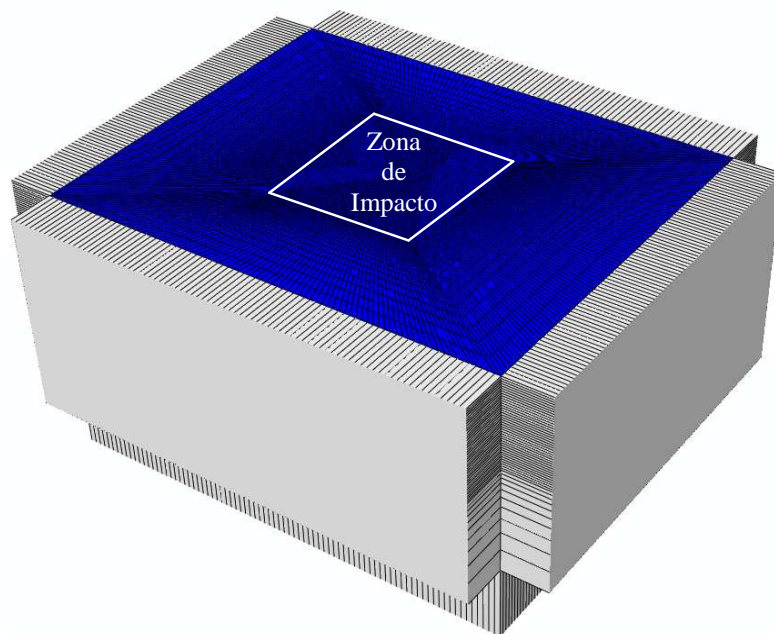
**Figura 5.5** Aplicación del modelo de Johnson-Cook para relacionar velocidad de impacto y diámetro de huella en el acero D2205f

En definitiva, el modelo axisimétrico propuesto resulta de gran utilidad, pues con un coste computacional muy bajo, permite relacionar la velocidad de impacto de los proyectiles con el tamaño de huella generado.

## 5.2. Modelo tridimensional

En el caso del modelo tridimensional, se ha utilizado una probeta de sección cuadrada de 3 mm de lado y 1.3 mm de espesor, a la que, al igual que en el modelo axisimétrico, se han añadido elementos infinitos en las superficies laterales e inferior. En la zona central de la probeta se ha considerado una zona de impacto de 1x1 mm de superficie, y 0.6 mm de profundidad. En esta zona se realizó un mallado fino utilizando elementos tridimensionales sólidos lineales de ocho nodos con integración reducida (C3D8R) de tamaño constante, con unas dimensiones de 12x12x12 µm. En la *Figura 5.6* se representa la probeta mallada, pudiendo apreciarse la región central (zona de impacto) en la que se ha realizado un mallado más fino, hasta obtener un tamaño de elemento de 1/20 el diámetro de huella [102]. Con este tamaño de elemento, se tiene un compromiso adecuado entre el tiempo de computación y la precisión de los resultados. Fuera de la zona de impacto, se ha hecho variar el tamaño de los elementos proporcionalmente a la distancia al centro de la probeta y a la superficie superior de la misma, teniendo unas dimensiones de 33x154x150 µm los elementos de mayor tamaño utilizados. Los elementos infinitos añadidos a las superficies laterales e inferior de la probeta, son tridimensionales lineales con ocho nodos (CIN3D8). Hay que hacer notar que las dimensiones de la

superficie de impacto (1x1 mm) han sido escogidas de manera que coincidan con la superficie que abarca el difractor de rayos X en cada medición de tensiones residuales.



**Figura 5.6** Geometría de la probeta utilizada en el modelo 3D

Por lo que respecta a los proyectiles esféricos, éstos han sido generados como sólidos rígidos analíticos, y de nuevo se ha calculado su masa a partir de su diámetro y de la densidad del acero. Para obtener una cobertura total sobre la superficie de impacto, es necesario definir tanto el número de proyectiles que deben incidir sobre dicha superficie como su ubicación, de modo que las huellas generadas cubran un 98% de la zona de impacto. La ubicación de los proyectiles se hará con respecto a un sistema de referencia con centro en el centro geométrico de la superficie de impacto. Puesto que los proyectiles incidirán sobre la probeta perpendicularmente, la dirección de impacto se corresponderá con la dirección Z, mientras que las direcciones X e Y definen los planos perpendiculares al impacto de los proyectiles. Las coordenadas X e Y de los proyectiles se determinan de manera aleatoria, de modo que el centro de gravedad de cada esfera quede dentro de la superficie de impacto, que en este caso es de 1x1 mm. La coordenada Z se determina en función de la velocidad de impacto, de modo que transcurran al menos  $2 \mu\text{s}$  entre impactos, con el objetivo de asegurar la estabilización de las ondas elásticas producidas por un impacto antes de que el siguiente proyectil alcance la probeta. En este punto, hay que hacer notar que no se han considerado interacciones entre los diferentes proyectiles que inciden y los que rebotan, por lo que todas las bolas impactan a una velocidad conocida.

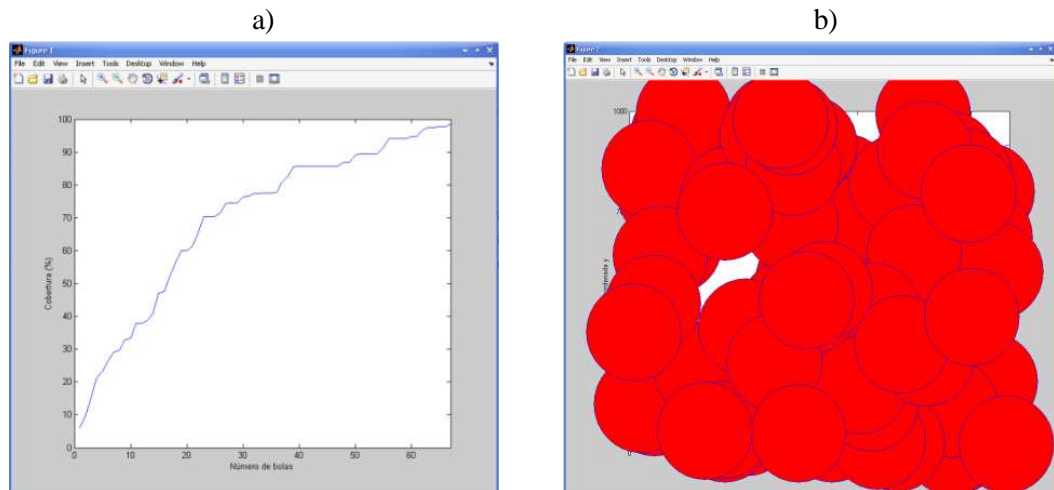


Para calibrar el modelo se utilizaron los datos experimentales recogidos en la *Tabla 4.2* correspondientes al acero D2205c. Conociendo el factor  $AR$  y habiendo medido experimentalmente el diámetro de la huella (*Tabla 4.7*) se puede determinar el valor del parámetro  $R$ , siendo  $R=7.183$  huellas/ $mm^2s$ . Puesto que, en este caso, el tiempo de exposición del ensayo fue de 10 s, se puede deducir que en este proceso de shot peening se crean 72 huellas/ $mm^2$ . Finalmente, al haber definido una superficie de impacto de 1  $mm^2$ , se tiene que la cobertura total de la superficie de impacto se alcanza con 72 proyectiles de diámetro 0.8 mm.

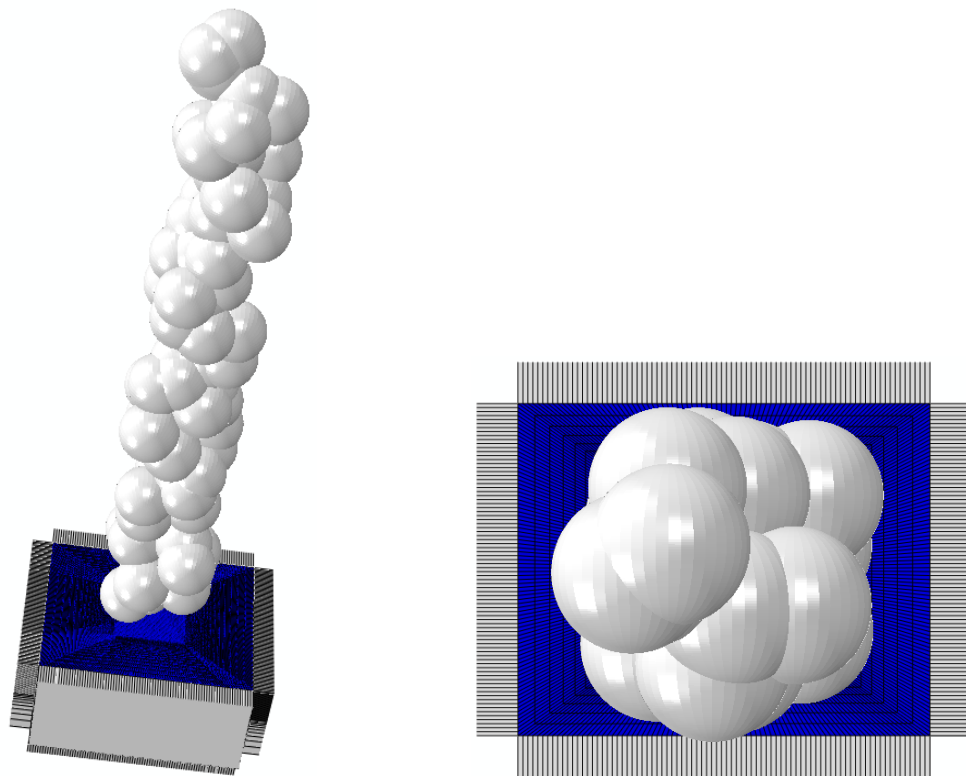
Basándose en esta metodología, se diseñó un programa mediante el software Matlab R2007a, de modo que, introduciendo como datos el diámetro de la huella generada, las dimensiones de la superficie de impacto y la velocidad de impacto, se puede obtener el número de proyectiles necesario para alcanzar una cobertura determinada, así como sus coordenadas X,Y,Z.

La naturaleza aleatoria del proceso de generación de las coordenadas conduce a la obtención de diferentes números de proyectiles necesarios para alcanzar un mismo grado de cobertura, por lo que, para calibrar el modelo, se han llevado a cabo varias simulaciones hasta obtener una cobertura del 98% con un número de proyectiles lo más próximo posible a los 72 obtenidos experimentalmente. En este caso, se obtuvo una cobertura del 98% con el impacto de 74 proyectiles de diámetro 0.8 mm a una velocidad de 40 m/s. Una vez validada la metodología para obtener la cobertura total, para otros casos, en los que no se disponga de resultados experimentales, el número de proyectiles necesario para alcanzar la cobertura total se obtendrá llevando a cabo varias simulaciones y extrayendo un valor medio.

En la *Figura 5.7* se muestran dos capturas de pantalla de Matlab. En la *Figura 5.7 a)* se aprecia la curva de evolución de la cobertura en función del número de proyectiles que han impactado sobre la probeta. La *Figura 5.7 b)* recoge de manera esquemática las huellas generadas por los sucesivos impactos hasta cubrir un 98% de la superficie considerada. En la *Figura 5.8* se aprecia la geometría del modelo tridimensional utilizado, pudiendo observarse la ubicación aleatoria de los proyectiles.



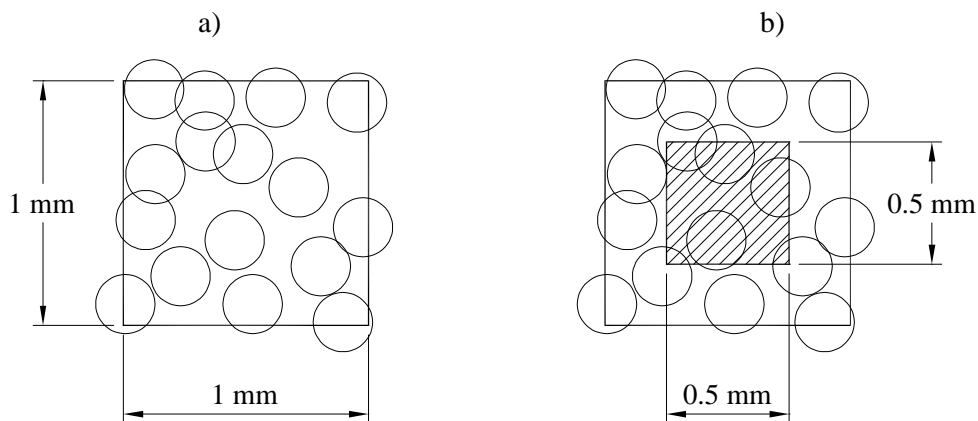
**Figura 5.7** Capturas de pantalla del programa de Matlab diseñado para la obtención de la cobertura total de la zona de impacto



**Figura 5.8** Geometría del modelo 3D completo

Para una completa validación del modelo numérico, se han de comparar los perfiles de tensiones residuales obtenidos numéricamente con los obtenidos de manera experimental. Por tanto, se debe ser especialmente minucioso a la hora de obtener una correcta determinación de estos valores a partir del modelo de elementos finitos.

