



**UNIVERSIDAD  
DE BURGOS**

***DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL***

**PROGRAMA DE DOCTORADO EN TECNOLOGÍAS INDUSTRIALES E INGENIERÍA CIVIL**

***Tesis Doctoral***

**APLICACIÓN DEL PROCESO DE DEEP ROLLING PARA  
LA GENERACIÓN DE TENSIONES RESIDUALES EN  
COMPONENTES SOMETIDOS A ALTAS PRESIONES**

***RUBÉN GARCÍA REIZÁBAL***

***Burgos, junio de 2021***





**UNIVERSIDAD  
DE BURGOS**

***DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL***

**PROGRAMA DE DOCTORADO EN TECNOLOGÍAS INDUSTRIALES E INGENIERÍA CIVIL**

***Tesis Doctoral***

**APLICACIÓN DEL PROCESO DE DEEP ROLLING PARA  
LA GENERACIÓN DE TENSIONES RESIDUALES EN  
COMPONENTES SOMETIDOS A ALTAS PRESIONES**

***Autor:***

***RUBÉN GARCÍA REIZÁBAL***

***Directores:***

***JESÚS MANUEL ALEGRE CALDERÓN***

***ANDRÉS DÍAZ PORTUGAL***

***Tesis Doctoral presentada en la Universidad de Burgos para la  
obtención del Título de Doctor***

***Burgos, junio de 2021***



## ***AGRADECIMIENTOS***

En primer lugar quiero dar las gracias a los profesores Jesús Manuel Alegre Calderón y Andrés Díaz Portugal por animarme a emprender este trabajo y acompañarme durante todo el proceso. Sin su profesionalidad, paciencia y buen humor no habría sido posible empezar ni acabar esta Tesis.

Por otro lado quiero agradecer a la empresa Hiperbaric la oportunidad que me ha brindado de desarrollar este trabajo, como ingeniero uno se siente afortunado de trabajar aquí. No quiero dejar de mencionar a las personas que forman o han formado parte del equipo I+D de esta empresa y con las que tanto he aprendido a lo largo de los años: gracias Santiago, Andrés, Raul, Enrique, Daniel, Santiago B., José P., José C., José A., Maria José, Ciro y Tomás.

A mis padres Alfredo y Julia y hermana Rebeca, que de alguna manera marcaron el camino que me ha traído hasta aquí. Nunca me faltaron medios para desarrollar mi carrera profesional y eso solo fue posible gracias a los sacrificios que hicieron durante muchos años. A mi familia, en especial a aquellos que se fueron, a mis abuelos Primitivo, Luisa, Jacinta y Julio y a mi tío Javi, a los que me hubiera gustado hablarles de este trabajo.

Y por supuesto a mi mujer María y a mis hijos Álvaro y Blanca, por la cantidad de horas que esta Tesis nos ha robado. Sin su paciencia y apoyo no hubiera tenido yo ganas de complicarme la vida con esto.

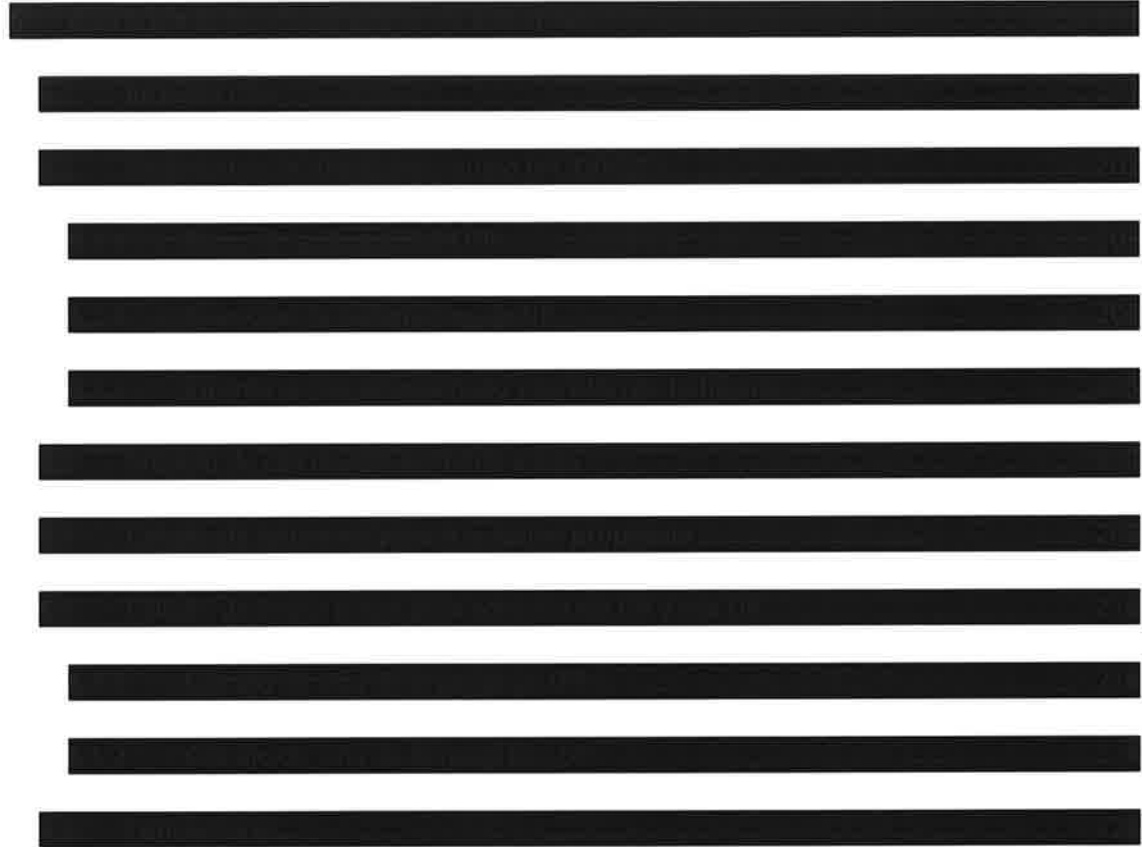



# ÍNDICE

0	.....	11
1	Introducción y objetivos.....	13
1.1	Introducción .....	13
1.2	Problemática de los equipamientos HPP .....	15
1.3	Objetivo general .....	16
1.4	Objetivos específicos .....	16
2	Revisión del estado del arte .....	19
2.1	Introducción .....	19
2.2	Estado del arte de la fabricación de equipos HPP.....	20
2.2.1	.....	
2.2.2	Alternativas a las técnicas de fabricación actuales .....	29
2.3	Estado del arte del proceso de Deep Rolling.....	31
2.3.1	Perspectiva histórica del proceso de Deep Rolling .....	31
2.3.2	Principios básicos del proceso de Deep Rolling.....	31
2.3.3	Parámetros que controlan el proceso .....	35
2.3.4	Propiedades afectadas por el proceso .....	42
2.3.5	Parámetros de la simulación numérica .....	44
2.4	Medida experimental de tensiones.....	51
2.5	Conclusiones revisión estado del arte .....	56
3	Selección y caracterización de material .....	59
3.1	Introducción .....	59
3.2	Selección del material .....	
3.3	Material de partida para la caracterización .....	62
3.4	Ensayos de tracción .....	64





3.5	Determinación del módulo de Young en probetas .....	69
3.6	Determinación de la curva FAD a partir de los ensayos de tracción.....	70
3.7	Ensayos de propagación de grieta.....	72
3.8	Ensayos de tenacidad a fractura .....	78
3.9	.....	
4	Simulación numérica del proceso de Deep Rolling .....	93
4.1	Introducción .....	93
4.2	Descripción de modelo numérico .....	94
4.2.1	Definición de la geometría y condiciones de contorno.....	94
4.2.2	Análisis de sensibilidad de malla .....	97
4.2.3	Modelo de material .....	
4.2.4	Parámetros del proceso .....	117
4.2.5	Combinación de parámetros de cálculo que se van a estudiar.....	118
4.2.6	Parámetros no variables o no tenidos en cuenta en el modelo.....	118
4.3	Resultados de la simulación numérica del proceso de Deep Rolling .....	119
4.3.1	Relación entre fuerza e interferencia.....	120
4.3.2	Influencia de las condiciones de contorno .....	124
4.3.3	Tensiones y deformaciones al final del proceso.....	129
4.3.4	Tensiones, deformaciones plásticas y magnitud de la deformación plástica a lo largo del proceso.....	149
4.4	Conclusiones.....	178
5	Validación experimental.....	181
5.1	Introducción .....	181
5.2	Preparación de las probetas.....	181
5.3	Medidas de la rugosidad superficial.....	184
5.4	Resultados de las medidas de tensiones residuales .....	186



5.4.1	Resultados .....	189
5.5	Conclusión .....	200
		
7	Conclusiones y trabajo futuro .....	229
7.1	Conclusiones.....	229
7.1.1	Conclusiones de la simulación numérica.....	229
7.1.2	Conclusiones de la parte experimental .....	231
7.1.3	Del diseño  .....	231
7.2	Trabajo futuro .....	232
7.2.1	Optimización de parámetros.....	232
7.2.2	Otros cálculos .....	235
7.2.3	Otros ensayos .....	235
	Bibliografía.....	237



## **NOMENCLATURA**

a [mm],	Profundidad de grieta (ASME VIII div. 3 App.D)
A [%],	Alargamiento
A0...A3,	Coefficientes de ajuste polinómico de la distribución de tensiones (ASME VIII div. 3 App.D)
$\alpha_k$ ,	Backstress
Ap,	Presión en el interior de la grieta (ASME VIII div. 3 App.D)
B [mm],	Anchura de la probeta CT
BEF,	Coefficiente del efecto Bauschinger
c [mm],	Semi-longitud de grieta semi-elíptica (ASME VIII div. 3 App.D)
C,	Parámetro de la ley de Paris
CMOD,	Crack Mouth Opening Displacement
COD,	Crack Opening Displacement
Código,	Código ASME (American Society of Mechanical Engineers) Section VIII division 3
da [mm],	Incremento de la profundidad de grieta
	
	
dN,	Incremento del número de ciclos
DR,	Deep Rolling
E [Mpa],	Módulo de Young
$\epsilon_{p1}$ ,	Deformación plástica en la dirección 1 (X)
$\epsilon_{p2}$ ,	Deformación plástica en la dirección 2 (Y)
$\epsilon_{p3}$ ,	Deformación plástica en la dirección 3 (Z)
$\epsilon_{pij}$ ,	Deformación plástica tangencial en la dirección ij
$\epsilon_{pl}$ ,	Deformación plástica unitaria
ES <sub>l</sub> [mm],	Tamaño de los elementos de malla en la dirección longitudinal
ES <sub>max</sub> [mm],	Dimensión principal máxima de los elementos de malla
ES <sub>min</sub> [mm],	Dimensión principal mínima de los elementos de malla
ESR,	Electro Slag Remelting, Refundido por electro-escoria
ES <sub>Smax</sub> [mm],	Tamaño máximo de los elementos de malla en la dirección de la profundidad
ES <sub>Smin</sub> [mm],	Tamaño mínimo de los elementos de malla en la dirección de la profundidad
ES <sub>T</sub> [mm],	Tamaño de los elementos de malla en la dirección transversal
$\epsilon_{tot}$ ,	Deformación total unitaria
FAD,	Failure assessment Diagram, diagrama de fallo (API 579-1)
FFS,	ASME Fitness For Service (API 579-1)
G0...G3,	Factores de corrección de superficie libre de grieta (ASME VIII div. 3 App.D)
HCF,	Fatiga de alto número de ciclos (High cycle fatigue)
HD,	Hole Drilling
K [Mpa*m <sup>0,5</sup> ]	Factor de intensidad de tensiones
K <sub>IC</sub> [Mpa*m <sup>0,5</sup> ]	Tenacidad a fractura (modo 1)
K <sub>Q</sub> [Mpa*m <sup>0,5</sup> ]	Factor de intensidad de tensiones para el valor de carga P <sub>q</sub> de acuerdo a ASTM E399

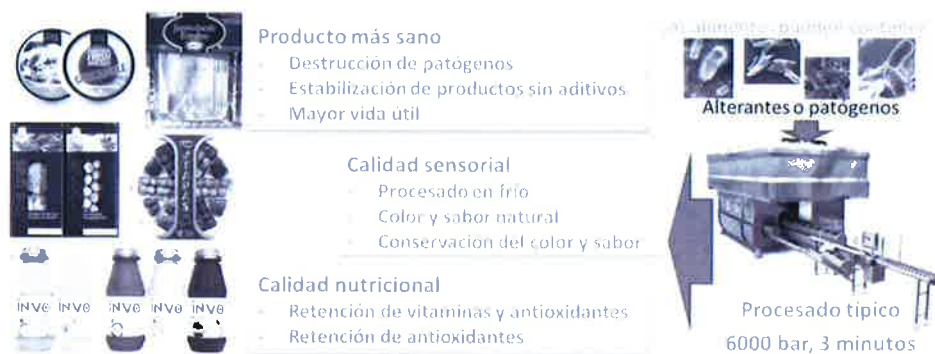
Kr,	Relación entre el factor de intensidad de tensiones y el valor de tenacidad a fractura ( $K_I/K_{Ic}$ )
Kv [J],	Resultado ensayo Charpy para una entalla en V
LCF,	Fatiga para bajo número de ciclos (Low cycle fatigue)
Lr,	Load ratio diagrama FAD
Lr,	Ratio de carga
LSP,	Laser Shock peening
m,	Parámetro exponencial de la Ley de Paris
PE11,	Deformación plástica en la dirección 1 (X)
PE22,	Deformación plástica en la dirección 2 (Y)
PE33,	Deformación plástica en la dirección 3 (Z)
PEEQ,	Deformación plástica equivalente (nomenclatura Abaqus)
Peij,	Deformación plástica tangencial en la dirección i j
PEMAG,	Magnitud de la deformación plástica (nomenclatura Abaqus)
P <sub>Q</sub> [N],	Carga máxima obtenida en ensayos de tenacidad a fractura, de acuerdo a la norma ASTM E399
Q,	Factor de forma de grieta (ASME VIII App.D)
RA [%],	Reducción de Área
Ra [mm],	Rugosidad media
RF <sub>v</sub> [N]	Reacción vertical en la herramienta = Fuerza vertical aplicada por la herramienta
Rk,	Relación entre factores de intensidad de tensiones residuales y debido a las cargas
Rp 0.2 [MPa],	Límite elástico al 0,2%
Rz [mm],	Rugosidad máxima
S11 [MPa],	Componente de la tensión normal en la dirección 1 (X)
S22 [MPa],	Componente de la tensión normal en la dirección 2 (Y)
S33 [MPa],	Componente de la tensión normal en la dirección 3 (Z)
Sij [MPa],	Componente de la tensión tangencial en la dirección ij
SP ,	Shot Peening
Su [MPa],	Tensión de rotura en el ensayo de tracción
Sy [MPa],	Límite elástico en el ensayo de tracción
$\sigma_{ys01}$ [MPa],	Límite elástico con 0,1% de deformación plástica
$\sigma_{ys02}$ [MPa],	Límite elástico con 0,2% de deformación plástica
VAR ,	Vacuum Arc Remelting, refundido por arco al vacío
VIM,	Vacuum Induction Melting, fundición por inducción al vacío
W[mm],	Longitud del ligamento en la dirección de propagación de la probeta CT
XRD,	X Ray Diffraction, difracción por rayos X
Z[%],	Reducción de Área
$\Delta K$ [MPa*m <sup>0,5</sup> ]	Rango del factor de intensidad de tensiones
$\Delta K_a$ [MPa*m <sup>0,5</sup> ]	Rango del factor de intensidad de tensiones en el frente de grieta
$\Delta K_c$ [MPa*m <sup>0,5</sup> ]	Rango del factor de intensidad de tensiones en la superficie de grieta
$\Delta K_{th}$ [MPa*m <sup>0,5</sup> ]	Valor umbral del rango del factor de intensidad de tensiones

# Capítulo 1

## INTRODUCCIÓN Y OBJETIVOS

### 1.1 Introducción

La tecnología High Pressure Processing o HPP, es un proceso físico para el tratamiento de alimentos, respetuoso con el medioambiente, que garantiza la seguridad alimentaria y consigue un aumento de la vida útil conservando las características del producto fresco [1]. Representa una alternativa a los tratamientos tradicionales térmicos y/o químicos de una amplia gama de alimentos, con la ventaja de que conserva sus propiedades organolépticas, garantizando su seguridad alimentaria. En la Figura 1-1 se indican las principales ventajas de la tecnología y se muestran algunos de los productos españoles actualmente procesados por HPP (más información en [www.hiperbaric.com/es/hpp](http://www.hiperbaric.com/es/hpp)).



**Figura 1-1. Principales efectos y ventajas de la tecnología y algunos ejemplos de alimentos procesados por HPP por clientes de Hiperbaric y comercializados en España.**

El procesado HPP consiste en someter el alimento, previamente sellado en su envase final, a elevados niveles de presión hidrostática (transmitida por el agua). Por regla general esta tecnología requiere presiones de hasta 6.000 bar, durante un periodo que puede ir desde unos pocos segundos hasta varios minutos.