Para poder obtener valores representativos de las tensiones residuales a partir del modelo numérico, es necesario eliminar el efecto de borde que se produciría si coincidiesen la zona de impacto y la zona de medida de tensiones residuales. Con el fin de evitar este efecto, se ha optado por mantener una zona de impacto de 1x1 mm, mientras que las tensiones residuales se medirán en una zona de 0.5x0.5 mm, como se representa en la *Figura 5.9*. La tensión residual en la zona de medida se obtendrá extrayendo el valor de tensión medio correspondiente a los 1763 nodos que componen esta superficie. Del mismo modo, para obtener el perfil de tensiones residuales bajo la superficie de impacto, y por analogía con el proceso de medida experimental mediante técnicas de difracción de rayos X (según el cual se van eliminando sucesivamente capas de material), se han tomado diferentes planos paralelos a la superficie de impacto, calculando el valor medio de tensión residual en cada uno de ellos. Así, se ha calculado el valor de tensión residual media en 25 superficies paralelas a la zona de medida, llegando hasta una profundidad de 360  $\mu\text{m}$ .

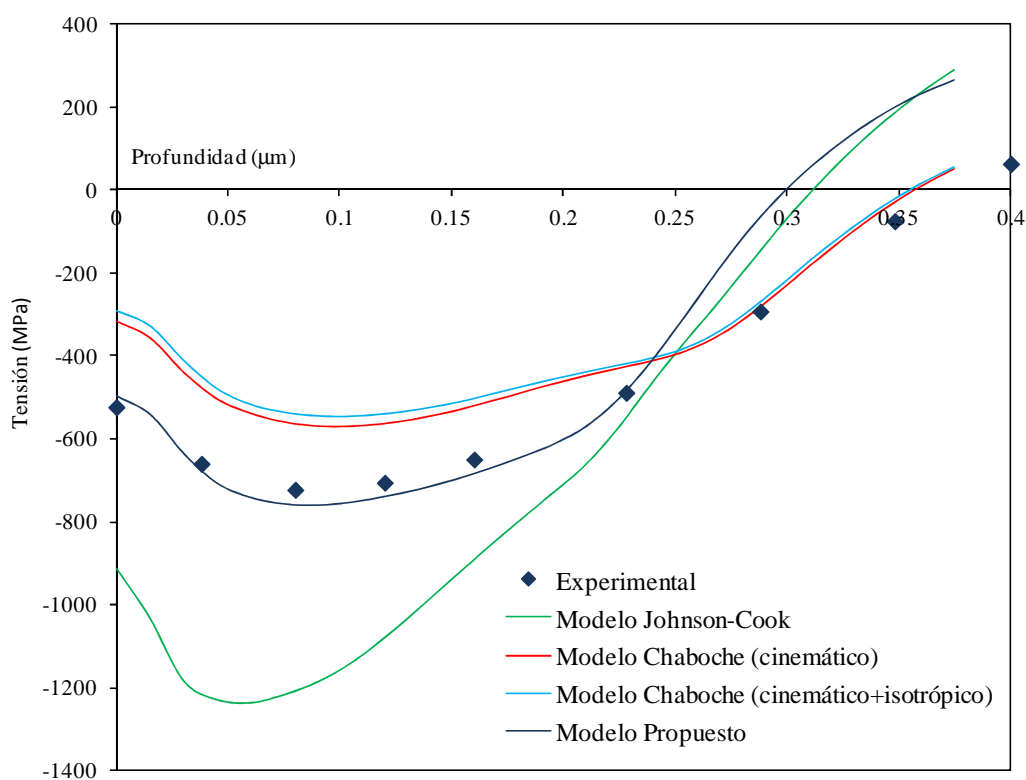


**Figura 5.9** a) Zona de impacto de proyectiles; b) Zona de medida de tensiones residuales

### 5.3. Validación del modelo

El modelo numérico se valida comparando los perfiles de tensiones residuales obtenidos mediante la simulación con los obtenidos experimentalmente aplicando la técnica de difracción de rayos X. Para ello, se han llevado a cabo diferentes simulaciones, modelizando el material mediante distintos modelos constitutivos, con el fin de analizar cuál de ellos refleja mejor el comportamiento del material sometido al tratamiento de shot peening. En primer lugar, se ha tenido en cuenta únicamente el efecto de la velocidad de deformación, utilizando el modelo de Johnson-Cook

para modelizar el material. A continuación, se recoge el efecto Bausschinger debido a la sucesión de cargas repetidas, utilizando el modelo cinemático no lineal propuesto por Chaboche. Para tener en cuenta no sólo el efecto Bausschinger, sino también el ablandamiento cíclico que se produce en el material, se utilizó el modelo isotrópico-cinemático no lineal completo. Por último, para considerar simultáneamente el efecto de la carga cíclica y la velocidad de deformación, se ha incluido ésta última en la componente isotrópica de la ley de endurecimiento cíclico del modelo isotrópico-cinemático no lineal. En la *Figura 5.10* se muestran los perfiles de tensiones residuales obtenidos numéricamente para el acero D2205c empleando los distintos modelos de endurecimiento del material en la simulación, junto con los resultados experimentales determinados por difracción de rayos X.



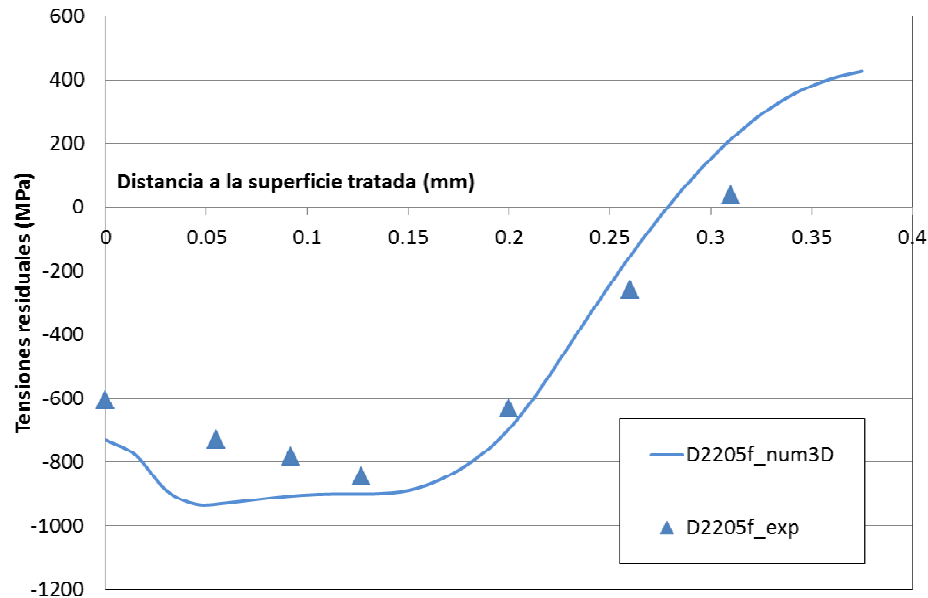
**Figura 5.10** Perfiles numérico y experimental de tensiones residuales, obtenidos para el acero D2205c, con proyectiles de 0.8 mm de diámetro y velocidad de 40 m/s

De acuerdo con las observaciones realizadas por otros investigadores [34], cuando se describe el material mediante un modelo que únicamente tiene en cuenta el efecto de la velocidad de deformación (modelo de Johnson-Cook), la predicción numérica sobreestima en gran medida las tensiones residuales generadas por el tratamiento de shot peening. Por el contrario, si el modelo de endurecimiento del material sólo tiene en cuenta el efecto Bausschinger producido por la carga cíclica (modelo cinemático-estático), la simulación numérica predice un perfil de tensiones residuales muy por

debajo del obtenido experimentalmente. Además, dicha predicción apenas mejora incluyendo en el modelo la parte isotrópica de la ley de endurecimiento que describe en ablandamiento cíclico (modelo cinemático-isotrópico). Sin embargo, cuando se utiliza un modelo que tiene en cuenta los efectos conjuntos de la velocidad de deformación y de la carga cíclica (modelo propuesto en esta tesis doctoral), los resultados numéricos y los experimentales muestran un ajuste mucho mejor. El modelo numérico da una muy buena predicción de la tensión residual en la superficie sometida a shot peening, así como del valor máximo alcanzado y la profundidad a la que se alcanza, pero no predice tan acertadamente la profundidad de la capa comprimida tras el tratamiento, siendo menor en el modelo numérico que en la realidad. A partir de una cierta profundidad (aproximadamente 0.25 mm) los resultados obtenidos con el modelo viscoplástico-cinemático son los mismos que predice el modelo viscoplástico que sólo tiene en cuenta el efecto de la velocidad de deformación y, sin embargo, los resultados experimentales a partir de esa profundidad se parecen más a los resultados del modelo cinemático que únicamente considera el efecto Bausschinger. La explicación a este comportamiento podría encontrarse en el modo en el que se introdujo el efecto de la velocidad de deformación. Según lo expuesto en el *Capítulo 3*, el modelo propuesto en este trabajo aprovecha el modelo isotrópico-cinemático ya implementado en ABAQUS, introduciendo el efecto de la velocidad de deformación en la componente isotrópica del modelo, que es la que describe el ablandamiento sufrido por el material a un determinado valor de  $\Delta\varepsilon$ . ABAQUS sólo permite introducir una única ley de ablandamiento para cada velocidad de deformación, mientras que, según se recoge en la *Figura 3.21*, la ley de ablandamiento puede variar en función de  $\Delta\varepsilon$ . Esta limitación indica que, si bien la utilización del modelo implementado en ABAQUS permite hacer una estimación bastante buena de las tensiones residuales, probablemente se obtendría un mejor resultado si se implementase, mediante una subrutina de usuario, un modelo que combinase la ley de endurecimiento cinemático con un modelo que describiese más adecuadamente el efecto de la velocidad de deformación, como el de Johnson-Cook.

La predicción del modelo completo para el acero D2205f se recoge en la *Figura 5.9*, donde se muestran los resultados numéricos para una velocidad de impacto de 40 m/s junto con los obtenidos experimentalmente por difracción de rayos X. Si bien en este caso el ajuste entre los resultados numéricos y los experimentales no es tan bueno, el modelo predice bastante adecuadamente la tensión máxima alcanzada y la profundidad de la zona afectada. La explicación a este hecho podría encontrarse en que este material ya se encontraba endurecido por deformación antes de ser caracterizado y, por lo tanto, sería un material anisótropo de partida al que no deberían aplicarse los modelos de endurecimiento propuestos en el *Capítulo 3*, ya

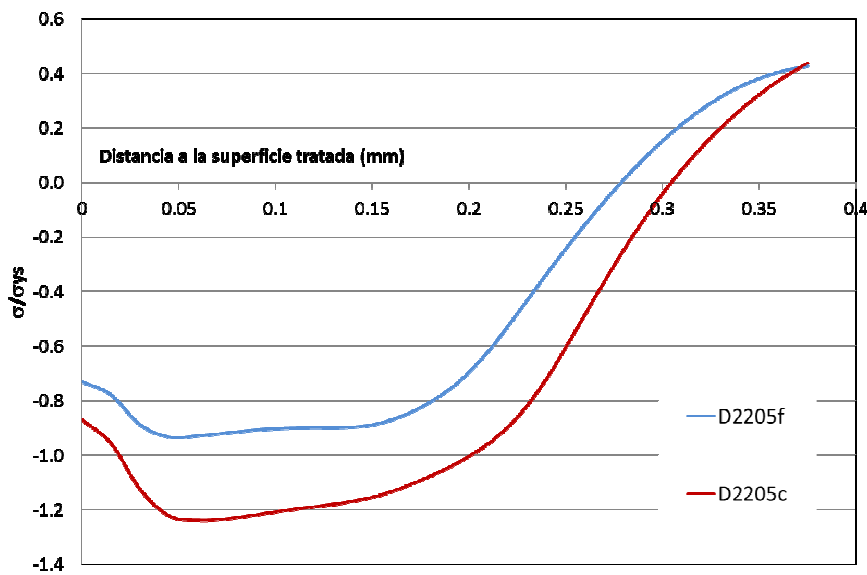
que realmente sólo son válidos para materiales que son isótropos de partida. Aún así, el modelo utilizado da unos resultados bastante aceptables.



**Figura 5.11** Perfiles de tensiones residuales obtenidas para D2205f tanto por simulación numérica como experimentalmente ( $v=40\text{m/s}$ ).

### 5.3.1. Efecto del tipo de material

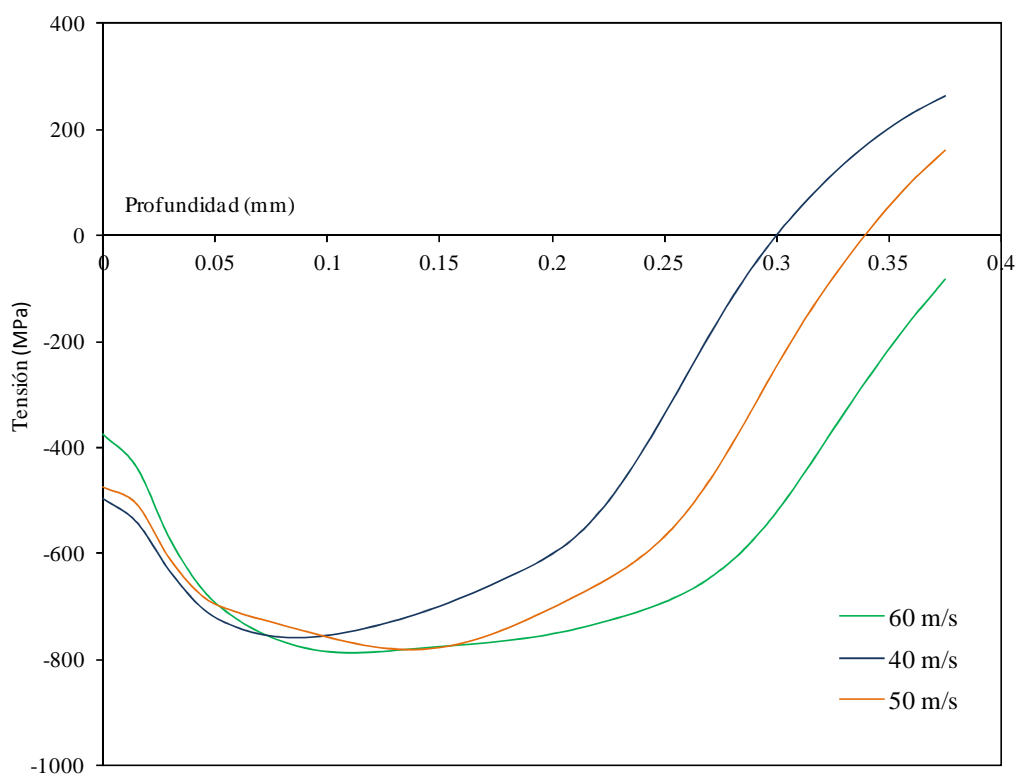
La evaluación del efecto de las propiedades mecánicas del material tratado sobre el perfil de tensiones residuales obtenido, puede observarse sin más que comparar los resultados, tanto experimentales como numéricos de los dos materiales analizados. En la *Figura 5.12* se muestran los perfiles de tensiones residuales  $\sigma_{xx}$  normalizados por el límite elástico de los dos materiales estudiados. Como se puede observar el efecto global del mismo proceso de shot peening disminuye conforme crece la resistencia mecánica del material tratado, lo que coincide con lo observado por otros investigadores [35].



**Figura 5.12** Tensión residual normalizada por el límite elástico ( $v=60\text{m/s}$ )

### 5.3.2. Efecto de la velocidad de impacto

La *Figura 5.13* muestra los resultados obtenidos cuando se evalúa el efecto de la velocidad de impacto sobre las tensiones residuales generadas sobre el material D2205c. Los resultados numéricos representados han sido obtenidos utilizando el modelo de material propuesto, proyectiles de diámetro 0.8 mm y una cobertura de 98%. Conforme a lo descrito por otros autores [36,67], a medida que crece la velocidad de impacto, disminuye ligeramente la tensión residual en la superficie del material y aumenta la profundidad de capa endurecida. El valor máximo de tensión apenas se ve modificado, mientras que la profundidad a la que se obtiene dicha tensión aumenta con la velocidad.

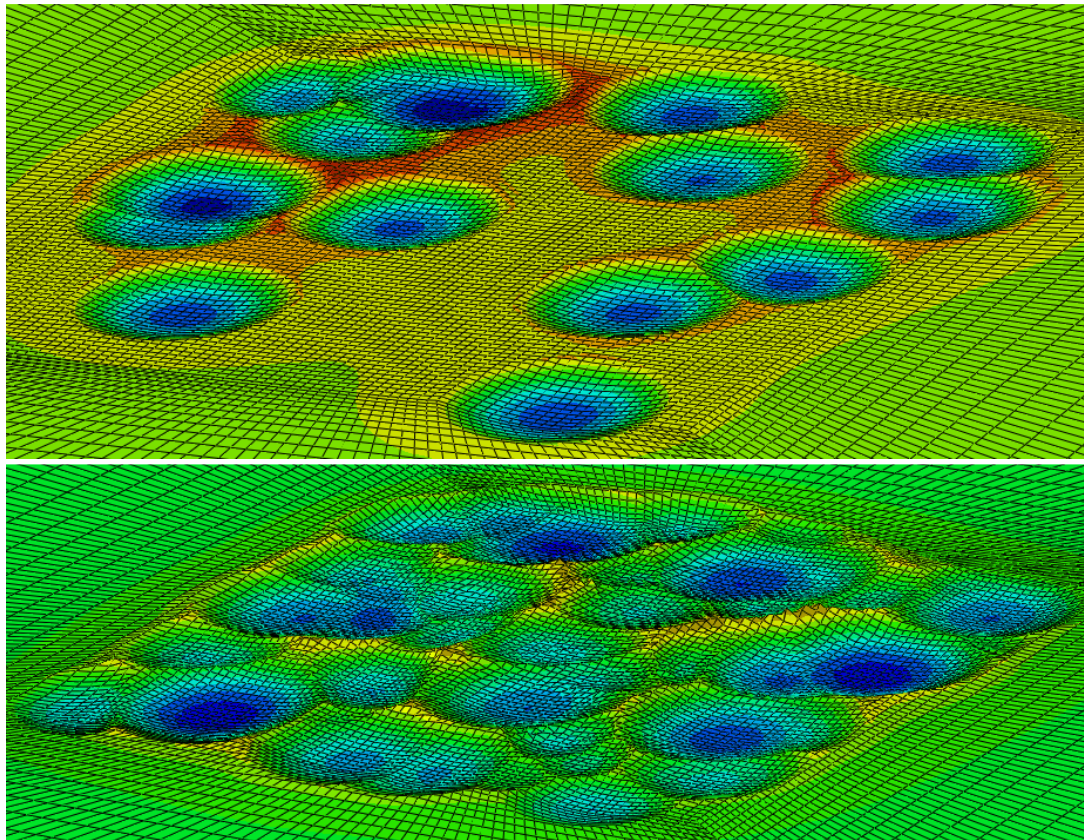


**Figura 5.13** Efecto de la velocidad de impacto en el perfil de tensiones residuales del material D2205c

### 5.3.3. Efecto del grado de cobertura del tratamiento

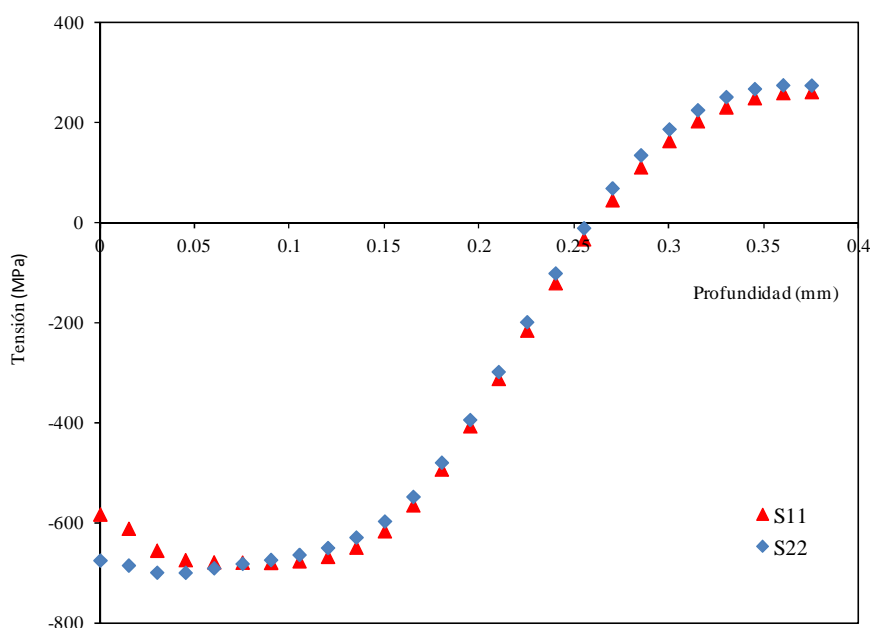
El efecto del grado de cobertura del tratamiento se ha analizado sometiendo al acero D2205c al impacto a 40 m/s de distinto número de proyectiles de diámetro 0.8 mm. En primer lugar, se han hecho impactar 74 proyectiles, lo que equivale a una cobertura del 98%, y en segundo lugar, el número de proyectiles utilizados será de 15, lo que implica una cobertura aproximada de 20%. En la *Figura 5.14* se muestran los campos de desplazamientos en el eje Z de la zona impactada en ambos casos. En color gris se representan los nodos con coordenada vertical Z positiva, es decir, los nodos que presentan elevaciones.





**Figura 5.14** Perfil de desplazamientos en profundidad (dirección Z) para el material D2205c sometido a un tratamiento de shot peening con un grado de cobertura parcial (arriba) y total (abajo)

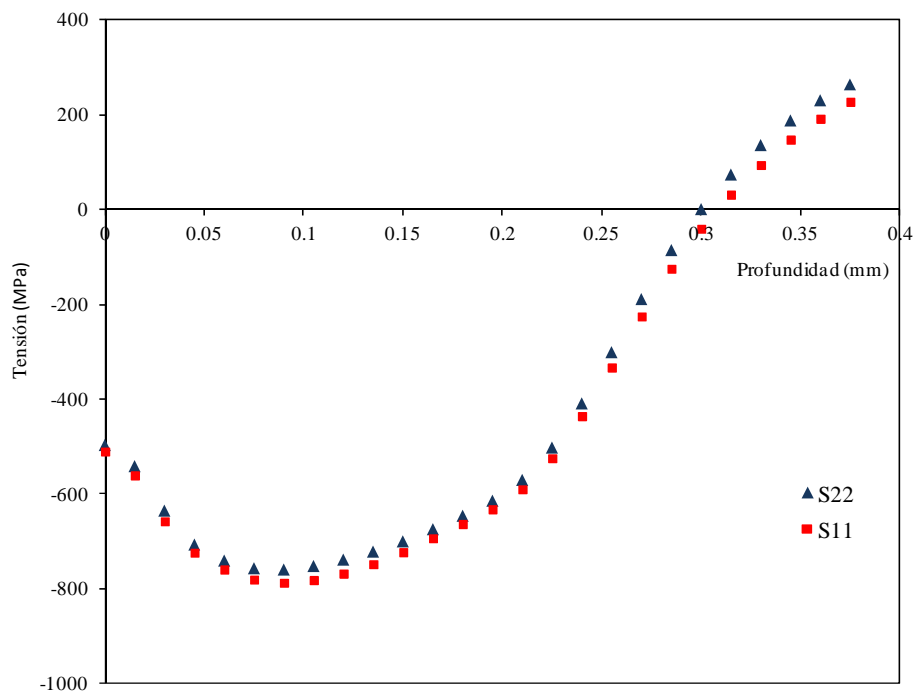
Si se miden las tensiones residuales antes de alcanzar la cobertura total, se obtendrán perfiles como los representados en la *Figura 5.15*, donde se puede observar cómo el perfil obtenido depende de la dirección de medida. Obviamente, la mayor discrepancia se observa en la superficie, pues lógicamente, la tensión residual superficial en un punto dependerá significativamente de si ha recibido algún impacto o no. En definitiva, cuando tras un tratamiento de shot peening no se alcanza una cobertura total, no se puede hablar de un perfil de tensiones residuales representativo, sino que éste depende sensiblemente de la dirección de medida, observándose las mayores discrepancias en las zonas más próximas a la superficie.