Los primeros equipos industriales HPP comenzaron a desarrollarse en la década de los 90 en Japón, pero es a partir del año 2000 cuando esta tecnología comienza a implementarse de forma exitosa en la industria alimentaria, instalando Hiperbaric su primer equipo en 2002 en el grupo Campofrío. Actualmente se utiliza para el procesado de todo tipo de productos alimenticios refrigerados: cárnicos, pescados y mariscos, vegetales, lácteos y zumos.

La tecnología de HPP se incluye dentro de lo que en el mundo de la alimentación se denomina un proceso “batch” o por lotes, en los cuales el alimento se procesa lote a lote en contraposición a los denominados procesos continuos, donde los equipos procesan flujos continuos de producto. Esto se traduce en que, cada vez se procesa un lote de producto, el equipo ha de realizar el ciclo de trabajo representado en la Figura 1-2:

1. *Entrada de contenedores + posicionamiento de la vasija dentro del yugo.* Los productos, ya dentro de su envase final, se cargan en unos contenedores (de plástico rígido) que son introducidos en una vasija de acero. Posteriormente ésta se desplaza dentro del yugo y se introducen los tapones.
2. *Llenado de vasija.* Se introduce agua en la vasija a baja presión.
3. *Subida de presión.* Una vez llena la vasija, se comienza a bombear agua a alta presión (mediante un intensificador de alta presión) hasta alcanzar valores entre 3.000 y 6.000 bar.
4. *Mantenimiento en presión.* Esta presión se mantiene durante varios minutos (la presión alcanzada y el tiempo que ésta se mantiene son parámetros que se definen en cada caso en función del alimento que va a procesar)
5. *Bajada de presión + Vaciado + Salida vasija con el producto ya procesado.* Finalmente se libera la presión (1-2 segundos), se vacía el agua, y se vuelve a desplazar la vasija para extraer los contenedores con el producto ya procesado.

En cada uno de estos ciclos, los equipos experimentan una subida de presión hasta su valor máximo de operación durante un ciclo que suele durar entre 6 y 9 minutos, tal y como se muestra en la Figura 1-3.

La tendencia actual del mercado de procesado HPP está demandando equipos capaces de operar de forma ininterrumpida a una presión de operación de 6.000 bares (600Mpa). Para poder soportar estas condiciones de trabajo, los equipos se construyen con grandes espesores de pared que limitan el volumen útil de los mismos.

A modo de ejemplo, el equipo más grande de los fabricados por Hiperbaric cuenta con una vasija de 380mm de diámetro interior, 1.000mm de diámetro exterior (espesor = de 320mm) y 5000mm de longitud, lo que hace un volumen total de 525 litros. Si se suma el peso de todos los componentes estructurales se alcanzan 72 toneladas de acero para “solo” 525 litros de capacidad. Esta limitación de volumen hace que las instalaciones, para ser económicamente rentables, tengan que hacer al año un elevado número de ciclos (o lotes), que puede llegar a hasta los 30.000 ciclos por año.



Figura 1-2. Esquema de las etapas del proceso HPP Batch.

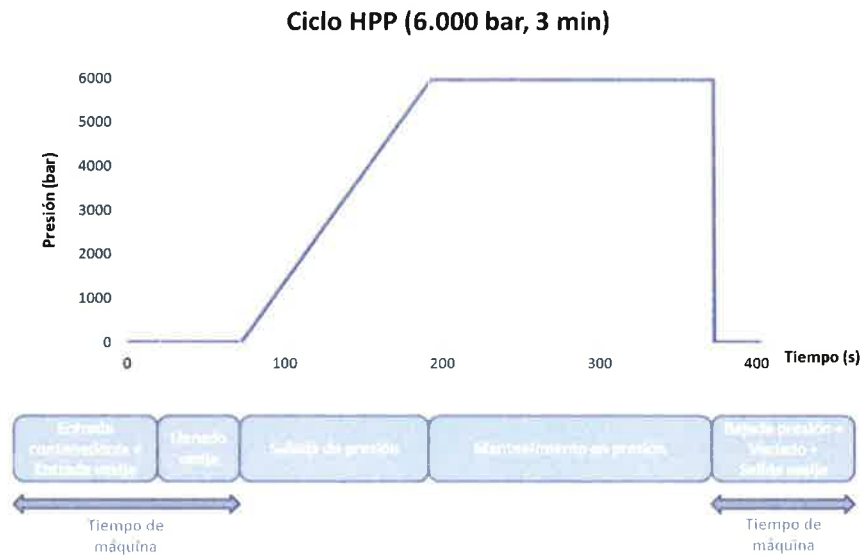


Figura 1-3. Tiempos y etapas típicas de un ciclo de procesado HPP

## 1.2 Problemática de los equipamientos HPP

Teniendo en cuenta los requerimientos anteriores, elevadas sollicitaciones mecánicas y alto número de ciclos, es evidente que uno de los mayores problemas en el diseño de estos equipos son los fenómenos de fatiga, los cuales hay que tratar de minimizar para alargar la vida de todos los componentes críticos y reducir así los costes de operación de esta tecnología.

La Figura 1-4 muestra de forma esquematizada cuales son los principales elementos estructurales de un equipo HPP:

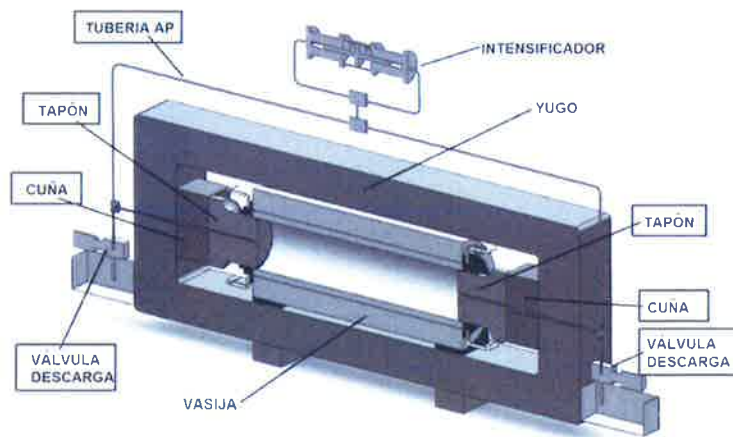
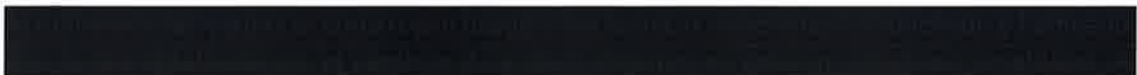


Figura 1-4. Corte esquemático de un equipo HPP



Por esta razón, la tecnología del procesado HPP demanda una solución alternativa que permita alargar la vida útil de estos equipos, algo que podría lograrse elevando todavía más el nivel de tensiones

### 1.3 Objetivo general

Una vez planteado el problema, el modo más factible de evitar la rotura por fatiga en los equipos actuales consiste en estudiar e implementar una nueva técnica de fabricación la que se lleguen a alcanzar elevados niveles de tensiones residuales y con ello mayor capacidad para desarrollar un alto número de ciclos de operación.

Para incrementar este nivel de tensiones se pretende utilizar la técnica de fabricación denominada Deep Rolling (DR), la cual cuenta con un gran potencial para mejorar los equipos fabricados por Hiperbaric. Esta técnica ha sido elegida por varias razones entre las que destacan el elevado control sobre el proceso, la mejora del acabado superficial y sobre todo la posibilidad de introducir un perfil triaxial de tensiones residuales de compresión.

Es evidente que mayores tensiones residuales de compresión ralentizan el fenómeno de fatiga, pero si se llega a un nivel adecuado, podría incluso llegarse a evitar el fenómeno de iniciación.

Por otro lado, estos procesos llevan asociadas no-linealidades debidas al comportamiento en plasticidad de los materiales y a los contactos pieza-herramienta durante su generación, por lo tanto, no es posible determinar las tensiones generadas mediante simples ecuaciones analíticas. Por esta razón, un objetivo fundamental de esta tesis es implementar y validar un modelo numérico mediante elementos finitos (FEM) que sea capaz de calcular con precisión las tensiones residuales introducidas en el componente después de llevar a cabo esta nueva técnica de fabricación.

### 1.4 Objetivos específicos

Una vez definido el objetivo general se ha estructurado esta tesis en varios objetivos específicos los cuales son:

- Evaluar el *estado del arte de la tecnología de Deep Rolling*. Este análisis se hará sin perder de vista el objetivo general de la tesis y haciendo especial énfasis en todos los aspectos que tienen que ver con éste.



De esta forma se realizará un análisis de todos los parámetros que influyen proceso y de cómo afectan a los resultados, en especial a los que tienen que ver con la vida a fatiga (tensiones residuales, rugosidad, microestructura...)

También se hará una búsqueda específica de la combinación de esta técnica con otras para lograr un mayor nivel de tensiones residuales y su aplicación en aceros inoxidables de alta resistencia (especialmente aceros PH)

Se hará un repaso de la aplicación de modelos numéricos para modelizar el proceso y su aplicación para la determinación del nivel de tensiones residuales. Nos detendremos especialmente en aquellos estudios donde se correlacionan resultados numéricos con los obtenidos experimentalmente mediante técnicas como la difracción de rayos X (XRD) o Hole Drilling.

- *Caracterizar el material* con el que se vaya a construir [REDACTED] para conocer sus propiedades mecánicas y a fractura.

Una adecuada caracterización del comportamiento en plasticidad permitirá conocer el nivel de endurecimiento cíclico e implementar un modelo de material adecuado para el cálculo FEM. [REDACTED]

Para los cálculos de vida será necesario determinar la ley de Paris, tenacidad a fractura y construir su diagrama FAD (Failure Assessment Diagram), lo cual nos permitirá el uso de procedimientos de evaluación de la integridad estructural (ASME VIII div3, API 579-1 Fitness for Service...)

- *Elaborar un modelo numérico de elementos finitos* que permita predecir las tensiones residuales tras aplicar el proceso de DR. Para ello se desarrollará primero un modelo de placa plana que permita una validación experimental del cálculo del proceso de DR propiamente dicho. Posteriormente se [REDACTED]

Este modelo numérico se implementará de forma que se puedan obtener valores de tensiones y deformaciones a lo largo de todo el proceso, datos que se utilizarán para una mejor comprensión de los mecanismos de generación de tensiones residuales que tienen lugar durante el DR.

Estos modelos numéricos permitirán en el futuro optimizar la fabricación [REDACTED]

- *Validar experimentalmente el modelo numérico.* Para ello se llevará a cabo el proceso de DR en probetas planas con los mismos parámetros usados en los modelos numéricos.

Mediante el método de XRD (X-Ray diffraction) se medirán las tensiones residuales en dichas probetas y se compararán con los resultados obtenidos en los cálculos para evaluar el grado de correlación entre modelo y medidas experimentales.

- *Diseñar [REDACTED] usando la metodología del modelo numérico,* previamente validado. Este modelo numérico constituirá una herramienta fundamental para llevar a cabo el diseño [REDACTED] ya que permitirá decidir cuál es la mejor combinación

de parámetros para alcanzar la mayor vida útil.

- Calcular *a fatiga*. Para ello se utilizará el procedimiento del código ASME VIII división 3 [2] teniendo en cuenta las conclusiones del análisis de fallos realizado previamente han fisurado.

Con los resultados de este cálculo se podrá evaluar el potencial de mejora de la nueva solución frente a la actual.

Para dar respuesta a estos objetivos específicos, el documento de la tesis se va a estructurar en varios capítulos. En el Capítulo 2 se realizará un estudio del estado del arte relativo a la técnica DR. El objetivo de esta parte es determinar el estado del arte del uso de esta técnica en estos equipos, evaluando las distintas herramientas disponibles en el mercado, la influencia de los distintos parámetros, el uso de medidas experimentales para la medida de tensiones, la aplicación de modelos numéricos para el cálculo de tensiones y la combinación de este proceso con otras técnicas como las de bobinado y zunchado.

En el Capítulo 3, y como paso previo al desarrollo del modelo numérico de cálculo, será necesario hacer una caracterización del material que permita conocer el comportamiento plástico y a fractura del mismo.

Posteriormente, en el Capítulo 4 se elaborará un modelo de elementos finitos en una placa plana simulando el proceso de DR que permita predecir las tensiones residuales y la influencia de los distintos parámetros del proceso. Los resultados de este modelo serán comparados con medidas experimentales en probetas planas (XRD) y con ello se validará la metodología para calcular las tensiones introducidas por el proceso de DR. Los resultados de dicha validación se exponen en el Capítulo 5.

Una vez establecida esta metodología de cálculo será posible diseñar un nuevo equipo que permita superar las causas de la fatiga en los equipos actuales, las cuales se detallarán en el Capítulo 2. Para diseñar este nuevo equipo se desarrollará un modelo en . Este diseño se abordará en el Capítulo 6.

El esquema de la Figura 1-5 recoge dicha estructura del documento.

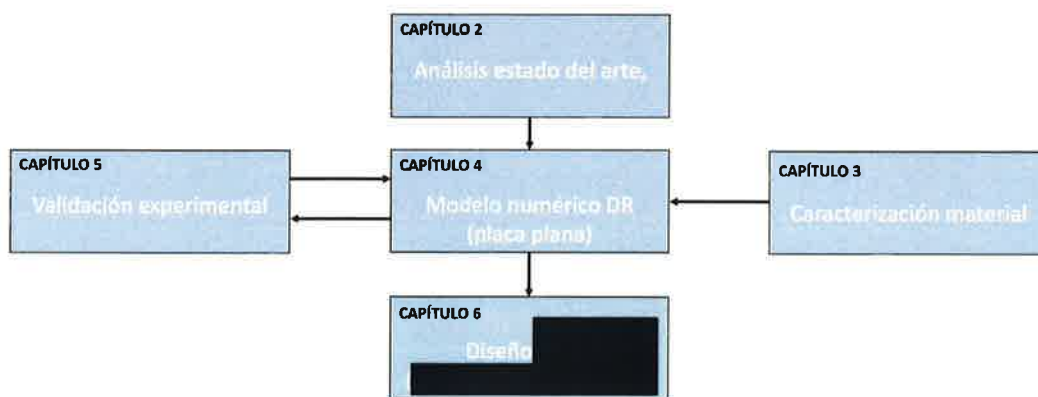


Figura 1-5. Diagrama esquemático del desarrollo de esta tesis

## Capítulo 2

### REVISIÓN DEL ESTADO DEL ARTE

#### 2.1 Introducción

En este apartado se presenta una recopilación del estado del arte relativo al diseño y fabricación de componentes de alta presión, el modo de fallo de éstos y las distintas técnicas alternativas que se podrían usar para mejorar su vida a fatiga.

De entre estas técnicas, se realizará un análisis en profundidad del proceso Deep Rolling, poniendo especial atención en todos los aspectos relacionados con el problema que se pretende abordar en esta tesis. Algunas de estas particularidades, que se tendrán en cuenta durante la revisión de la literatura existente, se recogen en los siguientes puntos:

- Pretende ser aplicado [REDACTED] alta presión sometidos a un gran número de ciclos durante toda su vida útil.
- Estos equipos funcionan a temperatura ambiente (entre 0°C y 40°C)
- El material objeto de estudio utilizado en el proceso de Deep Rolling es un acero inoxidable endurecido por precipitación de alto límite elástico ( $R_{p0.2} > 1000\text{Mpa}$ )

- [REDACTED]
- Se plantea validar una metodología de análisis numérico que permita predecir las tensiones residuales cuando se aplican las técnicas del punto anterior.

La revisión bibliográfica del proceso de DR se ha efectuado considerando las variables que intervienen en el proceso y separándolas en tres grupos:

1. Aquellas que tienen una influencia directa en el proceso (apartado 2.3.3), es decir, todas aquellas que influyen en el resultado del proceso como el material, rugosidad inicial, tipo de herramienta utilizada.
2. Aquellas que son alteradas tras el proceso (apartado 2.3.4), siendo la más importante la modificación de las tensiones residuales.
3. Aquellas que intervienen en la simulación numérica (apartado 2.3.5), como las propiedades cíclicas del material, mallado de la pieza, condiciones de contorno, parámetros de cálculo, etc.

Dado que en este trabajo también se va a llevar a cabo una parte experimental de medida de tensiones después de aplicar el DR, se ha revisado el estado del arte de las diferentes técnicas para realizar estas medidas.

## 2.2 Estado del arte de la fabricación de equipos HPP

Apartado 2.2 cifrado en virtud del Convenio de colaboración entre la Universidad de Burgos y la empresa "Hiperbaric, S.A." para la realización de tesis doctorales en el marco de doctorados industriales.

Para su consulta se deberá solicitar permiso a Hiperbaric, S.A.

## 2.3 Estado del arte del proceso de Deep Rolling

Cabe destacar aquí dos artículos cuyo objetivo era dar una visión del estado del arte de la técnica de Deep Rolling los cuales han sido de gran ayuda para preparar este capítulo: el primero “Deep Rolling - The Past, the Present and the Future.” Altenberger, Igor [14] y el segundo “State of the art of Deep Rolling,” P. Delgado, I. I. Cuesta, J. M. Alegre, and A. Díaz, [15].

El primero de estos dos artículos [14] fue publicado en 2005 y en él se incluye una introducción histórica del Deep Rolling, una revisión de los efectos del proceso en la microestructura, resistencia a fatiga y corrosión, se introduce la modelización del proceso y se enumeran las aplicaciones más típicas.