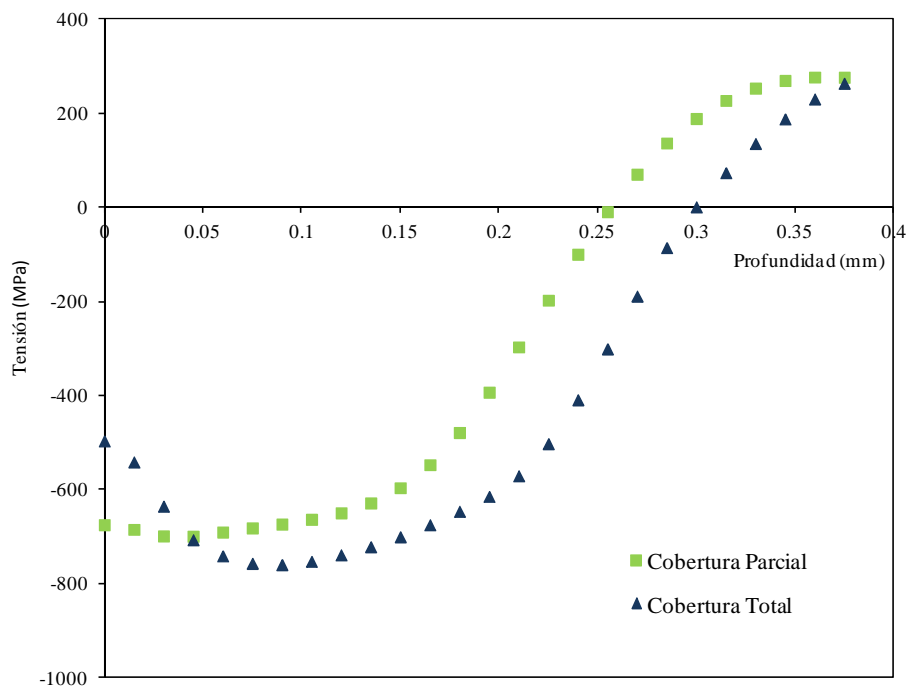
**Figura 5.15** Tensiones residuales de compresión obtenidas en dos direcciones perpendiculares (Cobertura parcial)

Por el contrario, si se representan los perfiles de tensiones residuales obtenidos en dos direcciones perpendiculares,  $\sigma_{xx}$  y  $\sigma_{yy}$ , tras someter al material a un tratamiento de shot peening hasta alcanzar la cobertura total, *Figura 5.16*, ambas curvas se superponen, lo que indica que, cuando la cobertura es total, el perfil de tensiones residuales obtenido es independiente de la dirección de medida. Este hecho permite comprobar, a partir del modelo numérico tridimensional, si mediante un determinado tratamiento de shot peening se ha alcanzado la cobertura total o no.

Por tanto, del análisis de estos perfiles de tensiones residuales, la única conclusión que se puede extraer es que, cuando no se alcanza la cobertura total, la profundidad afectada por tensiones residuales es mucho menor, como se aprecia en la *Figura 5.17*.



**Figura 5.16** Tensiones residuales de compresión obtenidas en dos direcciones perpendiculares (Cobertura total)

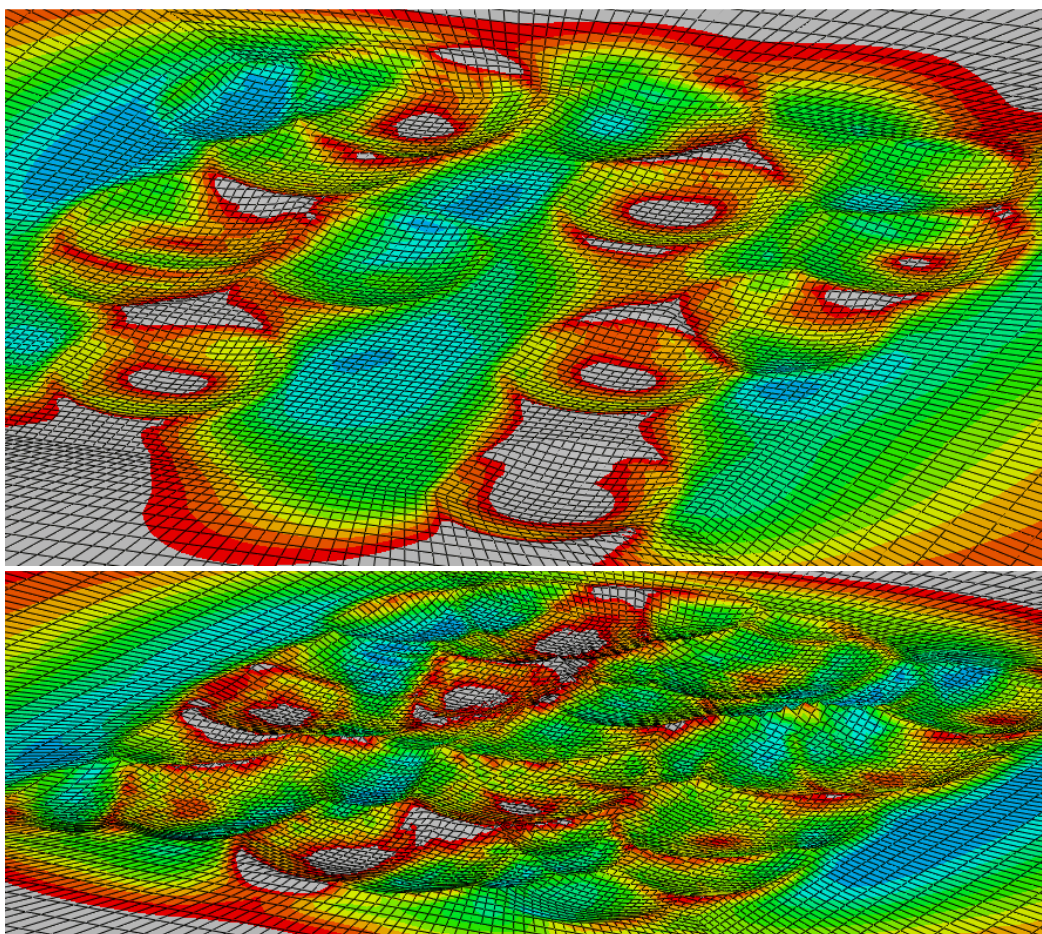


**Figura 5.17** Tensiones residuales de compresión obtenidas con dos niveles distintos de cobertura (Cobertura total y parcial).

No obstante, las conclusiones más importantes en cuanto al efecto de un tratamiento de shot peening que presente una cobertura parcial o incompleta, se pueden extraer



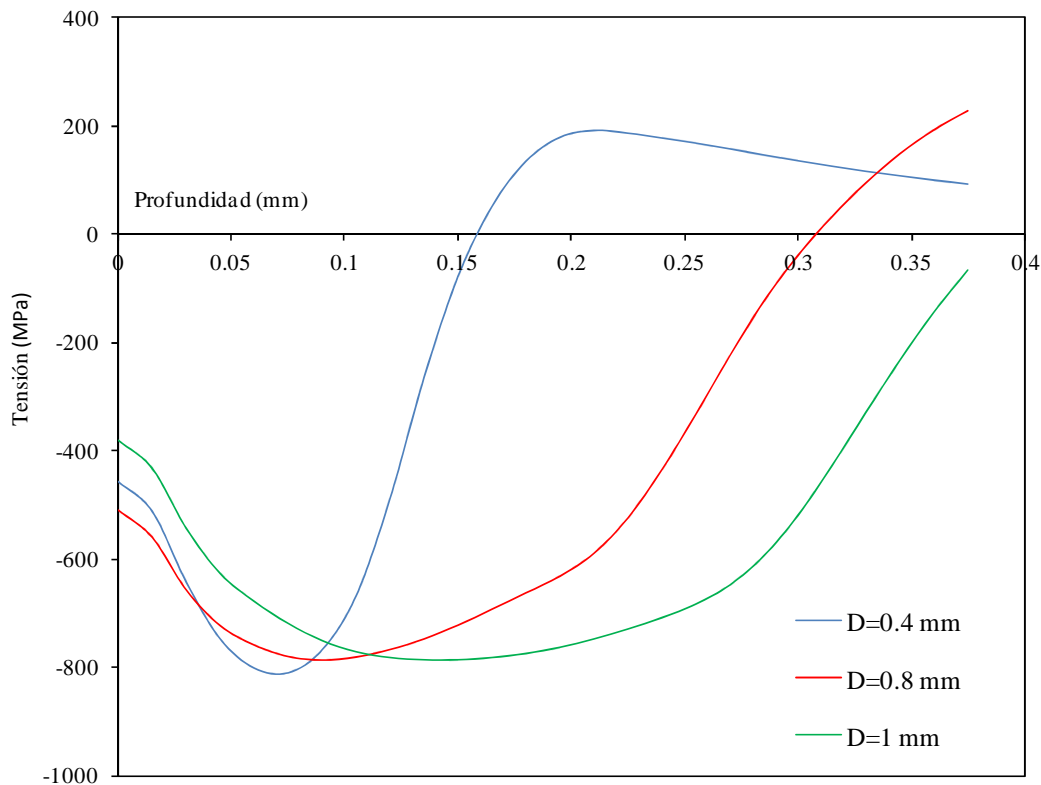
de la observación del acabado superficial que presenta el material tratado. Ciertos autores afirman que un tratamiento de shot peening en el que la cobertura es incompleta resulta beneficioso, argumentando que se generan tensiones de compresión bajo la superficie, lo que propiciará un mejor comportamiento a fatiga del material [52]. Ahora bien, esta afirmación debe ser puesta en entredicho pues, efectivamente, una cobertura parcial permite obtener tensiones residuales de compresión bajo la superficie, pero el hecho de que haya grandes zonas de material que no hayan sido sujetas a impacto, generará tensiones de tracción en la superficie, como se puede apreciar en la *Figura 5.18*, donde se observa que existen gran cantidad de puntos de la superficie del material impactado que quedan sometidos a tensiones residuales de tracción (zonas representadas en gris). Además, cuando esas zonas sometidas a tracción estén en los contornos de las huellas producidas por los impactos, actuarán como concentradores de tensiones en cuanto la pieza sea sometida a las sollicitaciones de servicio, lo que producirá una reducción de la vida a fatiga del material.



**Figura 5.18** Perfil de tensiones residuales s11 en la superficie impactada con un grado de cobertura del 50% (arriba) y del 98% (abajo)

### 5.3.4. Efecto del tamaño de proyectil utilizado

Con el fin de analizar el efecto del tamaño de los proyectiles utilizados en el tratamiento de shot peening, se han simulado varios tratamientos haciendo impactar proyectiles de distintos diámetros sobre la superficie del material D2205c, y manteniendo constantes el resto de parámetros. Los perfiles de tensiones residuales obtenidos se representan en la *Figura 5.19*. De dicha figura se desprende que la capa de material afectada por el tratamiento aumenta sensiblemente al aumentar el diámetro de los proyectiles utilizados. La tensión de compresión máxima apenas se modifica, mientras que la tensión en la superficie, si bien sufre una pequeña variación, ésta es mucho menor que la que se aprecia en la profundidad de la capa afectada por el tratamiento.



**Figura 5.19** Perfiles de tensiones residuales obtenidos con distintos diámetros de proyectil

Otro aspecto fundamental que debe ser analizado es el acabado superficial generado tras el tratamiento. Los valores de rugosidad (SRa) obtenidos en función de diámetro de proyectil empleado se recogen en la *Tabla 5.1*. Como se puede apreciar, se observa una tendencia creciente al aumentar el tamaño de proyectil. Además, si se comparan los resultados numérico y experimental obtenidos para los tratamientos realizados con proyectiles de diámetro 0.8 mm, se observa una muy buena

correlación, lo que viene a corroborar que el modelo numérico propuesto refleja fielmente el comportamiento del material sometido a tratamiento de shot peening.

D2205c	
Diámetro proyectil (mm)	0.8
SRt ( $\mu\text{m}$ ) Numérico	44.1
SRt( $\mu\text{m}$ ) Experimental	46.6

**Tabla 5.1** Valores de rugosidad (SRt) en función del diámetro de proyectil



## **CAPÍTULO 6**

# **CARACTERIZACIÓN A FATIGA DE LOS MATERIALES**



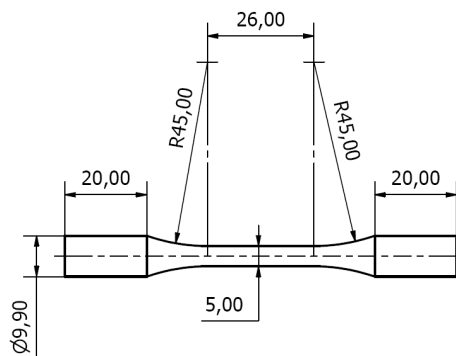


## 6. CARACTERIZACIÓN A FATIGA DE LOS MATERIALES

En este capítulo se analizará experimentalmente el efecto que tiene el tratamiento de shot peening sobre el comportamiento a fatiga del acero D2205c. Tras describir el procedimiento experimental según el cual se llevaron a cabo los ensayos de fatiga, se hace una breve descripción del modelo estadístico utilizado para el ajuste del campo S-N. A continuación, se muestran las curvas S-N del material, obtenidas experimentalmente bajo distintas condiciones de acabado superficial, con el fin de aislar los efectos de la rugosidad superficial y de las tensiones residuales.

### 6.1. Procedimiento experimental

La caracterización experimental a fatiga se realizó sobre probetas normalizadas según la norma ASTM E466-8 [110] cuya geometría general se muestra en la *Figura 6.1*, que fueron mecanizadas a partir de las barras corrugadas.



**Figura 6.1** Esquema de las probetas utilizadas en los ensayos de fatiga de alto número de ciclos (cotas en mm)

Al objeto de comparar el comportamiento a fatiga del material sin tratar con el exhibido bajo el efecto de un proceso de shot peening, parte de las probetas fueron sometidas al tratamiento de shot peening standard tras el cual algunas de ellas fueron pulidas hasta conseguir distintos grados de rugosidad.