El segundo artículo [15] fue publicado 11 años más tarde y contiene además información detallada sobre los parámetros que influyen en el proceso y sobre los distintos enfoques del análisis numérico para predecir las tensiones residuales introducidas.

### 2.3.1 Perspectiva histórica del proceso de Deep Rolling

Desde hace siglos se conocen las ventajas de trabajar mecánicamente la superficie de los metales para mejorar sus propiedades; por ejemplo, los artesanos que fabricaban espadas sabían de los beneficios de someterlas a un proceso de martilleo después de la forja. Esta práctica fue utilizada también durante mucho tiempo por los herreros en las ballestas, los cuales, mediante el martilleo de éstas, conseguían aumentar su duración. Eran procesos que se llevaban a cabo porque se sabía que eran beneficiosos, pero sin tener conocimiento de qué es lo que le sucedía al material.

En la primera mitad del siglo pasado aparecen otro tipo de procesos de trabajado superficial como el shot peening, el cual se desarrolla de forma paralela en Estados Unidos y Alemania.

El proceso de DR se aplicó por primera vez en los años 30 para mejorar la vida a fatiga en ejes del popular coche Ford T y posteriormente comienza a utilizarse esta tecnología en ejes de trenes y otros componentes [14].

A lo largo de los años se han ido publicando numerosos artículos que han ayudado a entender los mecanismos de este proceso, el cual cuenta con numerosas aplicaciones sobre todo en la industria del automóvil y ferrocarril donde se aplica a todo tipo de componentes rotativos como ejes, cigüeñales, árboles de levas, etc. Recientemente se ha visto además como han ido proliferando otra serie de aplicaciones como álabes de turbina e implantes médicos.

### 2.3.2 Principios básicos del proceso de Deep Rolling

El proceso de Deep Rolling es un proceso similar al de bruñido con bola/rodillos (ball/roller burnishing) puesto que ambos son procesos de fabricación sin arranque de viruta que consisten en presionar una herramienta de elevada dureza sobre una superficie y sobre la cual se produce una plastificación localizada.

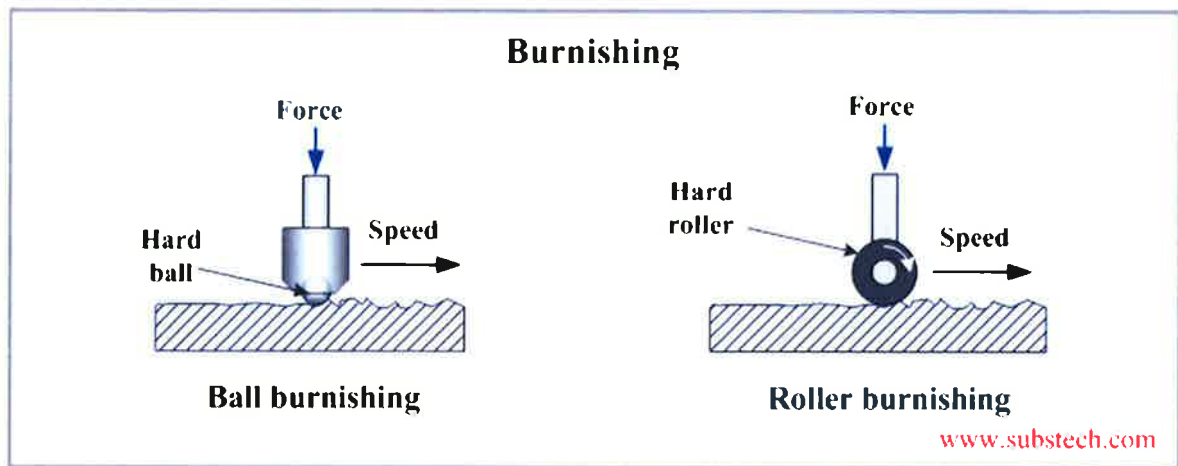


Figura 2-17. Bruñido mediante bola o rodillos (cortesía substech)

En el caso de un bruñido, el objetivo es que el rodillo aplane los picos y valles gracias a la fluencia del material mejorando de este modo la rugosidad de la piza. Las razones para buscar una superficie poco rugosa pueden ser varias, pero una de ellas es la mejora de la vida a fatiga ya que se suavizan las micro-entallas superficiales que dan lugar a los inicios de grieta.

En el caso del Deep Rolling se busca no solo una mejora del acabado superficial, sino también un aumento de la vida a fatiga. Esto último se consigue gracias a la generación de tensiones residuales de compresión y al cambio de propiedades en el material debido a su trabajado en frío

El proceso de DR se lleva a cabo de forma similar al bruñido por rodillos, haciendo que una herramienta de gran dureza presione la superficie que pretenden ser trabajada, pero aplicando una mayor fuerza. Por esta razón no solo existe un efecto de aplanamiento de crestas, sino que se extiende la plastificación a zonas subsuperficiales haciendo que aparezcan tensiones residuales de compresión en zonas que van desde 1 a 2mm de profundidad. En la Figura 2-18 puede verse el perfil típico de tensiones después del proceso de DR donde por lo general, las tensiones son mayores en la dirección perpendicular al avance de bola (longitudinal en el caso de la figura).

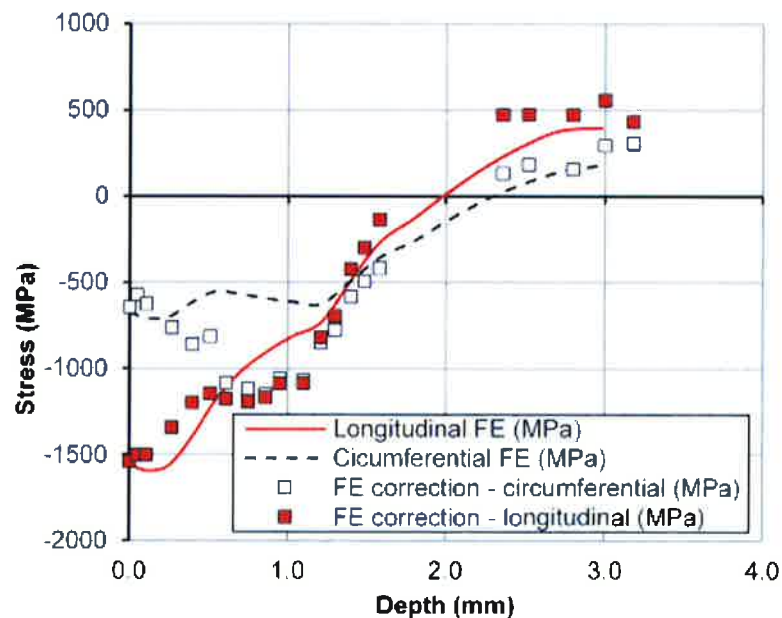


Figura 2-18. Perfil típico de tensiones residuales después del DR [16]

Klocke et al. [17] describen el mecanismo de generación de tensiones residuales que interviene en el DR en herramientas de bola y se resume en los siguientes pasos:

1. Al aplicar fuerza en la bola lo primero que se consigue es una plastificación local en las crestas que forman la rugosidad superficial que se ve disminuida por el flujo plástico de material.
2. Conforme se incrementa la fuerza, el material subsuperficial comienza a plastificar haciendo que la herramienta se desplace hacia abajo indentando la superficie.
3. Al desplazarse la bola hacia abajo, el material fluye de forma perpendicular a este movimiento vertical. El material circundante se opone a este desplazamiento generando tensiones de compresión. En este punto las tensiones de compresión tendrían una simetría circular.

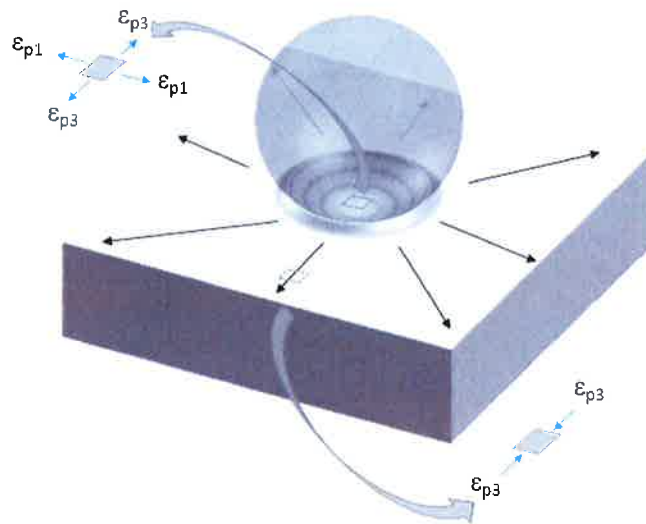


Figura 2-19. Indentación estática de una bola sobre una placa

4. El material localizado en la zona de contacto de la herramienta está sometida a elevadas tensiones hidrostáticas, pero al no existir soporte en la superficie libre adyacente hace que el material se eleve, formando un cráter.
5. Si la herramienta comienza a moverse el mecanismo de plastificación vertical sigue ocurriendo pero esta vez aplastando el material que se ha elevado verticalmente en el frente de la herramienta.

En este punto el autor describe un cambio en el perfil de tensiones hacia una forma más parecida a la de una gota de agua.

El área debajo de la herramienta se ve sometida a grandes deformaciones plásticas incrementando su densidad de dislocaciones y endureciendo el material.

El proceso de DR cuenta con una serie de ventajas adicionales tales como la de poder hacerse en equipos CNC convencionales, ser fácilmente reproducible y controlable, así como la gran duración de las herramientas.

Dentro de las herramientas disponibles existen básicamente dos tipos, las que ejercen la fuerza de forma mecánica (por ejemplo mediante un muelle o predefiniendo una interferencia entre la herramienta y pieza) y las llamadas hidrostáticas que ejercen la fuerza mediante un fluido a presión [17]. Las Figura 2-20 y Figura 2-21 muestran de forma esquemática cómo funciona cada uno de estos de tipos de herramientas:

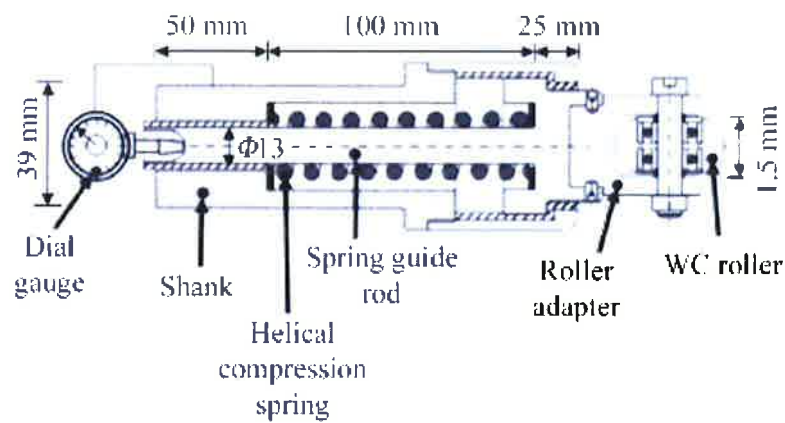


Figura 2-20. Herramienta mecánica (de rodillos)

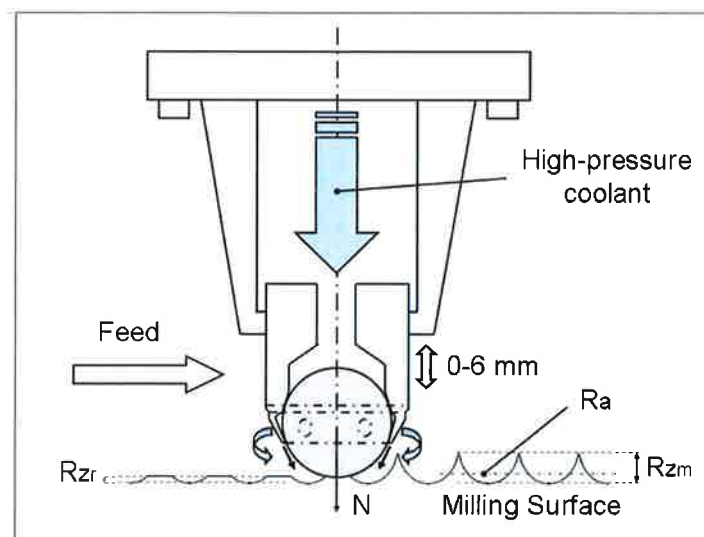


Figura 2-21. Deep Rolling con herramienta hidrostática [18] (de bola)

La fuerza aplicada en las herramientas mecánicas depende fuertemente de la distancia entre pieza y herramienta, parámetro que es difícil de controlar y que además cuenta con una gran influencia en las tensiones residuales generadas. Además, este tipo de herramientas no puede aplicar grandes niveles de fuerza, algo que limita su eficacia en piezas de alto límite elástico. Algunos fabricantes de herramientas se refieren también a esta técnica como “Low Plasticity Burnishing” [19]

Debido a las limitaciones de la herramienta mecánica, esta tesis doctoral se va a llevar a cabo utilizando herramientas de bola hidrostáticas por las siguientes ventajas:

- La fuerza puede incrementarse hasta valores por lo general más elevados que las herramientas mecánicas.
- El control de la fuerza es muy preciso ya que esta depende de la presión del fluido que actúa sobre la bola, siendo ésta fácilmente ajustable y controlable.
- Se puede implementar fácilmente para procesar la superficie interior de un cilindro (vasijas) utilizando el mismo torno con el cual se mecaniza.



La terminología que se usará para definir las direcciones principales que intervienen en el proceso son: el eje en el que se mueve la bola lo denominaremos eje Z (3), el eje X (1) es la dirección del avance transversal y el eje Y (2) es la dirección del espesor de la pieza.

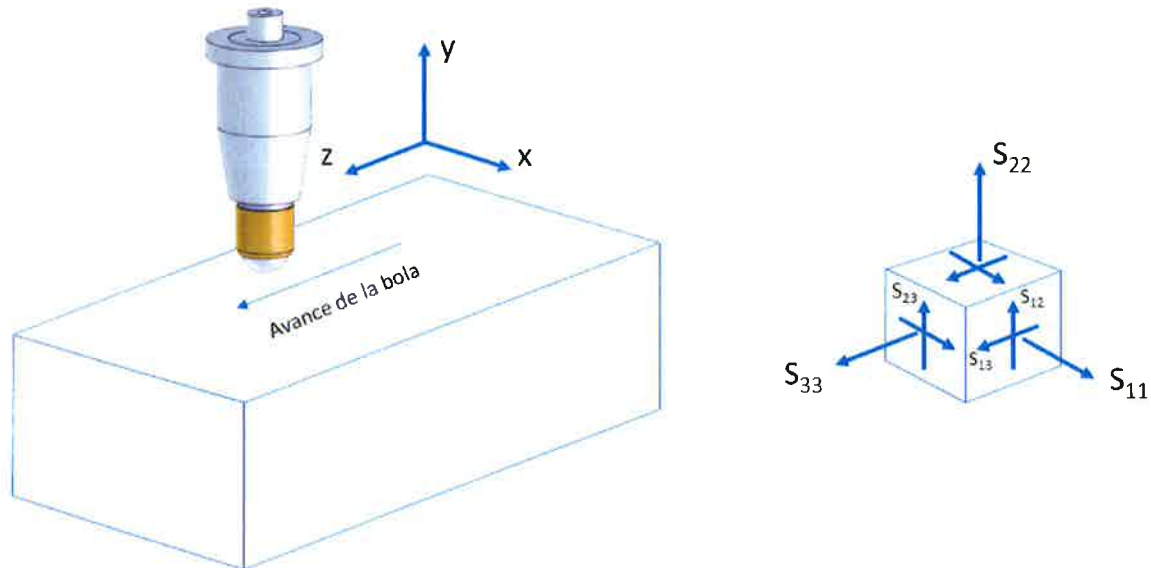


Figura 2-22. Direcciones principales que interviene en el proceso de DR

### 2.3.3 Parámetros que controlan el proceso

#### 2.3.3.1 Material

Dado que el DR es un proceso que se basa en la deformación plástica del material a nivel subsuperficial, es evidente que son las propiedades mecánicas del material, especialmente las que definen su comportamiento plástico, las más determinantes en los resultados. En general puede decirse que el proceso de DR es interesante para un amplio abanico de materiales y aplicaciones. Por ejemplo, en los trabajos de L. Wagner [12], E. Maawad et al. [13], V. Bäker et. Al [20] y D. Ma [21] se estudia el proceso en aleaciones de titanio, uno de los materiales estrella del sector de los implantes médicos y sobre todo del aeroespacial con aplicaciones tales como álabes de turbina, discos y otros componentes estructurales con altos requerimientos de fatiga. Otro de los materiales estrella de este sector son las aleaciones de aluminio, donde también existen estudios de la aplicación del DR como los de L. Wagner [12], G. H. Majzoubi et al. [22] [23] y W. Zinn et al. [24]. Para las partes de turbina de gas de este sector, las cuales funcionan a alta temperatura, también existen estudios de materiales base níquel como el de D. Trauth et al. [25].

Dentro del sector del transporte, este proceso es muy utilizado tanto en aceros al carbono, como aleados y martensíticos, para la fabricación de todo tipo de componentes tales como ejes, cigüeñales, barras de torsión etc. Para estos materiales se han encontrado los estudios de A.M. Abrao et al. [26], S.M. Hassani-Gangaraj et al. [27], P.R. Prabhu et al. [28] y P. Sarkulvanich et al. [29].

Otro tipo de materiales susceptible de ser procesados por DR son las fundiciones de acero empleados en la fabricación de moldes y matrices, éstos han sido estudiados por J. Scheil et al. [30].

Para todas las aplicaciones donde existen fenómenos de corrosión-fatiga es importante evaluar el proceso de DR en materiales inoxidables. La mayor parte de los trabajos encontrados se centran en

la aplicación de aceros austeníticos como los de I. Altenberger et al. [11], Nikitin et al [31] [32], J. Muñoz Cubillos et al. [33] De estos últimos, existen bastantes estudios con la aleación AISI 304 pero no se ha encontrado ningún estudio con algún inoxidable martensítico endurecido por precipitación en procesos de DR. No obstante, sí se ha encontrado algún estudio en procesos de “Low Plasticity Burnishing” (LPB) en 17.4 PH en un trabajo de Prevey et al. [19], que se centra en evaluar la influencia del límite a fatiga en este acero en piezas procesadas por este método. En la parte experimental de este trabajo se aportan medidas de las tensiones residuales realizadas mediante XRD y comparando las obtenidas mediante LPB, LSP y Shot Peening (SP). Como se ve en la Figura 2-23, el espesor con tensiones residuales de compresión es mucho mayor usando LPB llegando a valores máximos en torno a los 760 MPa.

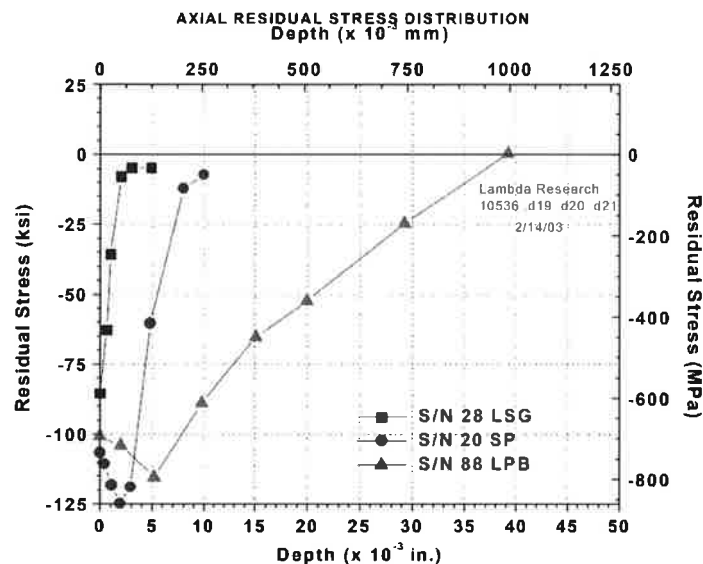


Figura 2-23. Perfil de tensiones residuales en probetas de 17.4PH obtenidas a partir de distintas técnicas [19]

En general, el material utilizado es una de las variables más importantes ya que la selección adecuada del resto de parámetros depende en gran medida del comportamiento elastoplástico del mismo. Los cambios en microestructura, rugosidad y tensiones residuales van a depender del tipo de material y sus propiedades mecánicas.

### 2.3.3.2 Rugosidad inicial

La rugosidad del material tiene una gran relevancia en la vida a fatiga ya que esta influye en la nucleación de grietas.

Es evidente que, piezas con un mal acabado antes del DR experimentarían una mayor mejora de éste en comparación con otras que cuenten con un mejor acabado inicial de partida. Prabhu et al. [28] miden la influencia de la rugosidad inicial en el proceso de DCR (Deep Cold Rolling) y llegan a la conclusión de que la rugosidad final después del proceso disminuye conforme disminuye la rugosidad inicial. Es obvio que el proceso dará mejores resultados cuanto más baja sea la rugosidad inicial.

### 2.3.3.3 Tipo de herramienta utilizada.

Existen varios tipos de herramienta en función de la forma de aplicar la fuerza (mecánicas o hidrostáticas) y de la forma de la misma (disco, rodillo, bola...). Como ya se ha mencionado

anteriormente, las herramientas hidrostáticas permiten llegar a niveles mayores de fuerza, algo imprescindible para tratar materiales de alto límite elástico como el que es objeto de esta tesis.

En cuanto a la geometría, las herramientas de bola son las más apropiadas para todo tipo de superficies (cilíndricas, planas, radios de acuerdo...); por esta razón serán las que se utilicen en esta tesis.

Hasta la fecha no se ha encontrado ningún estudio comparativo entre distintas geometrías de herramienta; no obstante, tampoco es el objetivo de esta tesis hacer esta comparación ya que se ha decidido el uso únicamente de herramientas de bola.

#### 2.3.3.4 *Tamaño de herramienta*

Varios estudios como los de Scheil et al. [30] y Prabhu et al. [34], avalan el hecho de que a mayor tamaño de bola, mayor es el espesor de material afectado y por lo tanto mayores serán las tensiones residuales. Durante el desarrollo de esta tesis se comprobará esta afirmación y se analizará la razón a este hecho.

#### 2.3.3.5 *Presión en la herramienta*

Este, junto con el tamaño de bola, es el parámetro más importante y su valor óptimo está ligado a las propiedades mecánicas del material, ya que ha de alcanzar un valor mínimo para que tengan lugar los mecanismos conocidos: fluencia del material, incremento del número de dislocaciones, endurecimiento y generación de tensiones residuales. A partir de ahí, un aumento de las tensiones por lo general produce aumento del espesor afectado y del nivel de tensiones residuales tal y como concluyen Abrao et al. [35] [36] y Zinn et al. [24]

No obstante es importante tener en cuenta que también existe un límite superior a partir del cual se comienza a producir daño en el material y aparecen pequeñas microgrietas que van en detrimento de la vida a fatiga de acuerdo a los estudios de Scheil et al. [30] y Alterberger [14]

Queda documentada por lo tanto la importancia de elegir un valor correcto de la presión en función del material a ser procesado.

#### 2.3.3.6 *Paso o avance por vuelta (feed rate)*

Este parámetro representa el avance transversal al movimiento de la bola, es decir se corresponde con lo que en el torneado se entiende por avance por vuelta (piezas axisimétricas) o con lo que en fresado sería la distancia de la herramienta entre dos pasadas sucesivas.

Este valor tiene una gran influencia en la rugosidad final de la pieza; de esta forma, Beghini et al. [37] recomiendan que se escoja un valor adecuado en relación al utilizado en el proceso de mecanizado previo al DR. La razón es que si se escoge un valor similar al utilizado en el mecanizado anterior, la herramienta podría recorrer un camino paralelo al de la rugosidad existente y puede que no se llegue a aplanar las crestas. Así, Sartkulvanich et al. [29] determinan que el paso por vuelta tiene que ser inferior al utilizado en el mecanizado previo para lograr una rugosidad final óptima. En general, la rugosidad final no depende únicamente del paso, y otros parámetros como el tamaño de bola o la fuerza ejercida sobre la herramienta tienen una gran influencia. Por esta razón los fabricantes de

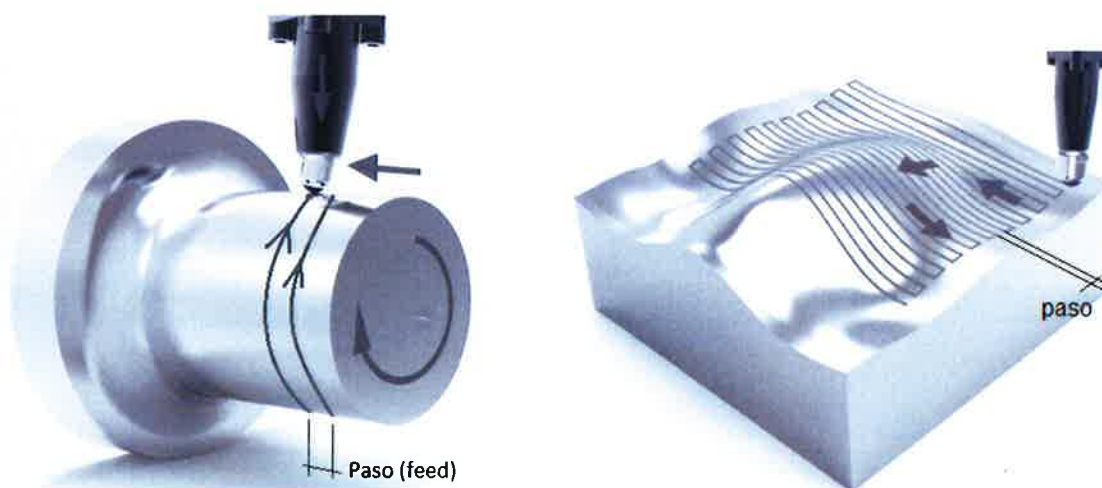
herramienta establecen unas recomendaciones generales en cuanto al paso máximo a utilizar en función del tamaño de bola, tal y como se muestra en la Tabla 2-1, correspondiente a las recomendaciones del fabricante Ecoroll®.

**Tabla 2-1. Avance máximo recomendado para cada tipo de bola**

Tipo de herramienta	Fuerza de laminado máx. en N	Velocidad periférica máx. en m/min	Avance máx. en mm/rev
HG2	90	250	0,12
HG3	250	250	0,2
HG4	550	250	0,3
HG6	1000	250	0,5
HG10	2200	250	0,7
HG13	4000	250	1
HG19*	9000	250	1,2
HG25	4000	250	1,4

Otros autores como El-Axir [38] han comprobado la influencia de este parámetro en la dureza final de la pieza viendo que, con menores pasos por vuelta, se consiguen además de mejores rugosidades mayores durezas. La causa puede ser debida a que menores pasos de herramienta hacen que ésta pase sobre la superficie un mayor número de veces aumentando el número de dislocaciones y por lo tanto la dureza.

Beghini et al. [36] y Hassani Gangaraj et al. [27] además han visto como el nivel de tensiones residuales se incrementa ligeramente conforme disminuye el paso por vuelta. A esta misma conclusión se llega en estudios donde se modeliza en proceso con elementos finitos [29].



**Figura 2-24. Paso o avance por vuelta (fuente Ecoroll AG)**

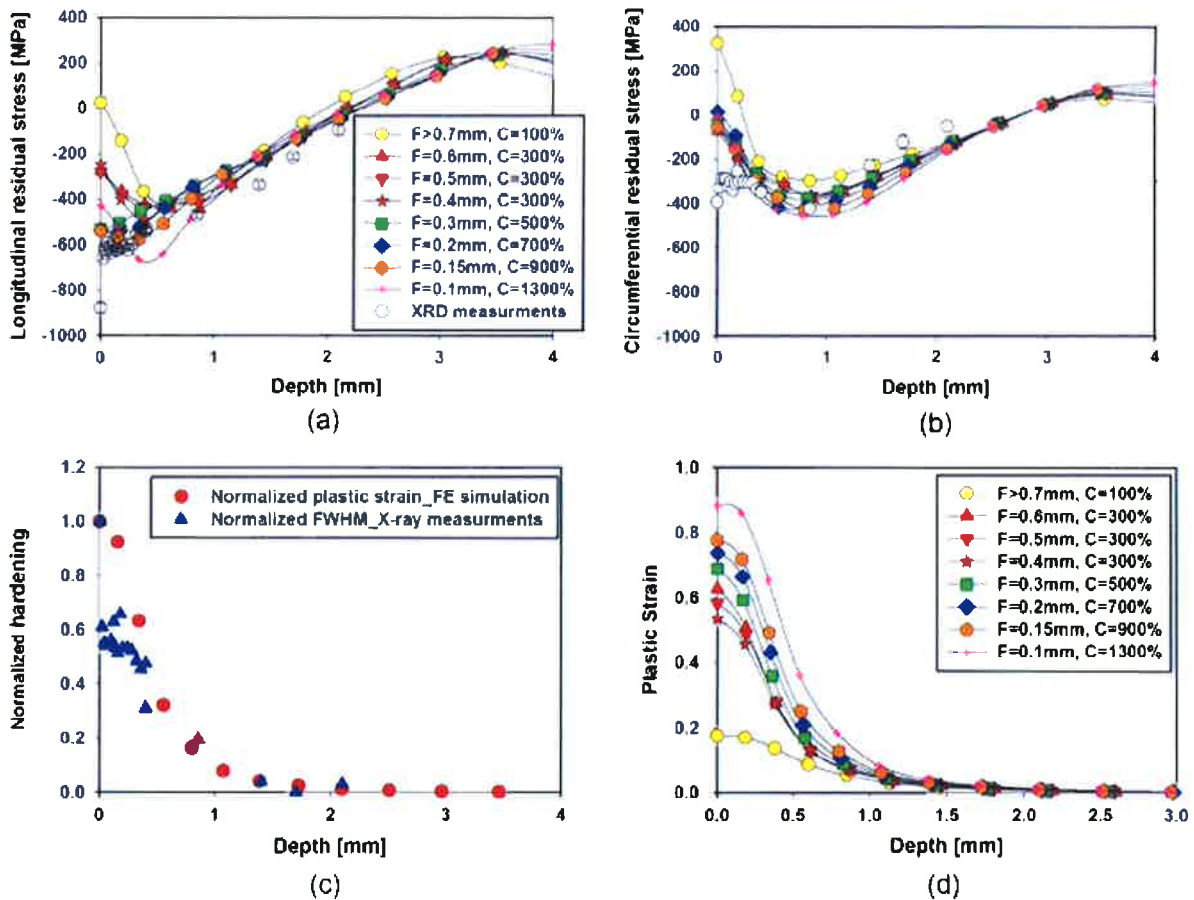


Figura 2-25. Resultados de tensiones y deformaciones plásticas para distintos pasos de herramientas [27]

En la Figura 2-25 del estudio de Hassani Gangaraj et al. [27], se muestra claramente cómo una disminución del paso aumenta el nivel de plastificación, lo que explica también el aumento de dureza. También se observa que este aumento del trabajo en frío del material redonda en un mayor nivel de tensiones residuales.

### 2.3.3.7 Velocidad

Trauth et al. [25] establecen una relación entre la velocidad y su efecto en el nivel de tensiones residuales en la pieza, donde se aprecia que este efecto depende del material, especialmente de su sensibilidad a la velocidad de deformación. En dicho estudio utilizan velocidades entre 70 y 150mm/s y se obtiene que en aleaciones base níquel (IN718) las tensiones residuales aumentan con la velocidad, la aleación férrica GGG60 no se ve afectada y lo contrario pasa con el acero 42CrMo4, donde se aprecia una ligera disminución de las tensiones residuales. En cualquier caso, cabe resaltar que las diferencias encontradas en este estudio por efecto de la velocidad no son muy significativas.

En general se puede decir que los estudios han revelado que este parámetro no afecta demasiado a los resultados del proceso, por ejemplo Gh Majzoubi et al. [23] hacen un estudio en una aleación de aluminio de la serie 7000 usando velocidades entre los 30 y 65 mm/s sin llegar a ver tampoco ninguna diferencia significativa en los resultados a fatiga tras un ensayo S-N.

M.H. El-Axir et al. [39] realizan un estudio sobre la influencia de la velocidad en el proceso de bruñido de diferentes materiales férricos, una aleación de aluminio y otra de bronce. En este estudio procesan

las piezas a velocidades que oscilan entre los 1.000 mm/s y 2.300mm/s, obteniendo menores aumentos de dureza a velocidades crecientes. No obstante, aunque el proceso de bruñido es parecido al de Deep Rolling, aquel se lleva a cabo con fuerzas considerablemente menores así que estos resultados no son directamente extrapolables.

Los fabricantes de herramientas suelen establecer un máximo de la velocidad lineal para evitar el desgaste de estas, la Tabla 2-1 muestra el valor máximo recomendado por Ecoroll®. En este caso el límite se fija en 250m/min correspondientes a 4160mm/s.

### 2.3.3.8 *Temperatura del proceso*

Por lo general, el proceso de DR suele llevarse a cabo a temperatura ambiente, pero existen varios artículos donde se estudia la influencia de la temperatura durante el proceso de Deep Rolling, tanto a altas como bajas temperaturas.

Nikitin et al. [32] estudian la posibilidad de llevar a cabo el proceso a alta temperatura con el fin de limitar la relajación de tensiones que se produce en fenómenos de fatiga de bajo número de ciclos. La idea detrás de este trabajo es la de limitar el flujo plástico que produce dicha relajación de tensiones realizando el proceso de DR a alta temperatura ya que así se generan precipitados que anclan el movimiento de las dislocaciones.

Los trabajos relacionados con el proceso de DR a bajas temperaturas (del orden de -40°C) también buscan obtener microestructuras estables que provoquen relajación de tensiones. Este proceso surgió en el Foundation Institute of Materials Science de Bremen buscando evitar la martensita inducida por deformación en servicio en piezas de acero austenítico sometidas a un proceso de DR [40].

Este trabajo se va a ceñir al estudio del DR realizado a temperatura ambiente, ya que existen limitaciones industriales para llevarlo a cabo a otras temperaturas en piezas de gran tamaño.