Todas las probetas se sometieron a ensayos de fatiga a alto número de ciclos, con el fin de obtener las curvas S-N. Los ensayos fueron realizados a temperatura ambiente

bajo sollicitación axial de tracción. Los ensayos se realizaron bajo carga senoidal de amplitud constante utilizando máquinas de ensayo dinámicas una máquina servohidráulica dinámica marca *MTS*, con una capacidad de carga de 250 kN.

Los resultados obtenidos fueron ajustados siguiente el modelo de Castillo et al. [111]. Este modelo define el campo S-N como una distribución acumulativa, función del número de ciclos  $N_i$ , que para un nivel de amplitud de tensiones dado,  $\Delta\sigma_i$ , viene definido como:

$$F(\log N_i; \Delta\sigma_i) = 1 - \exp \left[ \left( -\frac{(\log N - B)(\log \Delta\sigma - C_i)}{D} + E \right)^A \right] \quad (6.1)$$

En este modelo, las curvas de isoprobabilidad son hipérbolas equiláteras que se ajustan a una expresión del tipo:

$$(\log N - B)(\log \Delta\sigma - C) = D \left[ (-\log(1 - P))^{\frac{1}{A}} - E \right] \quad (6.2)$$

donde  $N$  es la vida a fatiga medida en ciclos,  $\Delta\sigma$  es el rango de tensión,  $P$  es la probabilidad de fallo y  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $D$  y  $E$  son los parámetros a estimar, con el siguiente significado:

- A : Parámetro de forma de la distribución de Weibull
- B : Valor umbral o número de ciclos límite
- C : Límite de fatiga para una vida infinita
- D : Parámetro de escala
- E : Parámetro que fija la posición de la curva límite o de probabilidad nula

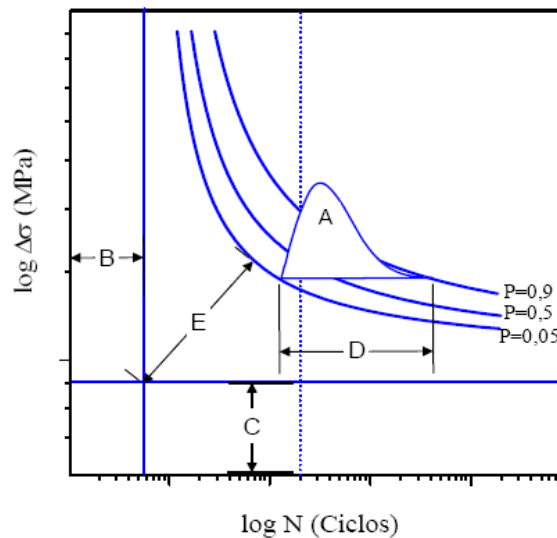
En la *Figura 6.2* se muestra el significado físico de cada uno de los parámetros del modelo. La evaluación de estos parámetros se realiza en dos etapas. En la primera se determinan  $B$  y  $C$ , lo que permite normalizar los resultados y, en consecuencia, proceder a su evaluación conjunta independientemente del nivel de procedencia. En la segunda etapa, se obtienen los parámetros de la distribución de Weibull normalizada,  $\lambda$ ,  $\delta$  y  $\beta$ , y, a partir de éstos, los parámetros del modelo mediante las relaciones:

$$A = \beta; D = \delta; E = \frac{\lambda}{\delta} \quad (6.3)$$

siendo  $\lambda$  el parámetro de localización,  $\delta$  el parámetro de escala y  $\beta$  el parámetro de forma de la distribución normalizada de Weibull.

Una vez obtenidos los cinco parámetros, se pueden calcular los parámetros de Weibull para cada rango de tensión utilizado  $\Delta\sigma_i$ :

$$\beta(\Delta\sigma_i) = A; \lambda(\Delta\sigma_i) = B - \frac{ED}{\log \Delta\sigma_i - C}; \delta(\Delta\sigma_i) = \frac{D}{\log \Delta\sigma_i - C} \quad (6.4)$$



**Figura 6.2** Significado físico de los parámetros del modelo de Castillo et al. [111]

Tanto los ensayos necesarios para definir las curvas S-N, como los niveles de carga elegidos, vienen determinados por la pretensión de obtener un buen ajuste de los parámetros del modelo estadístico utilizado en el análisis de resultados. Para ello, en primer lugar, se llevan a cabo una serie de ensayos de tanteo para acotar, de modo aproximado, el campo S-N. A continuación, dentro de este campo se eligen tres niveles, en cada uno de los cuales se realizan unos cinco ensayos. Según los resultados obtenidos, y tras una primera aproximación del modelo, se decide si se ensayan nuevos niveles de tensión, se hacen más ensayos en alguno de los niveles ya utilizados o se realizan ensayos de más larga duración en los niveles de tensión más bajos. Cada nuevo resultado obtenido se incorpora al modelo obteniéndose nuevos valores de los parámetros. Finalmente, cuando se observa que la incorporación de nuevos resultados no modifica sensiblemente el valor de los parámetros, ya no es necesario hacer más ensayos y se considera que el ajuste obtenido de las curvas S-N resulta aceptable. De acuerdo con el trabajo previo llevado a cabo por Real [7,43], y con la intención de poder comparar resultados, todos los ensayos se llevaron a cabo fijando la tensión mínima y haciendo variar la tensión máxima para obtener los

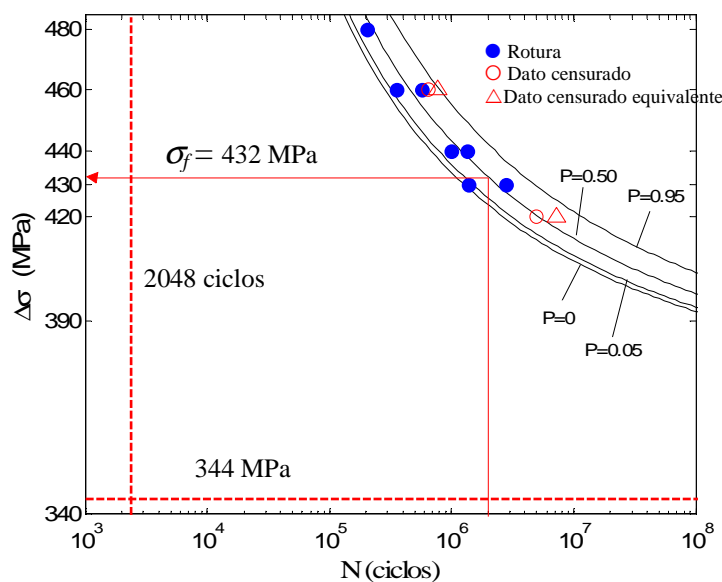
distintos niveles de amplitud de tensiones. Así, se fijó la tensión mínima en 157 MPa, lo que representa aproximadamente un 25% del límite elástico del material. En la *Tabla 6.1* se recogen los valores de amplitud de tensión utilizados para la determinación de las curvas S-N del acero D2205c.

$\Delta\sigma$ (MPa)	420	430	440	460	480	500
$\sigma_{max}$ (MPa)	577	578	597	617	637	657
$\sigma_m$ (MPa)	367	372	377	387	397	407

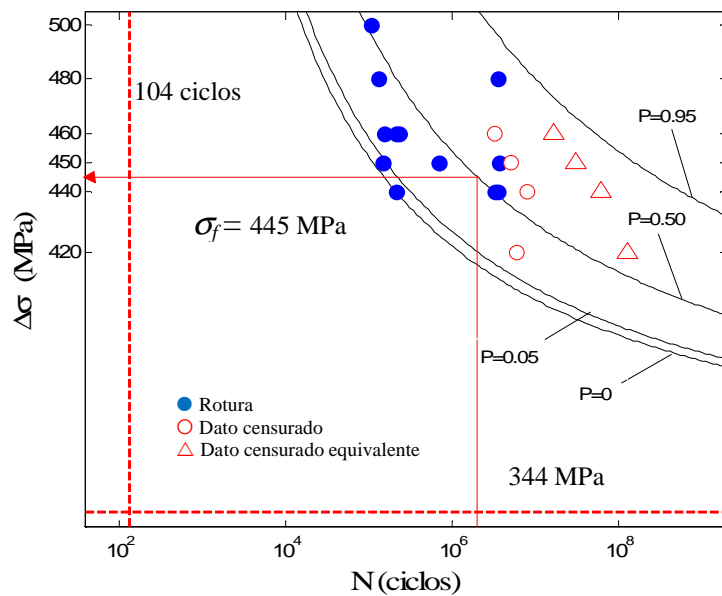
**Tabla 6.1** Valores de amplitud de tensión empleados para la determinación de las curvas S- N

## 6.2. Resultados: Curvas S-N

Las *Figuras 6.3* y *6.4* muestran las curvas S-N correspondientes a probabilidades de fallo de 0, 0.05, 0.50 y 0.95, obtenidas mediante la aplicación del modelo de Castillo et al. sobre las probetas lisas y sobre las sometidas al proceso de shot peening estándar, respectivamente. En estas figuras también se recogen el valor umbral de ciclos (parámetro *B* del modelo), el valor del límite de endurencia para una vida infinita (parámetro *C* del modelo) y el valor del límite de fatiga calculado como el valor de la amplitud de tensiones que asegura una vida de 2 millones de ciclos con una probabilidad del 50%,  $\sigma_f$ . Como se puede apreciar, la dispersión de los resultados es mucho mayor en las probetas sometidas a shot peening.



**Figura 6.3** Curvas S-N obtenidas para las probetas lisas de acero D2205c



**Figura 6.4** Curvas S-N obtenidas para las probetas de acero D2205c tras ser sometidas al tratamiento de shot peening estándar

### 6.3. Discusión de resultados: Efecto de las tensiones residuales y de la rugosidad superficial

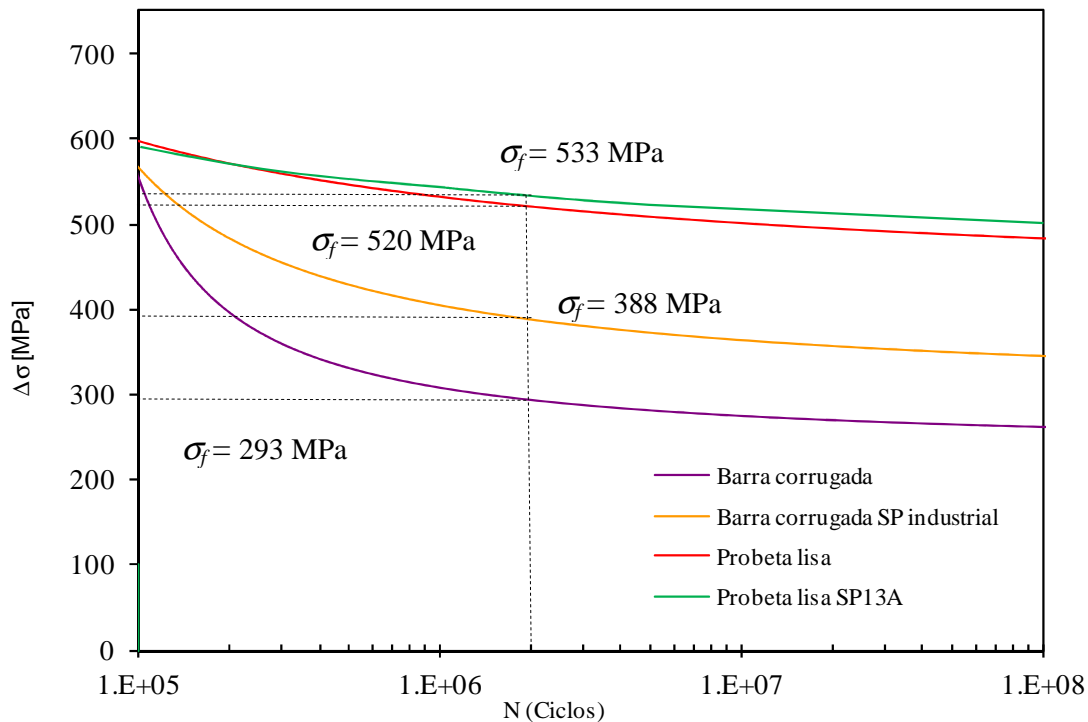
Con el fin poder comparar los límites de fatiga en uno u otro caso y dado que los niveles de tensión media crecen conforme crece la tensión máxima impuesta, se ha eliminado el efecto de la tensión media a través de la expresión propuesta por Walker [112]:

$$\Delta\sigma^0 = \sigma_{\max} (1 - R)^A \quad (6.5)$$

siendo  $\Delta\sigma^0$  el valor del límite de fatiga equivalente,  $\sigma_{\max}$  la tensión máxima correspondiente al ensayo realizado,  $R$  la relación de tensiones y  $A$  una constante que depende del tipo de material, y que en el caso objeto de estudio fue determinada experimentalmente por Real et al. [43] y tiene un valor de 0.4 para el acero D2205c. En adelante, las curvas S-N que se presenten habrán sido previamente corregidas mediante la expresión de Walker para eliminar el efecto de la tensión media.

Al objeto de analizar y discutir los resultados obtenidos, en la *Figura 6.5* se recogen, a modo de comparación, las curvas S-N obtenidas experimentalmente y representativas de una probabilidad de fallo del 50% para el acero D2205c, en las distintas condiciones en las que este material fue ensayado. Así, junto con las correspondientes a las probetas mecanizadas sin tratar (Probeta lisa) y las sometidas

al tratamiento de shot peening estándar (Probeta lisa+SP 13A), se muestran las obtenidas por Enrique et al. [43] sobre barras corrugadas (Barra con corruga) y sobre dichas barras sometidas a un proceso de shot peening industrial (Barra con corruga+SP 5A). Asimismo, la *Tabla 6.3* recoge los valores numéricos del límite de durancia y de la resistencia a la fatiga correspondientes al ensayo a fatiga de los distintos tipos de probeta.



**Figura 6.5** Curvas S-N (probabilidad de fallo 50%) obtenidas para barras corrugadas y probetas lisas, antes y después de ser sometidas a tratamientos de shot peening

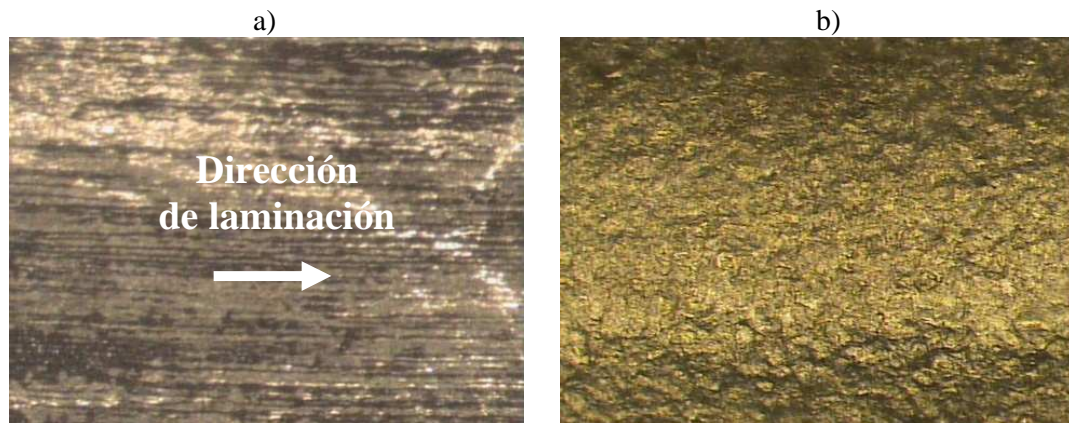
	Barra con corruga	Barra con corruga +SP 5A	Probeta lisa	Probeta lisa + SP 13A
C(MPa); $N=\infty$	232	296	431	431
$\sigma_f$ (MPa); $N=2\cdot 10^6$	293	388	520	533

**Tabla 6.3** Resistencia a fatiga para una vida infinita (C) y para una vida de  $2\cdot 10^6$  ciclos ( $\sigma_f$ )

Si comparamos la curva S-N de la barra corrugada con la correspondiente a la probeta lisa, se observa que el simple hecho de eliminar las corrugas (estas barras no mostraban tensiones residuales de fabricación) produce un incremento de la vida a fatiga del material de casi un 80%, mucho mayor que el provocado por el shot peening industrial que se había realizado sobre los corrugados y que mejoraba la vida a fatiga de las barras en un 35%. Aun así, la mejora provocada por el shot peening industrial (con una intensidad Almen de 5A) sobre las barras corrugadas es

mucho mayor que la que produce el shot peening estándar sobre las probetas lisas (tan sólo un 3%) aunque la intensidad Almen utilizada haya sido superior (13A).

La explicación a este hecho habría que buscarla en el efecto contrapuesto que las huellas provocadas por el shot peening inducen en uno u otro caso. Así, mientras que las barras corrugadas mostraban un tosco acabado superficial, con valores de rugosidad Ra en torno a  $2.39 \mu\text{m}$  [7] y tras el proceso de shot peening esta rugosidad apenas se incrementaba e incluso podríamos decir que el aspecto general de la superficie de las barras mejoraba (*Figura 6.9*), en el caso de las probetas mecanizadas (Probeta lisa) se producía el efecto contrario ya que partiendo de un buen acabado superficial impuesto por la normativa ASTM [110], con una rugosidad Ra de tan solo  $0.75 \mu\text{m}$ , el proceso de shot peening provocó un incremento de la rugosidad de un 162% (*Tabla 6.4*).



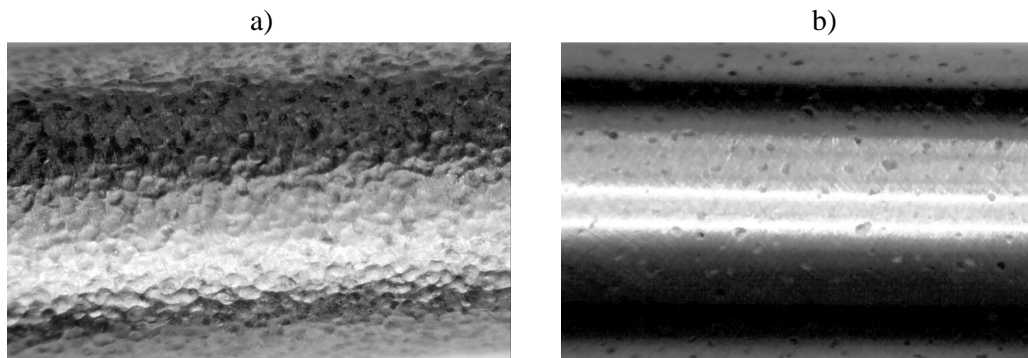
**Figura 6.9** Aspecto superficial de las barras corrugadas del material D2205c:a) estado original, b) tras proceso de shot peening industrial [7]

En definitiva, en el caso de las probetas mecanizadas, la rugosidad superficial parece tener una gran influencia, contrarrestando el efecto beneficioso de las tensiones residuales de compresión que origina el shot peening.

Con el fin de aislar el efecto de la rugosidad superficial sobre el comportamiento a fatiga del material, se realizó un proceso mecánico de pulido superficial sobre alguna de las probetas mecanizadas que habían sido sometidas al tratamiento de shot peening estándar. De este modo, se prevé conservar el efecto beneficioso de la tensión de compresión bajo la superficie, a la vez que se elimina el efecto adverso de la rugosidad superficial. En la *Figura 6.10* se muestran dos fotografías, obtenidas mediante lupa estereoscópica, en las que se puede apreciar el acabado superficial de las probetas mecanizadas tras el tratamiento de shot peening de intensidad 13A (*Figura 6.10a*) y tras un pulido posterior hasta alcanzar una rugosidad de  $0.75$



(Figura 6.10b). En la Tabla 6.4 se recogen los valores de rugosidad manejados en cada caso.



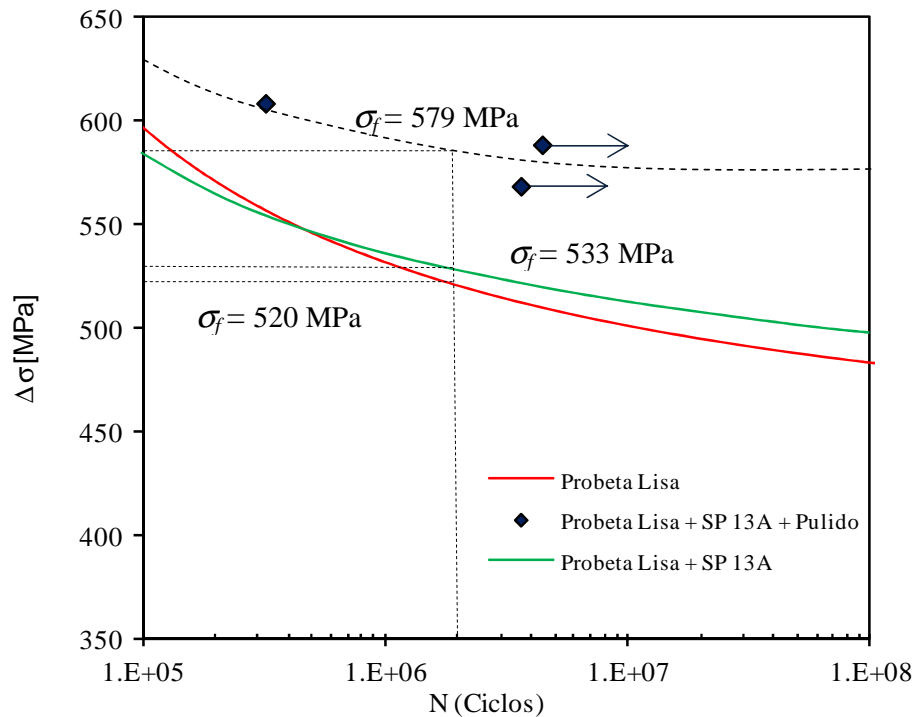
**Figura 6.10** Aspecto superficial de las probetas sometidas a: a) Shot Peening 13A; b) Shot Peening 13A+Pulido posterior hasta obtener una rugosidad superficial de 0.75 micras [97]

	Sin SP	SP 13A	SP13A+Pulido 0.75	SP13A+Pulido 0.13
$R_a$ ( $\mu\text{m}$ )	0.75	2.39	0.75	0.13

**Tabla 6.4** Valores de rugosidad medidos antes y después de distintos tratamientos de shot peening

Las probetas pulidas fueron sometidas a ensayos de fatiga siguiendo la metodología descrita anteriormente (*Apartado 6.1.1*). En la *Figura 6.11* se muestran las curvas S-N obtenidas experimentalmente para una probabilidad de fallo del 50% de estas probetas (SP13A+pulido 0.75) junto con las correspondientes a las probetas mecanizadas sin tratamiento (Sin SP) y las sometidas al tratamiento de shot peening estándar (SP 13A). La *Tabla 6.5* recoge los valores de los límites de fatiga a 2 millones de ciclos en los 3 casos analizados una vez eliminado el efecto de la tensión media. Fácilmente se observa que mediante este procedimiento se obtiene una notable mejoría en el comportamiento a fatiga del material. El resultado es tanto mejor cuanto menor es la rugosidad final alcanzada tras el proceso de pulido. Como se puede observar, cuando se realiza un tratamiento de shot peening sobre probetas que presentan un buen acabado superficial (Probeta pulida), apenas se produce mejoría en la resistencia a fatiga del material, a pesar de haber introducido un campo de tensiones de compresión de magnitud considerable (con un máximo situado en torno a los 800 MPa). La explicación a este comportamiento podría radicar en los valores de rugosidad alcanzados en la superficie del material tras el tratamiento, que actuarían como concentradores de tensión, reduciendo la vida a fatiga del material. Esta apreciación se confirma cuando se elimina el efecto de la rugosidad superficial puliendo la superficie de la probeta tras haber sido sometida al proceso de shot

peening, dado que la resistencia a fatiga aumenta, aunque la mejoría sigue sin ser demasiado significativa



**Figura 6.11** Curvas S-N (probabilidad de fallo 50%) obtenidas para barras probetas lisas, antes y después de ser sometidas a tratamientos de shot peening con distintos acabados superficiales

	Probeta lisa	Prob. lisa+SP	Prob. lisa+SP+Pulido
$\sigma_f$ (MPa); $N=2 \cdot 10^6$	520	533	579

**Tabla 6.5** Resistencia a fatiga para una vida de  $2 \cdot 10^6$  ciclos ( $\Delta\sigma_f$ )

La modificación en el comportamiento a fatiga que produce el shot peening se fundamenta básicamente en los dos factores que este proceso modifica: el acabado superficial y las tensiones residuales de compresión generadas en la superficie del material que se extiende hasta una cierta profundidad. Desde este punto de vista, la modificación del límite de fatiga producida por un tratamiento de shot peening se podría expresar de la siguiente manera [7]:

$$\Delta\sigma_{SP} = C_{\text{rugosidad}} \cdot C_{\text{tensiones}} \cdot \Delta\sigma \quad (6.6)$$

siendo  $\Delta\sigma$  el límite de fatiga inicial,  $\Delta\sigma_{SP}$  el límite de fatiga tras el tratamiento de shot peening y  $C_{\text{rugosidad}}$  y  $C_{\text{tensiones}}$  dos coeficientes obtenidos experimentalmente que

recogen, de manera independiente, los efectos de la rugosidad y de las tensiones residuales generados tras el proceso de shot peening.