### 2.3.3.9 *Combinación con otros medios de introducción de tensiones residuales.*

Como se ha dicho anteriormente en la fabricación de vasijas de alta presión se utilizan técnicas como el zunchado o bobinado que introducen cierto nivel de tensiones residuales. Dado que estas son técnicas dominadas por Hiperbaric se pretende buscar sinergias entre éstas y el DR.

Sartkulvanich et al. [29] han evaluado de forma numérica la influencia de posibles tensiones residuales previos al proceso de DR como por ejemplo las que pueda dejar el proceso de mecanizado. En estos estudios se ha determinado que la presencia de estas tensiones apenas influye en el resultado final (desde el punto de vista de las tensiones residuales) La explicación que se da en dicho trabajo es que el DR se afecta a más espesor que el proceso de mecanizado y que esto produce un efecto de "borrado" de las tensiones previas.

No se ha encontrado en la literatura ningún estudio combinando el DR con otras técnicas que permita saber cómo evolucionan las tensiones residuales cuando se aplican distintas técnicas en una misma pieza. En consecuencia, evaluar la combinación del proceso de DR con otros para la obtención de tensiones residuales se plantea como uno de los objetivos de esta tesis.

### 2.3.3.10 Patrón de pasadas

El patrón de pasadas se define como la forma con la cual la herramienta de DR recorre la superficie que pretende ser trabajada. Si se observa la Figura 2-24, se puede determinar que existen dos patrones para recorrer una pieza, que son en zigzag o en la misma dirección.

Cuando se procesa una probeta plana, en general es más fácil hacerlo siguiendo un patrón de zigzag ya que no es necesario levantar la herramienta en cada pasada, este patrón también se denomina "tipo meandro" y es el típico que se emplea en geometrías no cilíndricas, como los álabes de turbinas [17]. Por otro lado, en una pieza con simetría axial procesada en un torno, el patrón de pasadas va siempre en la misma dirección lo que podría tener alguna influencia en las tensiones residuales introducidas en la pieza durante el proceso.

Hasta la fecha, no se ha encontrado en la bibliografía ningún estudio con respecto a las diferencias en los resultados del tratamiento en función del patrón de pasadas. Esto se puede explicar porque por lo general todas las piezas axisimétricas se procesan en la misma dirección mientras que todas las planas se procesan en zigzag.

No obstante, si lo que se pretende es evaluar los resultados del proceso en una pieza con simetría axial, el uso de una probeta plana hecha en zigzag podría no arrojar los mismos resultados. Esto es algo que se tendrá en cuenta cuando se lleve a cabo la parte experimental de este trabajo.

El patrón en zigzag además puede tener efectos locales en la zona del cambio de sentido; El Axir et al. [41] los han evaluado, calculando las tensiones tanto en la zona de cambio de sentido como en los bordes de la superficie tratada.

### 2.3.3.11 Cobertura (Coverage)

S.M Hassani-Gangaraj et al. [27] introducen un nuevo parámetro derivado del parámetro coverage conocido en la técnica del Shot Peening, donde se define como el porcentaje entre el área tratada y el área total. Una cobertura del 100% establece que un elemento de la superficie de la pieza se ha tratado una vez. En Deep Rolling podemos establecer un parámetro equivalente atendiendo al tamaño de la huella y al paso de la bola (avance por vuelta). La Figura 2-26 muestra la definición que en dicho trabajo se da al parámetro de coverage, el cual depende de la superficie de apoyo de la herramienta en la pieza y del paso.

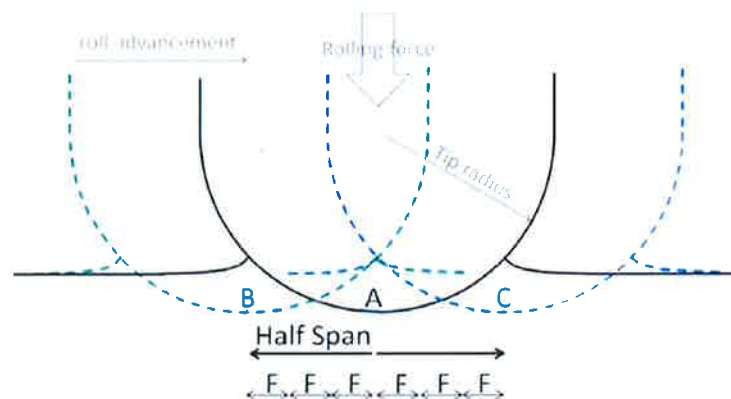


Figura 2-26. Definición de parámetro de Coverage [27]



Según Hassani-Gangaraj et al. este parámetro tiene una gran influencia en las tensiones residuales y en nivel de plastificación que se alcanza tras el proceso en profundidad. Un aumento del coverage produciría un aumento de las tensiones residuales hasta un cierto valor. A partir de ahí estas tensiones disminuirían ligeramente, pero se incrementaría la profundidad con tensiones residuales de compresión. Es importante recalcar que este parámetro es dependiente de otros, como el comportamiento plástico del material (que definiría el tamaño de la huella), la fuerza y el paso por vuelta.

En la Figura 2-25 pueden verse los resultados de este estudio, donde se aprecia además que valores altos de este parámetro llevan asociados aumento del nivel de plastificación tras el proceso de DR.

### 2.3.4 Propiedades afectadas por el proceso

Una vez han quedado analizadas en el apartado anterior las variables que controlan el proceso de DR, en este apartado se resumen las propiedades de la pieza fabricada que se ven afectadas por este proceso.

#### 2.3.4.1 Rugosidad

De acuerdo con el estudio realizados en acero AISI 4140 por Prabhu et al. [28], la rugosidad mejora conforme aumenta el diámetro de la bola y disminuye el paso por vuelta, mientras que aumenta cuando se aumenta la fuerza (presión en la bola) o se parte de una rugosidad inicial alta.

Como ya se ha mencionado anteriormente, para obtener un resultado óptimo es necesario escoger un avance por vuelta menor al utilizado en el proceso de mecanizado previo para que la bola sea capaz de aplanar todas las crestas que éste produce [29]

#### 2.3.4.2 Tensiones Residuales

En general el proceso de DR genera un perfil de tensiones residuales de compresión en espesores que por lo general van de 1 a 2 mm. La Figura 2-27 muestra un perfil típico de tensiones residuales tras el proceso de DR en las direcciones de movimiento y avance transversal.

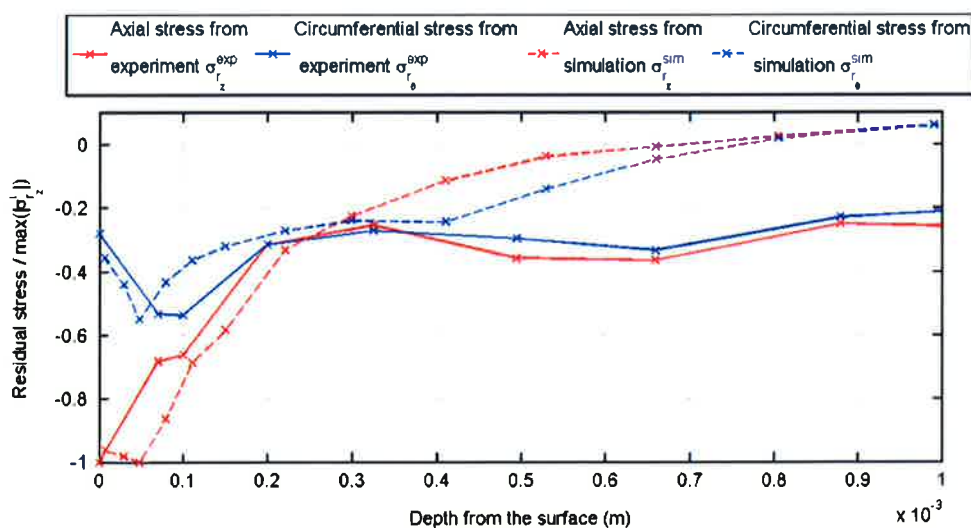


Figura 2-27. Perfil de tensiones residuales [42]



El mayor valor de tensión se encuentra en la dirección X (avance transversal) el cual suele alcanzar su valor máximo en superficie para ir disminuyendo a través del espesor, hasta que llega a hacerse positivo. La tensión en la dirección Z disminuye fuertemente en las primeras micras de espesor hasta un valor mínimo en una región sub-superficial y aumenta a partir de ahí hasta llegar también a hacerse positiva.

La explicación a estos tramos positivos es que la pieza tiene que estar en equilibrio estático y por eso tiene que haber tensiones positivas que se opongan a las de compresión.

El proceso genera tensiones residuales en las dos direcciones, tanto en la de avance de la herramienta (Z) como en la transversal (X), no obstante, en superficie el nivel de tensiones en la dirección transversal es mucho mayor. Según los principios básicos del proceso (ver 2.3.2) el material fluye principalmente en la dirección perpendicular al avance de la herramienta en consecuencia en esta dirección el nivel de tensiones residuales es mayor.

En nivel de tensión mínimo y la anchura de la zona de tensiones compresivas depende de múltiples factores analizando el apartado anterior. En general puede decirse que aumentar la presión y diámetro de herramienta incrementa el nivel y anchura del perfil de tensiones y aumentar el paso por vuelta lo disminuye.

Un aspecto importante en piezas sometidas a fatiga es que las tensiones residuales de compresión se pueden relajar cuando sometemos la pieza a cargas cíclicas [43]. Abrao et al [26], estudiaron esta posible relajación en un acero de alto contenido en carbono y encontraron que con cargas alternadas del orden del 50% del límite elástico del material no existía apenas relajación. Sin embargo, cuando estas cargas alternadas superaban el 80% del límite elástico sí que se aprecia una relajación evidente, más acusada en materiales tratados por temple y revenido. Estos ensayos fueron realizados con probetas de fatiga rotativa donde la relación de tensiones corresponde a un  $R=-1$

#### 2.3.4.3 Microestructura

La manera en la que el DR influye en la microestructura depende en gran medida del material que se procese. Dado que el material objeto de esta tesis es un acero inoxidable, este apartado se centra en los efectos del proceso en este tipo de aceros.

Altenberger et al. [11] y Nikitin et al. [44] han realizado diferentes estudios en aceros inoxidables austeníticos, y observan un incremento de la densidad de dislocaciones, martensita inducida por la deformación y la aparición de una capa nanocristalina, es decir, de un grano ultrafino.

Este último efecto se observa también en aceros inoxidables martensíticos sometidos a un proceso de *Surface Mechanical Grinding* proceso similar al bruñido o DR. El estudio en cuestión, llevado a cabo por Huang et al. [45], se centra en el material Z5CND16-4, un material similar al que se estudiará en esta tesis y la conclusión es que, tras el proceso de *mechanical grinding*, las propiedades a fatiga mejoran considerablemente. La causa de esta mejora se atribuye a la formación de una capa dura formada por nanocristales cuyo tamaño aumenta gradualmente con el espesor.

#### 2.3.4.4 Endurecimiento

Otra de las propiedades clave que se ven afectadas durante el proceso de DR es la dureza superficial del material, ya que debido a las deformaciones plásticas se produce un fenómeno de

endurecimiento por deformación el cual depende en gran medida de las propiedades del propio material.

El cambio de dureza está ligado al nivel de deformación plástica realizada durante el proceso, la cual depende en gran medida de la presión. Algunos estudios [30] han mostrado además, la dependencia del tamaño de la bola en la dureza obtenida. Así a mayor tamaño de bola mayor dureza y viceversa. La explicación a este fenómeno es que mayores diámetros de bola promueven mayores deformaciones plásticas.

En general, el aumento o no de dureza con el proceso de DR va a depender de la capacidad de endurecimiento por deformación que tenga el material. Por ejemplo, en aceros austeníticos, Nikitin et al. [10] observan un aumento de la dureza. Por otro lado, Abrao [35] determinan que en aceros al carbono, este aumento en la dureza se produce especialmente en todos aquellos con condiciones de tratamiento térmico más blandas.

La formación de una capa dura después del proceso de DR mejora notablemente las propiedades a fatiga, especialmente en aquellos materiales de bajo límite elástico [14]. De esta forma, Nalla et al. establecen que es el endurecimiento la principal causa de la mejora de las propiedades a fatiga, especialmente en aplicaciones a alta temperatura donde existe relajamiento de las tensiones residuales [9]. Por otro lado, en aplicaciones donde se emplean materiales de mayor límite elástico (y menos capacidad de endurecimiento por deformación) la mejora de este comportamiento a fatiga se atribuye a las tensiones residuales introducidas. Además, la capa endurecida ayuda a contar con un material con buenas propiedades de fatiga y desgaste en el exterior, pero con un núcleo dúctil que ayude a mantener la resiliencia global de la pieza.



### 2.3.5 Parámetros de la simulación numérica

La mayoría de los estudios encontrados resuelven el modelo numérico de forma explícita, debido a que este tipo de procedimiento es más adecuado cuando se tienen modelos de material y contactos complejos de resolver [25][27][46]. En este tipo de modelos, las soluciones de tipo implícito dan lugar a un gran número de iteraciones y requieren grandes cantidades de memoria disponible lo que hace que sea muy difícil que converjan. No obstante algunos autores han utilizado métodos implícitos como Abaqus Standard [41], especialmente con modelos sencillos 2D que requieren un menor coste computacional [46].

Uno de los actuales retos en el desarrollo de la técnica DR consiste en conocer y predecir cómo afectan los distintos parámetros a los resultados del proceso. Dado el elevado número de parámetros que influyen en el proceso es necesario recurrir a modelos estadísticos basados en superficies de respuesta. En esta línea se han encontrado estudios donde se ha relacionado fuerza y número de pasadas con la rugosidad final [47]. Estudios parecidos se pueden encontrar relacionando diámetro de bola, velocidad, fuerza y distancia entre pasadas con la dureza final del material [30] u otros basados en la aplicación de la técnica de Diseño de Experimentos (DOE) con el objeto de predecir dureza y rugosidad después del proceso [39]. No obstante, este tipo de estudios tienen una carga

experimental importante y el número de variables que se estudian es limitado, por lo que son costosos y para una aplicación muy específica.

La simulación numérica es una herramienta clave para poner a punto los procesos de DR ya que permite optimizar las distintas variables que intervienen en el proceso sin necesidad de llevar a cabo costosas pruebas. No obstante, para lograr buenos resultados será necesario efectuar una validación previa del modelo numérico que permita correlacionar simulación con resultados experimentales.

### 2.3.5.1 Tipo modelo (2D, axisimétrico o 3D)

Aunque debido a las limitaciones computacionales en un primer momento la mayoría de los modelos eran 2D o axisimétricos [29], [48], hoy en día existe cierta tendencia hacia la utilización de modelos en 3 dimensiones ya que estos son capaces de reproducir el proceso de una forma más precisa [27], [41], [49].

Existen estudios comparativos entre los resultados de modelos 2D, 3D y experimentales, con el objeto de determinar cuál es más apropiado para predecir los efectos del proceso. Yen et al. [48] concluyen que el modelo 2D es capaz de predecir mejor las tensiones residuales generadas pero que el modelo 3D da una idea más realista de la deformación y el flujo de material. No obstante, trabajos más recientes como los de Sayahi et al. [46] concluyen precisamente lo contrario, algo que puede deberse al uso de modelos 3D más refinados.

Los modelos axisimétricos proporcionan resultados aceptables y en la mayoría de los casos el proceso se modela simulando una bola que indenta una superficie de la pieza en varios puntos (separados por el avance por vuelta) [50]. La indentación de la bola se controla igualando la fuerza introducida en la herramienta con la fuerza teórica.

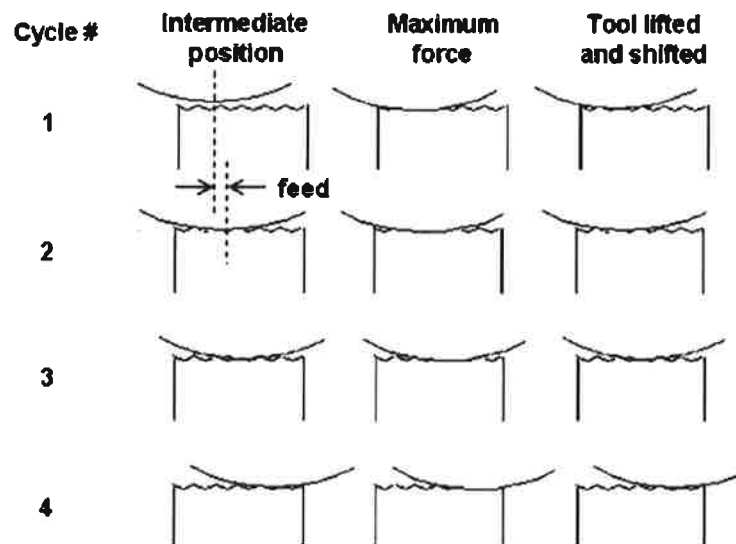


Figura 2-28. Secuencia para la simulación 2D del proceso DR [29]

Sartkulvanich et al. [29] utilizan un modelo 3D previo reproduciendo una única pasada de la bola para modelar cuánto penetra la herramienta y posteriormente han impuesto el valor de dicha penetración en el modelo axisimétrico.

Es importante recalcar que, aunque la pieza final pueda ser axisimétrica, el proceso de DR en la realidad se lleva a cabo con una direccionalidad que hace que un modelo 3D sea más apropiado. De

esta forma en un modelo 3D se pueden modelar parámetros como el rozamiento o el patrón de pasadas que no podrían reproducirse en un modelo 2D. Por ejemplo, algunos estudios [29] concluyen que los resultados de tensiones en modelos 2D no cuentan con una buena correlación en zonas próximas a la superficie (0 – 0,2mm) debido a que estos suponen un estado de deformación plana donde la bola se asemeja a un cilindro que contacta en una línea en lugar de en un punto. Esto hace que fluya más material en la dirección axial generando más tensiones en esa dirección de las que realmente hay. Además, estas suposiciones hacen que el modelo no sea capaz de predecir con cierta precisión las tensiones en la dirección axial (perpendicular al movimiento de rodadura)

De esta forma, la tendencia en los últimos años es la de recurrir a modelos en 3D, que gracias a los avances en la computación pueden resolverse en intervalos de tiempo razonables. En los modelos 3D lo que suele hacerse es modelizar el paso de una herramienta sobre una superficie inmóvil, a pesar de que en la realidad pueda ser al revés, como por ejemplo en piezas torneadas donde lo que gira es la pieza y la herramienta permanece estática.

En estos modelos se suele incluir el giro de la bola de acuerdo al movimiento relativo entre pieza y herramienta [17], [42], [41] ya que si no, se estaría modelizando un proceso de Low Plasticity Burnishing en lugar de Deep Rolling. En el proceso de LPB existe un mayor arrastre de material en la dirección de avance de la herramienta y por lo tanto el perfil de tensiones residuales es diferente ya que en el proceso de DR la bola rueda sobre la superficie sin arrastrar tanto material. Además de [43] de dicho giro, el proceso de DR con herramientas hidrostáticas se hace con elevada lubricación lo que contribuye a que el rozamiento entre bola y superficie sea muy bajo, tal y como será comentado en el apartado 2.3.5.5.

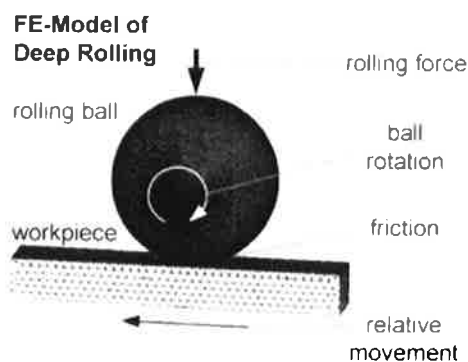


Figura 2-29. Modelo 3D con giro de bola [17]

No obstante, lo ideal es fijar el centro de la bola y dejar que esta gire libremente ya que imponiendo una rotación se corre el riesgo de que ésta no coincida con el movimiento real de la bola. Otra opción es dejar la bola fija y establecer un valor de rozamiento = 0 para que la interacción entre bola y pieza se parezca más a una rodadura [27] [29] [46] [36]. Esta última opción es utilizada en la mayoría de los trabajos por su menor complejidad dado que el modelo es más sencillo de resolver si no se considera el efecto del coeficiente de rozamiento.

### 2.3.5.2 Mallado

El mallado tiene una gran importancia en la simulación numérica y prácticamente en todos los estudios se concluye que éste ha de ser tan pequeño como sea posible en la zona de contacto con la bola. Para reducir el tiempo de computación se utilizan mallados con un tamaño de elemento creciente a lo largo del espesor o dos regiones con tamaños de elementos diferentes. Para evaluar la idoneidad de este tamaño se suele realizar un análisis de sensibilidad de malla [27] en los cuales se

va reduciendo paulatinamente el tamaño de malla hasta que los resultados de las tensiones obtenidas no varíen significativamente.

Este tamaño dependerá del tipo de herramienta, presión de contacto, tipo de material, etc. por lo que no existe un tamaño ideal para todos los modelos. Así por ejemplo este tamaño puede oscilar desde los 0,2mm [27] [41], hasta los 0,0025mm [36].

Generalmente, el tipo de elementos utilizados en los modelos de 3 dimensiones son hexaedros de 8 nodos [27], [41], [49] ya que estos generalmente proporcionan una mayor precisión que los tetraedros para análisis estructural.

### 2.3.5.3 Modelización de la presión/fuerza en la bola

Para la modelización o fuerza ejercida sobre la bola, existen básicamente dos estrategias diferentes:

1. Mediante un control de desplazamiento que fije la penetración de la herramienta en la pieza, necesaria para producir la fuerza deseada sobre la superficie.
2. Mediante un control directo de la fuerza en la herramienta, lo cual causa una dificultad numérica al no tener restringido ese grado de libertad en la bola.

Cuando el modelo es 2D axisimétrico, un control de desplazamiento proporciona mejores resultados porque la herramienta en el modelo apoya en una superficie mayor que en la realidad, e imponer una fuerza lleva a resultados erróneos [46] (exageradamente, en el modelo axisimétrico la bola apoya en una línea cuando en la realidad lo hace en un punto). El problema está en obtener el valor de interferencia exacto que se corresponde con una presión determinada en la bola, algo que puede hacerse mediante un modelo 3D [46] o bien mediante experimentación. Cuando se ajusta la penetración de la herramienta con un modelo 3D es necesario tener en cuenta que en la primera pasada la penetración necesaria para obtener una fuerza determinada es algo menor que en las pasadas sucesivas [48].

En la mayoría de modelos 3D, se impone directamente la fuerza en la herramienta correspondiente a una presión dada [27] [16] [41] [42]; no obstante es importante entender cómo funcionan las herramientas para entender cuál es la correlación entre fuerza y presión.

La Figura 2-30 muestra esquemáticamente el funcionamiento de una herramienta hidrostática de bola fabricada por Ecoroll®. Como puede verse, la fuerza en la bola no la da el múltiplo de la presión por el diámetro de bola, sino que existe un pistón de un diámetro determinado que es el que empuja la bola. Es importante conocer el diámetro de ese pistón para conocer la correcta relación entre fuerza y presión. En algunos artículos [51] se sigue calculando esta fuerza como la presión hidráulica por el área de la bola aun usando herramientas como las de la Figura 2-30, algo que es un error. En realidad, suele haber un tubo capilar entre el pistón y la bola que regula el paso de aceite y que hace que la presión en la bola sea incluso inferior a la del pistón.

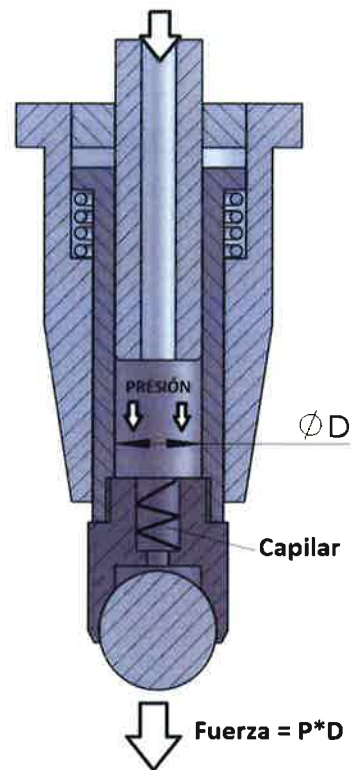


Figura 2-30. Herramienta de bola hidrostática tipo Ecoroll®

Los fabricantes de herramientas en general proporcionan tablas que relacionan la presión en el fluido con la fuerza ejercida (ver Tabla 4-8).

#### 2.3.5.4 Modelo de material

Dado el alto grado de plasticidad que este proceso lleva asociado, es importante un modelo adecuado de material que tenga en cuenta el comportamiento del mismo en la zona plástica, incluyendo posibles efectos de endurecimiento (isotrópicos o cinemáticos), cambios en el módulo de Young, etc.

Muchos de los modelos de material utilizados proponen la caracterización de la zona plástica mediante la curva real obtenida a partir de ensayos de compresión [41]; no obstante en otros estudios como los de Sarkulvanich et al. [29] se concluye que los ensayos convencionales de compresión no son capaces de representar el comportamiento de material cuando se plastifica solo la superficie. Por esta razón se propone el uso de una ecuación para representar el régimen plástico cuyos coeficientes se ajusten mediante la experimentación a través de ensayos de indentación [17].

Otros sin embargo [27], proponen la caracterización del material a través de ensayos cíclicos con diferentes niveles de deformación plástica, determinando los ciclos de histéresis para cada uno de esos niveles. El comportamiento plástico del material se determina interpolando la curva que forman las puntas de los ciclos de histéresis estabilizados para los distintos niveles (utilizando la ecuación propuesta por Ramberg-Osgood).

El modelo constitutivo de material de Johnson Cook también ha sido utilizado en varios estudios [22] [49] para simular este comportamiento plástico

Demurger et al. [52] evalúan la importancia de usar modelos de material que tengan en cuenta el endurecimiento cinemático, modelos que se han incorporado de estudios del proceso de autozunchado, donde el efecto del tipo de endurecimiento de material es más que evidente.

Una evolución del modelo anterior sería propuesta más adelante por Bäcker et al. [20], utilizando un modelo de material que sea capaz de reproducir el posible efecto Bauschinger mediante un modelo combinado isotrópico/cinemático. En esta línea está el modelo propuesto por Perenda et al. [16] donde usan las ecuaciones de material de Lemaitre and Chaboche [53] que también tiene en cuenta dicho endurecimiento combinado.

Una vez definido el modelo de material es conveniente asegurarse de que éste se ajusta a la realidad para lo cual se pueden seguir varias estrategias:

- Implementar el modelo de material y simular los ensayos de caracterización en un único elemento para comparar los resultados del modelo con los de dichos ensayos [16].
- Simular un ensayo de indentación y comparar la huella obtenida en el modelo con la realidad [29].

#### 2.3.5.5 Rozamiento

El rozamiento entre herramienta y superficie es uno de los parámetros claves cuando se simulan procesos de bruñido, especialmente en aquellos donde la herramienta no gira y existe movimiento relativo entre superficie y herramienta. En estudios donde no se simula el giro de la bola el coeficiente de rozamiento tiene una gran influencia [49] especialmente en zonas cercanas a la superficie.

Sin embargo, en el proceso Deep Rolling la bola puede girar libremente de forma que el movimiento relativo entre superficies puede considerarse despreciable y por lo tanto, también el rozamiento que lo rige. Lim et. al [54] realizaron un estudio FEM donde la bola podía girar libremente para analizar el efecto del coeficiente de rozamiento y la conclusión a la que llegaron era que éste tenía muy poca influencia en la superficie y casi despreciable a partir de los 0,4mm de profundidad

Además, es importante recalcar que las herramientas hidrostáticas se deslizan sobre una película de aceite que hace que este coeficiente sea prácticamente nulo.

Por todo lo expuesto anteriormente, existen varios enfoques a la hora de simular la interacción entre bola y superficie y su coeficiente de rozamiento:

- En algunos trabajos se establece cierto coeficiente de rozamiento y se deja girar libremente esta [20] [41]. Tal y como ya se ha mencionado, cuando se deja girar libremente la bola la influencia del coeficiente de rozamiento es irrelevante [54].
- En otros modelos se establece una velocidad de giro en la bola (ligada a la velocidad del movimiento) y se establece un coeficiente de rozamiento determinado [16].
- Otro enfoque sería establecer el coeficiente de rozamiento con un valor nulo y fijar la bola sin posibilitar que esta gire [27] [29] [46] [36].

A priori, el enfoque más realista sería introducir cierto coeficiente de rozamiento y dejar girar la bola libremente, pero como ya se ha mencionado añade complejidad al modelo numérico por tener que simular dicho contacto. Imponer un giro determinado también plantea ciertas dudas ya que no está claro cómo va a girar la herramienta con relación a la superficie. Por todo esto, se considera que,

para herramientas lubricadas como las hidrostáticas, fijar el giro de la bola e imponer un rozamiento nulo es el enfoque más adecuado.

### 2.3.5.6 Condiciones de contorno

Cuando se modela el DR en una placa plana, la condición ideal es fijar la base de la misma y hacer esta lo suficientemente grande como para simular el efecto del material circundante. No obstante, esto requiere aumentar el número de elementos del modelo y por lo tanto el tiempo de computación. En algunos ejemplos se ha aplicado este criterio [27]; no obstante si la pieza de estudio no se hace lo suficientemente grande en relación al tamaño de la herramienta, se corre el riesgo de contar con un exceso de deformación plástica la superficie de contacto entre pieza y herramienta.

Para evitar utilizar demasiados elementos se suele recurrir al mallado tipo *biased* donde el tamaño de los elementos se aumenta en zonas alejadas a las del contacto entre herramienta y pieza. También se puede recurrir a condiciones de contorno de simetría en los planos laterales [25] [48] [46] [20].

En piezas cilíndricas la técnica habitual consiste en modelizar un sector circular fijando su superficie interior. El modelo ha de ser lo suficientemente largo como no verse afectada por efectos de borde en su dirección longitudinal y por último, en los planos laterales se introduce una condición de simetría impidiendo el movimiento en la dirección circunferencial [16] [46].

Otra posibilidad sería contar con una pieza pequeña y confinarla en sus caras laterales, esto llevaría a un estado de “deformación plana” cuando llevemos a cabo el proceso, en contraposición al estado de “tensión plana” al que se vería sometido sin dicho confinamiento. En realidad, el proceso será más parecido a un estado de tensión plana cuando se lleve a cabo cerca de extremos libres y conforme la herramienta se aleje del extremo, se parecerá más a un estado de deformación plana.

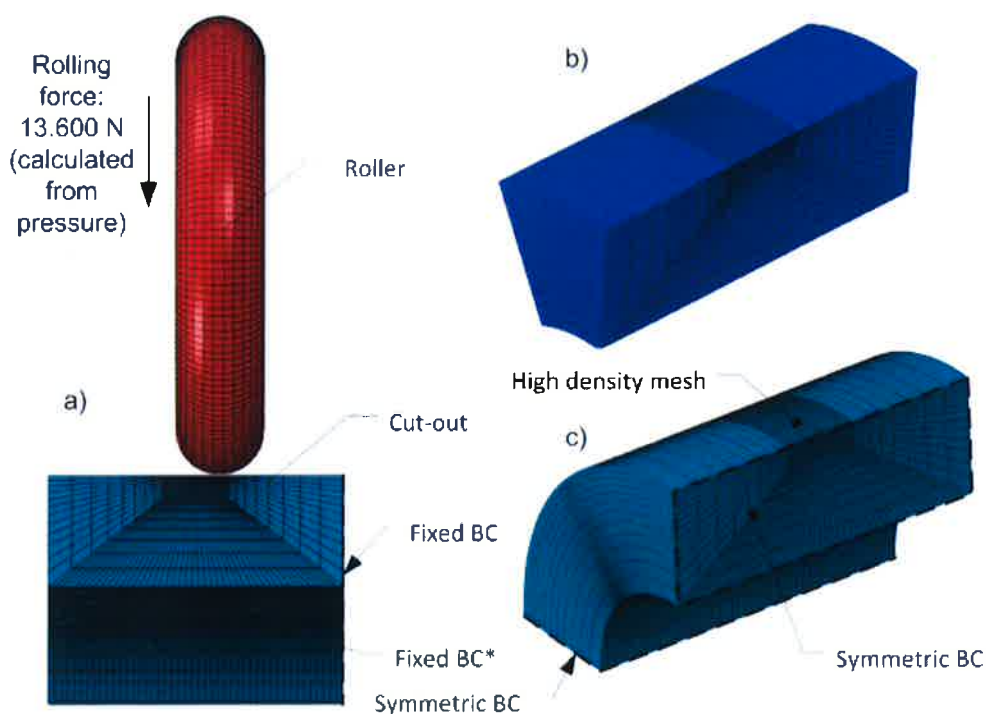


Figura 2-31. Modelización y condiciones de contorno en una pieza cilíndrica [16]



## 2.4 Medida experimental de tensiones

Dada la importancia de la validación experimental del método de cálculo, en este apartado se van a evaluar las distintas técnicas de medida de tensiones residuales, especialmente en aquellas que podrían ser de aplicación para este trabajo.

Estas técnicas pueden ser agrupadas en destructivas y no-destructivas:

### Técnicas No Destructivas

- **Fotoelasticidad**. Esta es una técnica experimental para la medida de tensiones y deformaciones en piezas semitransparentes. Cuando estas piezas se someten a un haz de luz polarizada, aparecen irisaciones en aquellas partes sometidas a esfuerzos y dibujando contornos de luz muy parecidos a los obtenidos en cálculos de elementos finitos. Cuando se combina esta técnica con extensometría se puede evaluar de una forma cuantitativa el valor de las tensiones.