Si se compara el límite de fatiga obtenido para la probeta sometida a shot peening posteriormente pulida con la que ha sufrido este tratamiento pero no ha sido pulida (579 y 533 MPa respectivamente), teniendo en cuenta que en este caso las tensiones residuales serían las mismas ( $C_{tensiones}=1$ ), se puede deducir que  $C_{rugosidad}=1.08$ . Para contrastar la validez de este coeficiente, se puede comparar con el propuesto por Arola y Williams [113], que proporciona el factor de reducción de la vida a fatiga en función de la rugosidad superficial mediante la siguiente expresión

$$K_t = 1 + 2 \left( \frac{R_a}{\rho} \right) \left( \frac{R_y}{R_z} \right) \quad (6.7)$$

donde  $R_a$ ,  $R_y$  y  $R_z$  son los parámetros de rugosidad habitualmente utilizados (recogidos en la *Tabla 6.4*) y  $\rho$  es el radio medio en el fondo de los valles del perfil de rugosidad. El valor de  $\rho$  se determinó experimentalmente mediante técnicas de análisis de imágenes, midiendo el radio medio de la huella producida tras un único impacto, obteniéndose un valor de 130  $\mu\text{m}$ . Sustituyendo valores en la *ecuación 6.7* se obtiene un valor de  $K_t=1.05$ , muy cercano al  $C_{rugosidad}$  obtenido a partir de las curvas de fatiga en este trabajo.

Análogamente, comparando los límites de fatiga obtenidos para la probeta pulida y la probeta sometida a shot peening y pulido posterior (520 y 579 MPa respectivamente), y teniendo en cuenta que en este caso el efecto de la rugosidad sería despreciable ( $C_{rugosidad} = 1$ ), se obtendría que el efecto de las tensiones residuales, expresado a través de su coeficiente sería:  $C_{tensiones}=1.11$ . Para comprobar la validez de este coeficiente obtenido experimentalmente, se aplicará la *ecuación 6.5* modificada para tener en cuenta las tensiones residuales de compresión inducidas por el shot peening. Las tensiones residuales harán que la amplitud de tensiones que soportan las probetas sometidas a este proceso, sea inferior a la soportada por las probetas que no hayan sufrido dicho tratamiento. Con esta consideración, la *ecuación 6.4* se transforma en:

$$\Delta\sigma_f^0 = \left( \sigma_{\max}^{SP} + TR^{SP} \right) \cdot \left( 1 - \frac{\sigma_{\min}^{SP} + TR^{SP}}{\sigma_{\max}^{SP} + TR^{SP}} \right)^A \quad (6.8)$$

donde  $\Delta\sigma_f^0$  representa el límite de fatiga corregido por el efecto de las tensiones residuales,  $\sigma_{\max}^{SP}$  y  $\sigma_{\min}^{SP}$  las tensiones máxima y mínima para las amplitudes de

tensión correspondientes al ensayo realizado y  $TR^{SP}$  las tensiones residuales inducidas por el shot peening. De este modo, aplicando la *ecuación 6.8* a los límites de fatiga obtenidos para las probetas lisas y para las probetas sometidas a shot peening y pulido posterior, se obtiene que la tensión residual generada por el shot peening es de unos -238 MPa. Este resultado difiere notablemente de los -500 MPa medidos por difracción de rayos X. Esta diferencia se puede fundamentar en el efecto de dos factores que actúan simultáneamente. Por un lado, la modificación de las tensiones residuales producida por el proceso mecánico de desbaste y pulido al que fueron sometidas las probetas tras el proceso de shot peening. Dicha modificación se ha cuantificado mediante difracción de rayos X, y supone una reducción de las tensiones residuales de compresión de  $180 \pm 26.7$ MPa. El otro factor a tener en cuenta es la relajación de tensiones producida como consecuencia de las cargas cíclicas a las que se ha sometido el material durante los ensayos de fatiga. Si bien este efecto es recogido por varios autores [114,115], su cuantificación no se ha tenido en cuenta en el presente trabajo.



## **CAPÍTULO 7**

# **CONCLUSIONES**



## 7. CONCLUSIONES

Tras el trabajo desarrollado las conclusiones a las que se ha llegado podrían resumirse en las siguientes:

- 1- El modelo numérico propuesto en este trabajo es capaz de describir con gran aproximación un proceso de shot peening real.
- 2- Los resultados obtenidos en la simulación numérica del proceso de shot peening dependen fuertemente del modelo de material utilizado.
- 3- El modelo viscoplástico que mejor describe el efecto de la velocidad de deformación en los dos materiales estudiados es el modelo de Jonhson-Cook o su versión modificada, pero si sólo se tiene en cuenta este efecto, el modelo numérico sobreestima los resultados reales.
- 4- El comportamiento cíclico de ambos materiales se caracteriza por un marcado efecto Bauschinger así como un ligero ablandamiento cíclico, por lo que el modelo de endurecimiento que mejor describe ese comportamiento será el isotrópico-cinemático no lineal, pero si sólo se tiene en cuenta este efecto, el modelo numérico infravalora los resultados reales.
- 5- El factor que más influye en los resultados, es el modelo de endurecimiento utilizado en la descripción del material.
- 6- El efecto relativo del proceso de shot peening disminuye conforme crece la resistencia del material tratado.
- 7- La mayor influencia de la velocidad de impacto de los proyectiles es en la profundidad de la capa afectada por el proceso, que crece conforme lo hace la velocidad.
- 8- Utilizar un cobertura incompleta (inferior al 98%) provoca que haya amplias zonas de la superficie del material sometidas a tensiones residuales de tracción que además se verán incrementadas en servicio debido al efecto concentrador de tensiones provocado por las huellas de los impactos.
- 9- El diámetro de los proyectiles tiene gran influencia en la profundidad de la capa afectada por el tratamiento, aumentando ésta cuanto mayor es el diámetro, mientras que la tensión máxima alcanzada apenas modifica al variar el tamaño de proyectil.
- 10- El comportamiento a fatiga de los materiales sometidos a shot peening depende fuertemente de la combinación entre tensiones residuales y variación del acabado



superficial que produce el proceso, teniendo éste último parámetro una importancia mucho mayor de la que actualmente se está considerando.

11- Se ha propuesto un método que permite estimar el efecto relativo del acabado superficial sobre la respuesta fatiga de los materiales, a través de la evaluación de la variación de rugosidad superficial generada por el proceso.

**CAPÍTULO 8**  
**BIBLIOGRAFÍA**



## 8. BIBLIOGRAFÍA

- [1] Pianca F., Hope B. “*Application of stainless steel reinforcement for highway bridges in Ontario*” Nickel-Cobalt 97, Vol. IV. Applications and materials performance, pp. 227-284, The Metallurgical Society, 1997, Montreal.
- [2] McGurn J. “*Stainless steels reinforced bars in concrete*” Proceedings of the International Conference on Corrosion and Rehabilitation of Reinforced Concrete Structures, Orlando, December 1998.
- [3] Bertolini L., Pedferri P., Pastore T. “*Stainless steel in reinforced concrete structures*” Concrete under severe condition 2, Proceedings of the 2nd International Conference on Concrete under Severe Conditions, Vol. 1, Tromso, Norway, June 21-24, 1998.
- [4] Castro H. “*Tenacidad a la fractura y resistencia a la fatiga de barras corrugadas de acero inoxidable*”. Tesis Doctoral. Universidad de Oviedo. Octubre 2002.
- [5] Belzunce F.J., Rodríguez C., Castro H. “*Análisis de la resistencia a la corrosión de barras corrugadas de acero inoxidable en medios acuosos que simulan el hormigón*”. Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio, (2004) 43 (2), 200-202.
- [6] Castro H., Rodríguez C., Belzunce F.J., Canteli A.F. “*Mechanical properties and corrosion behaviour of stainless steel reinforcing bars*”. Journal of materials processing technology (2003) 143, 134-137
- [7] Real E. “*Influencia de la tensión media y del proceso de fabricación en el comportamiento a fatiga de barras corrugadas de acero inoxidable dúplex*” Tesis Doctoral. Universidad de Oviedo. Junio 2007.
- [8] Real E., Rodríguez C., Belzunce F.J., Canteli A.F. “*Fatigue behaviour of hot rolled reinforcing bars of austenitic and duplex stainless steels*”. Material Science and technology, (2007) Vol 23, Nº 2, pp 45-50
- [9] Lula R.A. “*Stainless steels*”. American Society for Metals, 1986.
- [10] Champaigne J. “*Shot peening overview*” Electronics Inc., January 2001.
- [11] Niku-Lari A., “*Shot peening*” Proceedings of the 1st International Conference on Shot Peening, Paris, France, 1981, pp. 1-21.

- [12] Tyler D. “*Shot Peening: A Surface Improvement And Forming Process*” *Metals and Materials* 4(II), pp. 672-673, 1988.
- [13] Müller M.P., Verpoort C., Gessinger G.H. “*Influence of shot peening on fatigue and corrosion fatigue behaviour of austenitic-ferritic stainless steel*” *Proceedings of the 1st International Conference on Shot Peening*, Paris, France, 1981, pp. 479-484.
- [14] Mori K, Osakada K, Matsuoka N. “*Finite element analysis of peening process with plastically deforming shot*” *J Mater Process Technol* 1994;45(1):607-12.
- [15] Meguid S.A., Shagal G., Stranart J.C. “*Finite element modelling of shot-peening residual stresses*” *Journal of Materials Processing Technology* 92-93 (1999) 401-404
- [16] Levers A , Prior A. “*Finite element analysis of shot peening*” *Journal of Materials Processing Technology* 80–81 (1998) 304–308
- [17] Al Obaid. “*Shot-peening mechanics; experimental and theoretical analysis*” *Mechanics of materials*
- [18] Meguid S.A., Shagal G., Stranart J.C. “*Finite element modelling of shot-peening residual stresses*”. *Journal of Materials Processing Technology* 92-93 (1999) 401-404
- [19] Meguid S.A., Shagal G., Stranart J.C., Daly J. “*Three-dimensional dynamic finite element analysis of shot-peening induced residual stresses*” *Finite Elements in Analysis and Design* 31 (1999) 179-191
- [20] Meguid SA, Shagal G, Stranart J.C. “*Finite element modelling of shot-peening residual stresses*”. *J Mater Process Technol* 1999; 92–93:401–4.
- [21] Al-Hassani, Kormi K, Webb DC. “*Numerical simulation of multiple shot impact*” *Proceedings of the 7th international conference on shot peening*; 1999. p. 217–27.
- [22] Schifner K., Droste C. “*Simulation of residual stresses by shot peening*” *Computers and Structures* 72 (1999) 329-340
- [23] Levers A., Prior A. “*Finite element analysis of shot peening*”. *Journal of Materials Processing Technology* 80-81, 1998
- [24] Guagliano M. “*Relating Almen intensity to residual stresses induced by shot peening: a numerical approach*” *J. of Materials Processing Technology* 110 (2001) 277-286

- 
- [25] Meguid S.A., Shagal G., Stranart J.C. “*3D FE analysis of peening of strain-rate sensitive materials*” International Journal of Impact Engineering 27 (2002) 119–134
- [26] Schwarzer J., Schulze V., Vohringer O. “*Finite Element Simulation of Shot Peening - A Method to Evaluate the Influence of Peening Parameters on Surface Characteristics*” Shot Peening Proc. ICSP8, Wiley-VCH, Weinheim (2003) 507-515
- [27] Majzoobi G.H., Azizi R., Alavi N. A. “*A three-dimensional simulation of shot peening process using multiple shot impacts*” J. of Materials Processing Technology 164–165 (2005) 1226–1234
- [28] Rouhaud E, Ouakka A, Ould C, Chaboche J.L, Francois M. “*Finite element model of shot peening, effects of constitutive laws of the material*” Proceedings of the 9<sup>th</sup> international conference on shot peening; 2005. p. 107–12.
- [29] Klemenz M., Schulze V., Vöhringer O., Löhe D. “*Finite Element Simulation of the Residual Stress States after Shot Peening*” Materials Science Forum Vol 524 -525 (2006), 349-354
- [30] Klemenz M., Hochrainer T., Delonnoy L., Schulze V., Vöhringer O., Gumbsch P. “*Similarity rules for the shot peening process based on finite element simulations*”. Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening, Paris, France, 2005, 94-99.
- [31] Klemenz M., Schulze V., Rohr I., Löhe D. “*Application of the FEM for the prediction of the surface layer characteristics after shot peening*”. Journal of Materials processing Technology 209, 2009, 4093-4102
- [32] Miao H.Y., Larose S., Perron C., Lévesque M. “*On the potential applications of a 3D random finite element model for the simulation of shot peening*” Advances in Engineering Software 40 (2009) 1023–1038
- [33] Mylonas G., Labeas G. “*Numerical modeling of shot peening process and corresponding products: residual stress, surface roughness and cold work prediction*”. Surface & Coatings Technology 205, 2011, 4480-4494.
- [34] Bagherifard S., Ghelichi R., Guagliano M. “*A numerical model of severe shot peening (SSP) to predict the generation of a nanostructured surface layer of material*” Surface & Coatings Technology 204 (2010) 4081–4090
- [35] Hong T., Ooi J.Y., Shaw B. “*A numerical study of the residual stress*

- pattern from single shot impacting on a metallic component” Advances in Engineering Software 39 (2008) 743–756*
- [36] Hong T., Ooi J.Y., Shaw B. “*A numerical simulation to relate the shot peening parameters to the induced residual stresses*” *Engineering Failure Analysis 15 (2008) 1097–1110*
- [37] Lemaitre J.L, Chaboche J.L. “*Mechanics of solid materials*” Cambridge University Press, 1990
- [38] Hozapfel H., Wick A., Vöhringer “*Effect of Shot Peening Parameters on the Properties of Surface Layers in AISI 4140 in Different Heat Treatment Conditions*” *The Shot Peener*, Vol. 10, Issue 1, March 1996.
- [39] Kobayashi M., and Nobutada, O. “*Implementation of cyclic plasticity models based on a general form of kinematic hardening*” *Int. J. Numer. Methods Eng.*,(2002), 53, pp. 2217–2238.
- [40] Basham K. “*Choices in corrosion resistant rebar*”. *Concrete Construction*, October 1999, pp 27-33.
- [41] Clausen R., Stangenberg J. “*Roughness of shot peened surfaces-Definition and measurement*” *Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening*, Warsaw, Poland, 1999, pp. 69-77.
- [42] Higounenc O. “*Correlation of shot peening parameters to surface characteristic*” *Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening*, Marne la Vallee, France, 2005, pp. 28-35.
- [43] Real E., Rodríguez C., Belzunce J., Sanjurjo P., Pariente I., Canteli A., “*Fatigue behavior of duplex stainless steel reinforcing bars subjected to shot peening*” *Fat. and fract. of eng. materials and structures*, Vol. 32, 567-572
- [44] Bailey P., Champaigne J. “*Factors that influence Almen Strip arc height*” *Proceedings of the 9th International Conference on Shot Peening*, Marne la Vallee, France, 2005, pp. 392-399.
- [45] Kirk D., Hollyoak R. “*Factors affecting Almen strip curvature readings*” *Proceedings of the 7th International Conference on Shot Peening*, Warsaw, Poland, 1999, pp. 291-300.
- [46] Borch E. “*Effective use of cast steel shot for shot peening*” *The Shot Peener*, Vol. 13, Issue 3, Fall 1999.