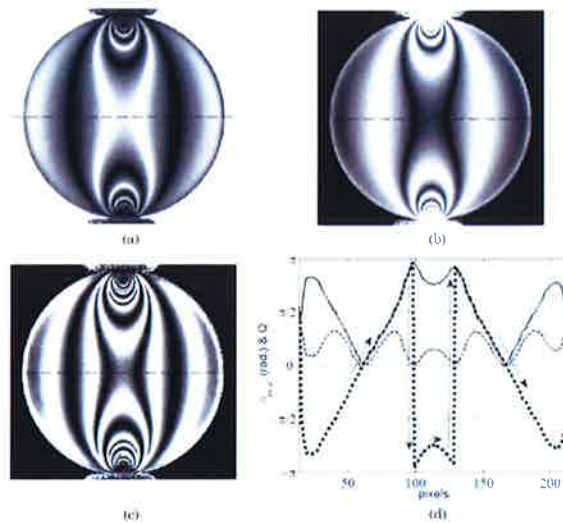


Figura 2-32. Imágenes técnica fotoelasticidad [55]

- **Difracción de rayos X (XRD)**. Esta técnica es de aplicación para materiales cristalinos y se basa en el cambio de los espaciamentos atómicos cuando un material está bajo tensión. La medida de estos espacios se hace gracias a la difracción de rayos X, los cuales se caracterizan por tener una longitud de onda del mismo orden que los planos atómicos. Esto hace que, cuando un haz de rayos incide sobre la pieza, éste difracte de forma diferente en función de la distancia interplanar, como predice la ley de Bragg, algo que podemos relacionar con la tensión mediante la ley de Hooke.



Figura 2-33. Difractómetro rayos X (cortesía Stresstech)

Esta técnica es útil para la medida superficial de la tensión ya que a partir de  $100\mu\text{m}$  de espesor los rayos X son absorbidos por el material. Para que este método funcione bien, se requiere un tamaño de grano determinado ya que los materiales con grano demasiado grande suelen dar problemas.

Combinando esta técnica con un proceso de electropulido, se pueden obtener tensiones en zonas sub-superficiales pasando esta técnica a ser semi-destruictiva. Cuando se elimina material pueden utilizarse correcciones para tener en cuenta la redistribución de tensiones que pueda darse en el material. Estas correcciones son especialmente recomendables para piezas delgadas donde el efecto en las tensiones por la eliminación de material es más notorio.

A parte de las tensiones, la técnica da información del parámetro FWHM (Full Width at Half Maximum) que da una idea de cuánto se ensancha el pico de difracción debido a las distorsiones en la red provocadas por las dislocaciones. Es decir, cuanto más plastificada está la red mayor valor de FWHM se obtendrá.

Para hacer una análisis cuantitativo de la plastificación se puede construir una curva de calibración FWHM vs Plastic Strain [56] [57], tal y como se muestra en la Figura 2-35. Esta curva depende tanto del material como del instrumento utilizado en la medición [58].

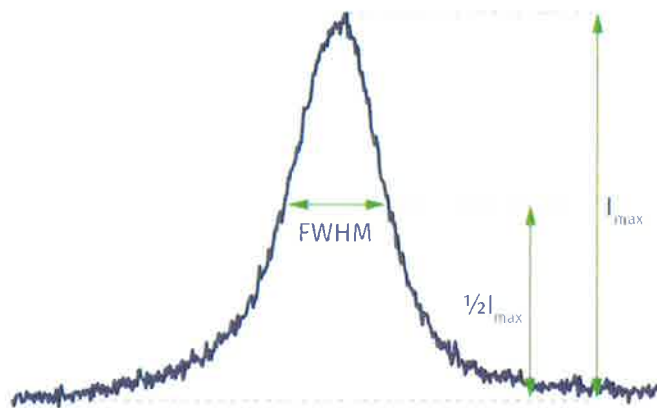


Figura 2-34. FWHM (Fuente Stresstech Oy)

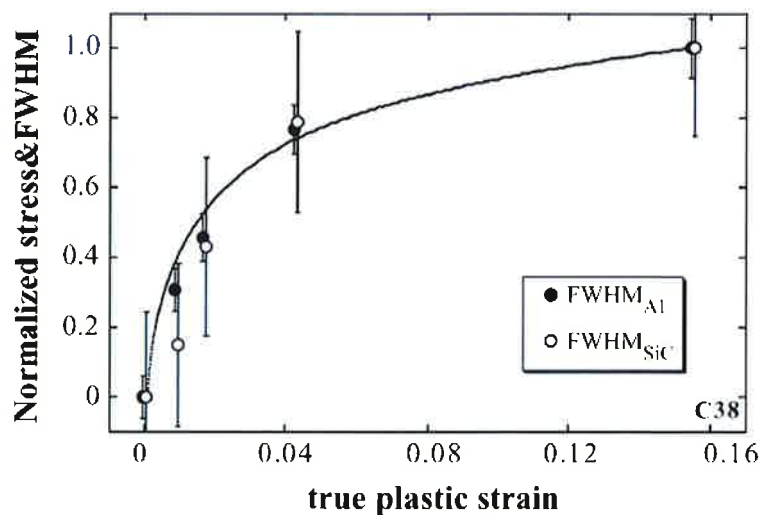


Figura 2-35. Curva de calibración FWHM vs Plastic Strain [56]

- Difracción de neutrones. Se basa en el mismo concepto en el XRD pero en lugar de usar rayos X se usa un haz de neutrones. Las ventajas que se obtienen es un mayor poder de penetración que puede llegar a ser de varios centímetros dependiendo del material. La desventaja es que los equipamientos para llevar a cabo esta técnica son mucho más costosos, algo que ha lastrado su aplicación.

### Técnicas Destructivas

- Sachs Boring. Este método fue desarrollado por Sach en 1927 para la medida de tensiones residuales en tubos autozunchados. La técnica consiste en la eliminación de material progresiva en el interior del tubo mientras se controlan las deformaciones en el exterior con una serie de galgas extensiométricas. La evolución de dichas deformaciones puede relacionarse con las tensiones residuales de la zona eliminada mediante las leyes de la elasticidad. Esta técnica está limitada a la medida de tensiones en piezas cilíndricas

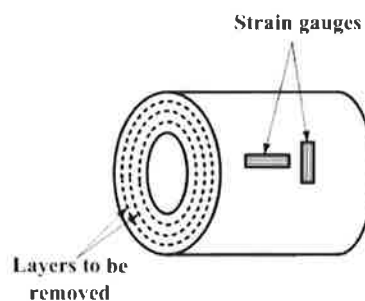


Figura 2-36. Método de Sachs Boring [59]

- Separación angular de hendidura. Este método surgió también para la medida de tensiones circunferenciales en cilindros autozunchados y consiste la apertura de un corte longitudinal en el cilindro y en la medida del ángulo que forman los planos cortados. Como en la técnica anterior, su uso está limitado también a la medida de tensiones residuales en cilindros.

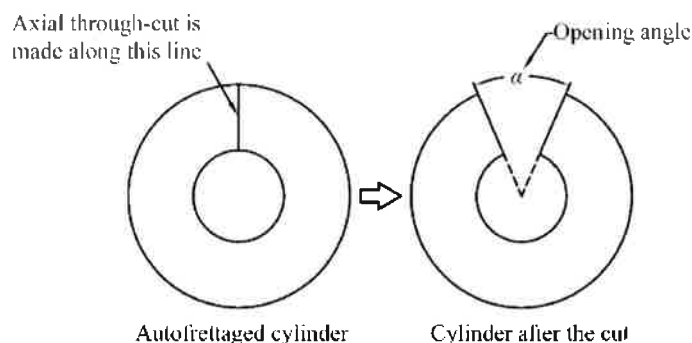


Figura 2-37. Esquema método separación angular de hendidura [60]

- Método Compliance. Esta es otra técnica más para la medida de tensiones residuales en cilindros basada en la eliminación de material y la medida de las deformaciones. Esta eliminación de material se hace a partir de ranuras longitudinales o circunferenciales y permite la medida de tensiones circunferenciales o longitudinales respectivamente.

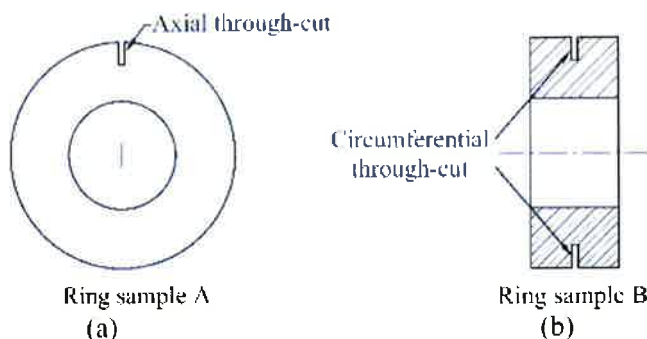


Figura 2-38. Esquema método Compliance [60]

- Hole Drilling.** Esta técnica consiste también en la substracción de material y en la evaluación de la subsecuente relajación elástica. Cuenta con dos variantes, en la primera denominada "Deep Hole Drilling" la probeta se taladra haciendo un pequeño agujero y posteriormente se extrae un cilindro mediante la técnica de trepanado el cual contiene dicho agujero. La variación del diámetro del agujero antes y después del trepanado puede relacionarse con la magnitud de las tensiones residuales

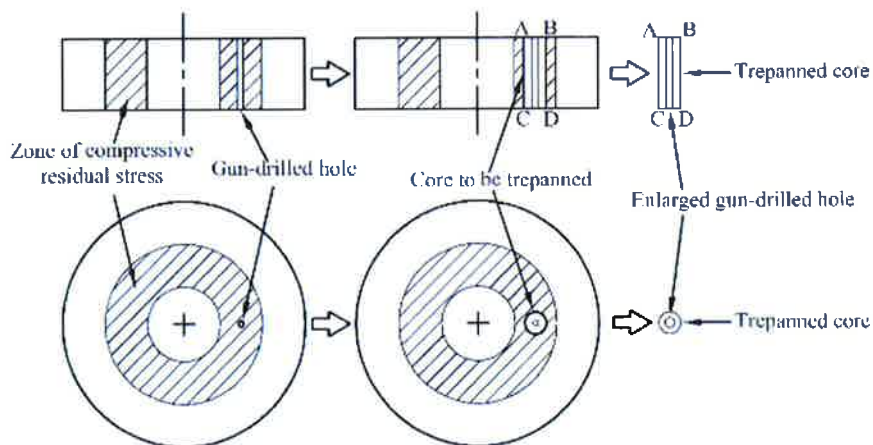


Figura 2-39. Método Deep Hole Drilling [60]

La otra variación de esta técnica se denomina "Incremental Hole Drilling" y por su popularidad ha pasado a llamarse simplemente "Hole Drilling". Para llevarla a cabo se coloca una roseta en el punto donde posteriormente se realiza un taladro de forma incremental. La medida de la deformación en el taladro se puede correlacionar con la profundidad del mismo para obtener el perfil de tensiones residuales a través del espesor.

- El XRD** también puede utilizarse como método destructivo para trazar el mapa de tensiones residuales a lo largo del espesor de una pieza. Para ello se puede realizar un agujero (a distintas profundidades) de forma que se pueda ir midiendo tensiones en profundidad. Para que estas medidas no queden desvirtuadas por la realización del taladro se suele emplear el método de electro-pulido en lugar de métodos mecánicos.

De todas las técnicas anteriores, existen algunas que no son de aplicación para este trabajo como la fotoelasticidad, el Sachs Boring, crack compliance o separación angular de hendidura. Otras como la difracción de neutrones tienen un alto coste y no son muy accesibles, por esta razón, este trabajo se va a centrar en la técnica de difracción de rayos X, una de las técnicas más utilizadas en los distintos estudios de Deep Rolling analizados.

La mayoría de los trabajos analizados utilizan bien la técnica de Hole Drilling [27] [36][41][61] o bien la técnica de XRD [19] [26] [16] [31] [32] [44] [46] [62] [63] [64], pero cabe destacar los trabajos de S.M. Hassani-Gangaraj et al. [27] y Beghini et al. [36] donde se utilizan ambas técnicas para la medida experimental y se establece una comparación entre las mismas.

En el primero de estos [27], se observan discrepancias entre ambas medidas sobre todo en los dentro de los 0,75mm de espesor, dando los autores más crédito a la obtenida por XRD. Los autores achacan esto a que la técnica de Hole Drilling deja de ser precisa cuando las tensiones que se miden superan el 50% del límite elástico, afirmación que obtienen del estándar empleado para realizar los ensayos [65]. No obstante, esta norma establece este límite para tensiones uniformes en piezas delgadas, para el caso de pieza gruesa y tensiones no-uniformes el límite sería del 80% del límite elástico.

Un enfoque parecido utilizan S.M. Hassani-Gangaraj et al. [27], los cuales asumen que el uso de XRD es más apropiado para puntos cercanos a la superficie mientras que el método de HD lo es más espesores más profundos.

En general, los estudios que aplican XRD no utilizan ninguna corrección por el efecto de eliminación de material dado que se eliminan espesores pequeños.

Es importante recalcar que el XRD no es muy apropiado para la medida de tensiones por encima del límite elástico, porque este método pierde efectividad debido al cambio en las constantes elásticas en una red plastificada (el ajuste  $\sin^2\psi$  deja de ser lineal). El difractómetro mide las tensiones elásticas procedentes del aumento/disminución de la distancia entre los planos atómicos y cuando se entra en plasticidad, el aumento de tensión se suele traducir en un aumento de la densidad de dislocaciones más que en la separación de las distancias interplanares.

## 2.5 Conclusiones revisión estado del arte

De entre toda la literatura revisada cabe destacar los artículos cuyo objetivo es la determinación de las tensiones residuales después del DR mediante la simulación numérica. Especial relevancia tienen aquellos que cuenten con una parte experimental donde se miden estas tensiones con el objetivo de validar el modelo [27] [16] [36] [49] [42] [46].

De todos ellos cabe mencionar los estudios de S.M. Hassani-Gangaraj et al. [27] donde se propone el uso de un modelo FEM para la predicción de las tensiones residuales en ejes de acero (EA4T) para trenes el cual se valida mediante la medida directa de las tensiones con los métodos de XRD y HD.

Un estudio similar proponen M. Beghini et al. [36] donde también se propone un enfoque de FEM + experimentación para hacer un análisis de sensibilidad del proceso DR en una aleación de aluminio. J Perenda et al. [16] proponen un interesante modelo de material basado en el modelo de Lemaitre-Chaboche que tiene en cuenta el posible endurecimiento cinemático del material.

En cualquier caso, aunque estos estudios suponen un buen punto de partida existen varias diferencias con respecto a lo que se pretende desarrollar con este trabajo, las cuales exponemos en los siguientes párrafos.

En primer lugar, el material objeto de estudio en este trabajo será un inoxidable martensítico endurecido por precipitación y ninguno de los estudios mencionados anteriormente cuenta con un material comparable. En realidad en el primer estudio [27] se modeliza el material con endurecimiento isotrópico, algo, que sabemos por la literatura existente, que no tiene lugar en aceros PH [3]. Perenda et al. [16] y Beghini et al. [36] sin embargo sí que tienen en cuenta el efecto Bauschinger y aunque no usan el mismo material sí que se puede tomar en consideración los enfoques seguidos para caracterizar y modelar el material.

Hasta la fecha solo se ha encontrado un artículo con este tipo de materiales donde se aplica el proceso de “Low Plasticity Burnishing” (similar al DR) en una pieza de 17.4 PH [19]. En este artículo se obtienen las tensiones de forma experimental pero no cuenta con una parte numérica para el cálculo de las mismas, lo cual hubiera sido de gran ayuda para determinar cuál es el mejor modelo de material para este tipo de aceros.



La mayoría de los artículos se centran en evaluar los resultados al final del proceso sin reparar en los mecanismos que tienen lugar a lo largo del mismo y que son los que dan lugar a las tensiones residuales. Tan solo Klocke et al. [17] describen de forma somera estos mecanismos, por esta razón sería interesante describir de forma más detallada cómo evolucionan tensiones y deformaciones a lo largo del tiempo para entender mejor el proceso.

Vistas las diferencias entre los estudios existentes y los objetivos de este trabajo podemos establecer varias conclusiones:

- La tendencia actual es la de hacer modelos numéricos en 3 dimensiones ya que proporcionan una aproximación al problema más realista que los modelos 2D o axisimétricos.

- Es necesario contar con un buen modelo de material para que los resultados sean precisos. De todos los parámetros que intervienen en la simulación numérica, es el modelo de material el que más influencia tiene en los resultados y por ello el que más suele ser objeto de ajuste. Es evidente que para contar con un buen modelo de material hace falta una caracterización previa que permita predecir cómo se va a comportar cuando se le someta a un ciclo de carga similar al del DR.

Uno de los objetivos de esta tesis será el buscar el mejor modelo de material que se adapte al material/proceso estudiado.

- Es importante extraer datos de tensiones y deformaciones a lo largo del tiempo de cálculo de cara a tener un mejor entendimiento del proceso. Obtener los resultados solo al final del proceso proporciona una información limitada para lograr este objetivo.
- Es necesario validar los modelos numéricos a través de ensayos experimentales. Para ello se suele llevar a cabo medidas experimentales de tensiones mediante las técnicas de XRD o Hole Drilling en todo el espesor afectado de la pieza. El resultado de estas medidas se compara posteriormente con los datos obtenidos del modelo numérico estableciendo el nivel de correlación. No obstante, cabe mencionar que los datos experimentales tienen que ser tomados con cautela ya que el perfil de tensiones después del DR suele tener un gradiente importante en zonas próximas a la superficie. Esto hace que los métodos habituales (XRD y HD) no sean capaces de captar este gradiente con precisión y por lo tanto pierdan precisión en dichas zonas [66]. Según algunos trabajos [27] el método de XRD es más preciso en zonas cercanas a la superficie, pero en la mayoría de las ocasiones no puede aplicarse a espesores mayores de 0,5 mm. Por esta razón si se busca obtener la medida de tensiones a lo largo de todo el espesor se pueden combinar ambos métodos dando más crédito al XRD en el primer tramo y al HD en el segundo.