- 
- [47] Hale D. “*Shot quality and how to select shot for peening*” The Shot Peener Vol. 2, N° 2, July 1988.
- [48] Kirk D. “*Size and variability of cast steels shot particles*” The Shot Peener, Vol. 23, Issue 1, Winter 2009.
- [49] Zinn W., Scholtes B. “*Influence of Shot Velocity and Shot Size On Almen Intensity and Residual Stress Depth Distributions*” Proceedings of the 9th International Conference on Shot Peening, Marne la Vallee, France, 2005, pp. 379-384.
- [50] Meguid S. “*Effect of incomplete coverage upon fatigue performance of peened components*” University of Toronto, Department of Mechanical Engineering, Canada, 1990.
- [51] Abyaneh M. “*Fundamental Aspects of Shot Peening Coverage Control Part One: Formulation of Single and Multiple Impacting*” Proceedings of the 6th International Conference on Shot Peening, San Francisco, USA, 1996, pp. 438-447.
- [52] Cammet J. “*Shot peening coverage: The real deal*” The Shot Peener, Vol. 21, Issue 3, Summer 2007.
- [53] Prevey P., Cammet J. “*The effects of shot peening coverage on residual stress, cold work and fatigue in Ni-Cr-Mo low alloy steel*”. Proceedings of the 8th International Conference on Shot Peening, Munich, Germany, 2002, pp. 16-20.
- [54] Kirk D. “*Effect of varying shot impact angle*” The Shot Peener, Vol.19, Issue 3, Summer 2005.
- [55] Ebenau A., Vöhringer O., Macherauch E. “*Influence of the Shot Peening angle on the condition of near surface layers in materials*” Proceedings of the 3th International Conference on Shot Peening, Garmisch-Partenkirchen, Germany, 1987, pp. 253-260.
- [56] SAE J442 “*Test strip, holder and gage for shot peening*” Society of Automotive Engineers, January 1995.
- [57] SAE J443 “*Procedures for using standard shot peening test strip*” Society of Automotive Engineers, January 1984.
- [58] SAE J442 “*Test strip, holder and gage for shot peening*” Society of Automotive Engineers, January 1995.
- [59] The Shot Peener Staff “*Recycled glass for grit Blasting*” The Shot Peener, Vol. 19, Issue 3, Summer 2005.



- [60] The Shot Peener Staff “*Recycled glass for shot Blasting*” The Shot Peener, Vol. 19, Issue 2, Spring 2005.
- [61] The Shot Peener Staff “*Recycled glass gives aqueduct a smooth finish*” The Shot Peener, Vol. 19, Issue 4, Fall 2005.
- [62] SAE J441 “*Cut wire shot*” Society of Automotive Engineers, June 1993.
- [63] Ervin Industries “*Case History - Using The Right Steel Shot*”, July 1987.
- [64] Kirk D., Abyaneh M. “*Theoretical basis of shot peening coverage control*” The Shot Peener, Vol. 13, Issue 3, Fall 1999.
- [65] Happ M., Rumpf D. “*Almen Strip Variability: A Statistical Treatment*” Proceedings of the 6<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening, San Francisco, USA, 1996, pp. 302-311.
- [66] Zinn W., Scholtes B. “*Influence of Shot Velocity and Shot Size On Almen Intensity and Residual Stress Depth Distributions*” Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening, Marne la Vallee, France, 2005, pp. 379-384.
- [67] Kirk D., Hollyoak R. “*Factors affecting Almen strip curvature readings*” Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening, Warsaw, Poland, 1999, pp. 291-300.
- [68] Borch E. “*Effective use of cast steel shot for shot peening*” The Shot Peener, Vol. 13, Issue 3, Fall 1999.
- [69] Metal Improvement Company “*Shot peening. Aplicaciones*” 8<sup>a</sup> Edición, 2001.
- [70] Cowper G. R., Symonds P. S., “*Strain hardening and strain-rate effects in the impactloading of cantilever beams*”. Brown University Division of Applied Mathematics Report No.28, 1957.
- [71] Peixinho N. Ph. D. “*Study of visco-plasticity models for the prevision of mechanical behaviour of high strength steels subjected to impact*”, Universidad do Minho, 2004.
- [72] Alves M. “*Material constitutive law for large strains and strain rates*”, Journal of Engineering Mechanics, pp. 215-218,000.
- [73] S.T.S. Al-Hassani, “*Mechanical aspects of residual stress development in shot peening*”. Proceedings of the First International Conference on Shot

- Peening, ICSP1, Paris, 1981, pp. 14-17.
- [74] Premack T, Douglas AS. “*Three-dimensional analysis of the impact fracture of 4340 steel*”. Int J Solid Struct 1995;32(17–18):2793–812.
- [75] Torres M., Voorwald H. “An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of AISI4340 steel”. International Journal of Fatigue, 24, 2002, 877-886
- [76] Meguid SA, Shagal G, Stranart JC, Liew KM, Ong LS. “*Relaxation of peening residual stresses due to cyclic thermo-mechanical overload*”. Trans ASME – J Eng Mater Technol 2005;127:170–8.
- [77] Johnson G. R., Cook W. H. A., “*A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures*” Proceedings of 7th Int. Symp. On Ballistics, pp. 541-547, 1983
- [78] Kang W. J., Cho S. S., Huh H., Chung D. T., “*Modified Johnson-Cook model for vehiclebody crashworthiness simulation*”, Int. J. Vehicle Design, Vol. 21, N° 4/5, 1999.
- [79] Mening R., Pintschovius L., Schulze V., Vöhringer O. “*Depth profiles of macro residual stresses in thin shot peened steel plates determined by X-ray and neutron diffraction*”. Scripta Materialia 45, 2001, 977-983
- [80] Dai K., Villegas J., Stone Z., Shaw L. “*Finite element modeling of the surface roughness of 5052 Al alloy subjected to a surface plastic deformation process*”. Acta Materialia 52, pp 5771-5782, 2004
- [81] Armstrong P. J., Frederick C. O., “*A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect*”, Technical Report RD/B/N731 CEGB, 1966
- [82] Heckenberg U. “*Report on the influence of shot peening process parameters and temperature evolution on residual stress*”. Deliverable 3c.2.2.5, EADS Deutschland GmbH, FP6 European project COMPACT, AST4-CT-2005 516078.
- [83] Cammet J. “*Shot peening coverage: The real deal*” The Shot Peener, Vol. 21, Issue 3, Summer 2007.
- [84] Wang T., Platts J., Levers A. “*Finite element impact modeling for shot peen forming*”, 8<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening, Munich, Germany, 2002
- [85] ASTM E562-95 “*Determining volume fraction by systematic point count*”

- ASTM, 1995.
- [86] ASTM E8-04, “*Standard test methods for tension testing of metallic materials*”, 2004
- [87] Kolsky H. “*An Investigation of the Mechanical Properties of Materials at very High Rates of Loading*” Proceedings of the Physical Society, Section B, Vol. 62, N° 11, 1949
- [88] Hopkinson B. “*A method of measuring the pressure produced in the detonation of explosives or by the impact of bullets*” Phil. Trans. A, Vol. 213, 437
- [89] Johnson W. “*Impact strength of materials*” Crane, Russak, New York
- [90] Zukas J. “*High velocity impact dynamics*” John Wiley&Sons, New York
- [91] Peixinho N.; Jones N.; Pinho A. “*Determination of crash-relevant material properties of Dual-Phase and TRIP steels in IMPLAST 2003*” - Plasticity and Impact Mechanics, (Ed. N. Gupta), New Delhi, pp. 343-353, 2003
- [92] Jones N., “*Material properties for structural impact problems, in Advances in Materials*” (Ed. J. Harding), Inst. Of Physics Conf. Series No. 102, 1989.
- [93] Kirk D. “*Surface heating caused by peening*” The Shot Peener, Vol. 17, Issue 3, Summer 2003.
- [94] VV. AA. ABAQUS 6.10.1 Manual del Usuario
- [95] SAE J444 “*Cast shot and grit size specifications for peening and cleaning*” Society of Automotive Engineers, May 1993.
- [96] Sanjurjo P., Rodríguez C., Belzunce J., Pariente I., Montero R. “*Influencia del proceso de shot peening sobre el comportamiento mecánico de aceros inoxidables dúplex*” CIBIM09, Las Palmas de Gran Canaria, 2009.
- [97] Sanjurjo P., Rodríguez C., Pariente I., Belzunce J., “*Efecto del shot peening en el comportamiento fatiga de aceros inoxidables dúplex*” Anales de Mecánica de la Fractura, Vol. 27, 2010, pp.723-728
- [98] Kirk D. “*Curve fitting for shot peening data analysis*”. The Shot Peener, Vol. 16, Issue 1, Spring 2002.

- 
- [99] Kirk D. “*Accuracy of computerized saturation curve analysis*” The Shot Peener, Vol. 20, Issue 1, Winter 2006.
- [100] Kirk D. “*Saturation curve analysis and quality control*” The Shot Peener, Vol. 20, Issue 3, Summer 2006.
- [101] MIL-S-13165C “*Shot peening of metal parts*” June 1989.
- [102] SAE J2441 “*Shot peening*” Society of Automotive Engineers, August 2000.
- [103] Clausen R., Stangenberg J. “*Device for the Determination of Impact Velocities in Shot Peening*” Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening, Garmisch, Germany, 2002
- [104] Barker B., “*Shotmeter: A New Tool for Evaluating Shot Peening Intensity*” The Shot Peener, Vol. 19, Issue 1, Winter 2001
- [105] Andziak J. “*A New Method of Measurement of the Velocity of Solid Particles and Their Mass For Air Blasting*” Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening, Poland, 1999, pp. 308-312
- [106] Lida K. “*The analysis of the shot velocity thrown from the nozzle and the bladed wheel*” The Shot Peener, Vol. 10, Issue 4, 1996.
- [107] Kirk D. “*Image analysis and computer microscopy of shot particles*” The Shot Peener, Vol. 15, Issue 3, 2001.
- [108] Noyan, I., Cohen J. “*Residual stress. Measurement by diffraction and interpretation*” Materials research and engineering. Springer-Verlag, 1987.
- [109] Pfeiffer W. “*Characterization of shot peened components by X ray diffraction. A method on its way from the laboratory into industrial product development*” Proceedings of the 9th International Conference on Shot Peening, Marne la Vallee, France, 2005, pp. 414-419.
- [110] ASTM E466-82 “*Standard practice for conducting constant amplitude axial fatigue tests of metallic materials*”. 1982
- [111] Castillo, E; Fernández Canteli, A; Esslinger, V; Thürlimann, B. “*Statistical Model for Fatigue Analysis of Wires, Strands and Cables*” Zürich, May, 1985
- [112] Walker K. “*The effect of stress relaxation during crack propagation and*

*fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminium* Subcommittee E-9V,  
Winter Meeting, Feb 1969

- [113] Arola D., Williams C.L., “*Estimating the fatigue stress concentration factor of machined surfaces*” International Journal of Fatigue, 24, 2002, 923-930
- [114] Torres M., Voorwald H. “*An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of AISI 4340 steel*” International Journal of fatigue, 24, 2002, 876-886
- [115] Farajian M. “*Residual stress relaxation in welded joints under static and cyclic loading*” International Centre for Diffraction Data, 2009