Después del repaso a la literatura existente, se puede afirmar que esta tesis supondrá novedad en cuanto a que será el primer trabajo donde se desarrolle un modelo numérico que permita el cálculo de tensiones residuales

Como en otros trabajos, estos modelos numéricos se validarán de forma experimental a partir de ensayos en probetas de geometría sencilla





## Capítulo 3

### SELECCIÓN Y CARACTERIZACIÓN DEL MATERIAL

#### 3.1 Introducción

En este capítulo se presentan los criterios de selección del material objeto de estudio, que se corresponde

En este capítulo también se presenta una completa caracterización del material a partir de distintos ensayos, los cuales han sido realizados en colaboración con el doctor Santiago Tárrago Mingo, ya que los resultados son también de aplicación para el desarrollo de su tesis

Tal y como se vio en el Capítulo 2, caracterizar el material es fundamental para elaborar un modelo de comportamiento necesario para el cálculo por elementos finitos. Además, ciertas propiedades como los ensayos de propagación de fisuras por fatiga y tenacidad a fractura, serán de utilidad para predecir la vida del componente.

En particular, los ensayos que han sido llevados a cabo en el marco de esta tesis son:

- Ensayos de tracción. El proceso de DR lleva asociado consigo elevadas deformaciones plásticas por lo que es necesario caracterizar el comportamiento del material en régimen plástico.
- Ensayos de propagación de fisura por fatiga. Aunque el Código ASME [2], aplicable al diseño de estas vasijas, permite la utilización de una ley de Paris “genérica” en los cálculos por mecánica de la fractura (tabla KD-430M), se van a hacer ensayos específicos para determinar la ley de Paris real de este material.

Tabla 3-1. Tabla KD-430M con parámetros genéricos de Ley de Paris [2]

#### Crack Growth Rate Factors (SI Units)

Material	$C, \text{ m/cycle (MPa}\cdot\text{m}^{1/2})^{-m}$	$m$	$G, \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$	$H$	$I, \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$
High strength low alloy steels, $S_y > 90 \text{ ksi}$	3.64E-12	3.26	7.0	0.85	6.0
Martensitic precipitation-hardened steels	4.49E-12	3.15	7.0	0.85	6.0
Austenitic stainless steels	2.05E-12	3.30	NA [Note (1)]	NA [Note (1)]	NA [Note (1)]
Aluminum alloys	1.31E-10	3.26	2.34	NA [Note (2)]	2.01

NOTES:

(1) Threshold values for austenitic stainless steels have not yet been established.

(2) Threshold values of aluminum alloy need not be less than  $0.73 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ .

- Ensayos de tenacidad a fractura. Al igual que con los parámetros C y m de la ley de Paris, el Código permite utilizar una estimación de la tenacidad a fractura basada en los resultados de los ensayos de impacto mediante el uso de la ecuación (D-600 [2]).

$$\left( K_{Ic} / S_y \right)^2 = 0.64 \left( CVN / S_y - 0.01 \right)$$

where  $S_y$  is the yield strength, MPa;  $CVN$  is the charpy impact strength,  $J$ ; and  $K_{Ic}$  is the fracture toughness,  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ .

(3-1)

No obstante, es importante recalcar que esta ecuación se ha obtenido de forma empírica y que proporciona valores poco aproximados. Por esta razón se ha decidido realizar ensayos específicos para determinar la tenacidad a fractura del acero utilizado.

Capítulo 3 cifrado en virtud del Convenio de colaboración entre la Universidad de Burgos y la empresa "Hiperbaric, S.A." para la realización de tesis doctorales en el marco de doctorados industriales.

Para su consulta se deberá solicitar permiso a Hiperbaric, S.A.

## Capítulo 4

### ***SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL PROCESO DE DEEP ROLLING***

#### **4.1 Introducción**

En este capítulo se pondrá a punto el modelo numérico que simula el proceso de Deep Rolling en una placa plana para poder aplicarlo después [REDACTED].

Se realizará una descripción detallada del modelo numérico desarrollado para la simulación del proceso de DR, efectuando un análisis de sensibilidad de malla. El modelo contempla el efecto de 3 parámetros: tamaño de bola, presión en la herramienta y paso (avance por vuelta). Uno de los aspectos más importantes del modelo numérico es la definición del modelo de material ya que éste tiene [REDACTED]

A diferencia de otros trabajos [16] [20] [29] [27] [36] [41] [42] [49] [46] [54], donde solamente se suelen presentar los resultados de tensiones residuales al final del proceso, en este capítulo se va a analizar también las tensiones y deformaciones en una línea a través del espesor a lo largo de todo el proceso. Esto permitirá entender un poco mejor todos los mecanismos que tienen lugar en el material conforme la bola va recorriendo toda la superficie.

Dado que uno de los objetivos de este trabajo es que el modelo quede validado mediante experimentación, se llevará a cabo un programa experimental que permitirá comparar los resultados del análisis numérico con una serie de probetas a las que se efectuará el proceso de DR.

Para determinar experimentalmente las tensiones obtenidas en el DR, se van a utilizar probetas planas, ya que el procedimiento para la medida de tensiones residuales será mediante difracción por rayos X (XRD), el cual es más preciso sobre una superficie plana. Por esta razón el modelo numérico con el que se pondrá a punto el procedimiento de cálculo también va a consistir en una superficie plana y posteriormente [REDACTED]

Con los resultados de tensiones residuales al final del proceso, se podrá establecer una comparación con los resultados que se obtengan mediante experimentación y determinar si existe una buena correlación entre el modelo y la realidad. Los resultados de esta validación se exponen en el Capítulo 5.

Capítulo 4 cifrado en virtud del Convenio de colaboración entre la Universidad de Burgos y la empresa "Hiperbaric, S.A." para la realización de tesis doctorales en el marco de doctorados industriales.

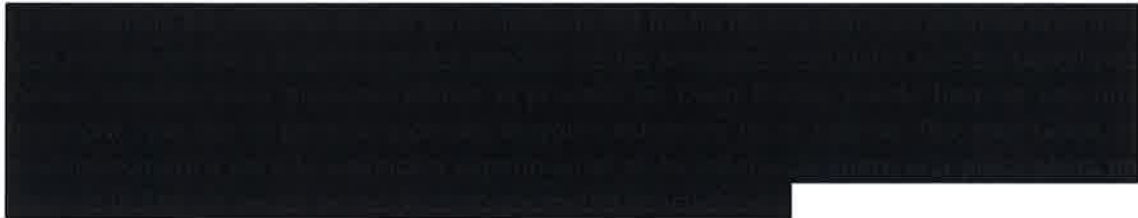
Para su consulta se deberá solicitar permiso a Hiperbaric, S.A.

## Capítulo 5

### VALIDACIÓN EXPERIMENTAL

#### 5.1 Introducción

En el presente capítulo se procede a efectuar una validación del modelo numérico presentado en el Capítulo 4, estableciendo una comparativa entre la medida de tensiones residuales obtenidas numéricamente y las correspondientes medidas experimentales efectuadas sobre una misma geometría de referencia. Esta validación experimental se efectuará sobre probetas planas a las cuales se va a someter a un proceso de DR utilizando una fresadora, tal y como se muestra en la Figura 5-1.



#### 5.2 Preparación de las probetas

Las probetas planas utilizadas para la validación experimental han sido fabricadas con el material objeto de estudio,



Figura 5-1. DR en placa plana

Capítulo 5 cifrado en virtud del Convenio de colaboración entre la Universidad de Burgos y la empresa "Hiperbaric, S.A." para la realización de tesis doctorales en el marco de doctorados industriales.

Para su consulta se deberá solicitar permiso a Hiperbaric, S.A.

## *Capítulo 6*

### *APLICACIÓN AL DISEÑO DE UN COMPONENTE INDUSTRIAL*

Capítulo 6 cifrado en virtud del Convenio de colaboración entre la Universidad de Burgos y la empresa "Hiperbaric, S.A." para la realización de tesis doctorales en el marco de doctorados industriales.

Para su consulta se deberá solicitar permiso a Hiperbaric, S.A.

## *Capítulo 7*


### ***CONCLUSIONES Y TRABAJO FUTURO***

Capítulo 7 cifrado en virtud del Convenio de colaboración entre la Universidad de Burgos y la empresa "Hiperbaric, S.A." para la realización de tesis doctorales en el marco de doctorados industriales.

Para su consulta se deberá solicitar permiso a Hiperbaric, S.A.



## BIBLIOGRAFÍA

- [1] H. Mújica-Paz, A. Valdez-Fragoso, C. T. Samson, J. Welte-Chanes, and A. Torres, "High-Pressure Processing Technologies for the Pasteurization and Sterilization of Foods," *Food and Bioprocess Technology*. 2011.
- [2] A. Boiler, P. V. Committee, and others, *Rules for Construction of Pressure Vessels: Alternative Rules for Construction of High Pressure Vessels. VIII. Division 3*. American Society of Mechanical Engineers, 2017.
- [3] J. M. Alegre, P. Bravo, and M. Preciado, "Design of an autofrettaged high-pressure vessel, considering the Bauschinger effect," *Proc. Inst. Mech. Eng. Part E J. Process Mech. Eng.*, 2006.
- [4] X.-M. Ma, L.-Z. Chang, and B. Yu, "Residual stress of swage autofrettage gun barrel with kinematic hardening material," *Zhongbei Daxue Xuebao (Ziran Kexue Ban)/Journal North Univ. China (Natural Sci. Ed.*, vol. 35, no. 6, pp. 654–661, 2014.
- [5] J. M. Alegre, P. Bravo, M. Preciado, and M. Solaguren-Beascoa, "Simulation procedure of high pressure vessels using the wire winding technique," *Eng. Fail. Anal.*, vol. 17, no. 1, pp. 61–69, Jan. 2010.
- [6] J. M. Alegre, P. M. Bravo, and I. I. Cuesta, "Fatigue design of wire-wound pressure vessels using ASME-API 579 procedure," *Eng. Fail. Anal.*, vol. 17, no. 4, pp. 748–759, Jun. 2010.
- [7] D. Rswarbrick, "No Title," *Own work, based on Yield\_surfaces.png*. [Online]. Available: <https://commons.wikimedia.org/w/index.php?curid=5616996>.
- [8] 
- [9] R. K. Nalla, I. Altenberger, U. Noster, G. Y. Liu, B. Scholtes, and R. O. Ritchie, "On the influence of mechanical surface treatments-deep rolling and laser shock peening-on the fatigue behavior of Ti-6Al-4V at ambient and elevated temperatures," *Mater. Sci. Eng. A*, 2003.
- [10] I. Nikitin and I. Altenberger, "Comparison of the fatigue behavior and residual stress stability of laser-shock peened and deep rolled austenitic stainless steel AISI 304 in the temperature range 25-600 °C," *Mater. Sci. Eng. A*, 2007.
- [11] I. Altenberger, B. Scholtes, U. Martin, and H. Oettel, "Cyclic deformation and near surface microstructures of shot peened or deep rolled austenitic stainless steel AISI 304," *Mater. Sci. Eng. A*, 1999.
- [12] L. Wagner, "Mechanical surface treatments on titanium, aluminum and magnesium

- alloys," 1999.
- [13] E. Maawad, H. G. Brokmeier, L. Wagner, Y. Sano, and C. Genzel, "Investigation on the surface and near-surface characteristics of Ti-2.5Cu after various mechanical surface treatments," *Surf. Coatings Technol.*, 2011.
- [14] I. Altenberger, "Deep Rolling - The Past, the Present and the Future," 2005.
- [15] P. Delgado, I. I. Cuesta, J. M. Alegre, and A. Díaz, "State of the art of Deep Rolling," *Precision Engineering*. 2016.
- [16] J. Perenda, J. Trajkovski, A. Žerovnik, and I. Prebil, "Residual stresses after deep rolling of a torsion bar made from high strength steel," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 218, pp. 89–98, 2015.
- [17] F. Klocke and S. Mader, "Fundamentals of the deep rolling of compressor blades for turbo aircraft engines," *Steel Res. Int.*, 2005.
- [18] A. Rodriguez, L. N. L. de Lacalle, A. Celaya, A. Fernandez, and A. Lamikiz, "Ball burnishing application for finishing sculptured surfaces in multi-axis machines," *Int. J. Mechatronics Manuf. Syst.*, 2011.
- [19] P. Prevéy, N. Jayaraman, and R. Ravi, "Low plasticity burnishing (LPB) treatment to mitigate FOD and corrosion fatigue damage in 17-4 PH stainless steel," *Proc. Tri-service Corros. Conf.*, 2003.
- [20] V. Bäcker, F. Klocke, H. Wegner, A. Timmer, R. Grzhibovskis, and S. Rjasanow, *Analysis of the Deep Rolling Process on Turbine Blades using the FEM/BEM-Coupling*, vol. 10. 2010.
- [21] D. Ma, A. Mostafa, D. Kevorkov, P. Jedrzejowski, M. Pugh, and M. Medraj, "Water impingement erosion of deep-rolled Ti64," *Metals (Basel)*, vol. 5, no. 3, pp. 1462–1486, 2015.
- [22] G. H. Majzoobi, K. Azadikhah, and J. Nemati, "The effects of deep rolling and shot peening on fretting fatigue resistance of Aluminum-7075-T6," *Mater. Sci. Eng. A*, 2009.
- [23] G. H. Majzoobi, F. Zare Jouneghani, and E. Khademi, "Experimental and numerical studies on the effect of deep rolling on bending fretting fatigue resistance of Al7075," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 82, no. 9–12, pp. 2137–2148, 2016.
- [24] W. Zinn and B. Scholtes, "Mechanical Surface Treatments of Lightweight Materials - Effects on Fatigue Strength and Near-Surface Microstructures," *J. Mater. Eng. Perform.*, 1999.
- [25] D. Trauth, F. Klocke, P. Mattfeld, and A. Klink, "Time-efficient prediction of the surface layer state after deep rolling using similarity mechanics approach," in *Procedia CIRP*, 2013.
- [26] A. M. Abrão, B. Denkena, J. Köhler, B. Breidenstein, and T. Mörke, "The inducement of residual stress through deep rolling of AISI 1060 steel and its subsequent relaxation under cyclic loading," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, vol. 79, no. 9–12, pp. 1939–1947, 2015.

- [27] S. M. Hassani-Gangaraj, M. Carboni, and M. Guagliano, "Finite element approach toward an advanced understanding of deep rolling induced residual stresses, and an application to railway axles," *Mater. Des.*, vol. 83, pp. 689–703, 2015.
- [28] P. R. Prabhu, S. M. Kulkarni, and S. S. Sharma, "Influence of deep cold rolling and low plasticity burnishing on surface hardness and surface roughness of AISI 4140 steel," 2012.
- [29] P. Sartkulvanich, T. Altan, F. Jasso, and C. Rodriguez, "Finite Element Modeling of Hard Roller Burnishing: An Analysis on the Effects of Process Parameters Upon Surface Finish and Residual Stresses," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 129, no. 4, pp. 705–716, Feb. 2007.
- [30] J. Scheil, C. Müller, M. Steitz, and P. Groche, "Influence of Process Parameters on Surface Hardening in Hammer Peening and Deep Rolling," *Key Eng. Mater.*, vol. 554–557, pp. 1819–1827, Jun. 2013.
- [31] I. Nikitin and M. Besel, "Residual stress relaxation of deep-rolled austenitic steel," *Scr. Mater.*, 2008.
- [32] I. Nikitin and M. Besel, "Correlation between residual stress and plastic strain amplitude during low cycle fatigue of mechanically surface treated austenitic stainless steel AISI 304 and ferritic-pearlitic steel SAE 1045," *Mater. Sci. Eng. A*, 2008.
- [33] J. Muñoz-Cubillos, J. J. Coronado, and S. A. Rodríguez, "Deep rolling effect on fatigue behavior of austenitic stainless steels," *Int. J. Fatigue*, 2017.
- [34] P. R. Prabhu, S. S. Sharma, S. M. Kulkarni, and M. C. Gowrishankar, "Turn-assisted deep cold rolling: An innovative manufacturing method for the improvement of fatigue life," *Int. J. Appl. Eng. Res.*, 2015.
- [35] A. M. Abrão, B. Denkena, J. Köhler, B. Breidenstein, T. Mörke, and P. C. M. Rodrigues, "The influence of heat treatment and deep rolling on the mechanical properties and integrity of AISI 1060 steel," *J. Mater. Process. Technol.*, 2014.
- [36] M. Beghini, L. Bertini, B. D. Monelli, C. Santus, and M. Bandini, "Experimental parameter sensitivity analysis of residual stresses induced by deep rolling on 7075-T6 aluminium alloy," *Surf. Coatings Technol.*, 2014.
- [37] F. Klocke and J. Liermann, "Roller burnishing of hard turned surfaces," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 1998.
- [38] M. H. El-Axir, "Investigation into roller burnishing," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2000.
- [39] M. H. El-Axir and M. M. El-Khabeery, "Influence of orthogonal burnishing parameters on surface characteristics for various materials," *J. Mater. Process. Technol.*, 2003.
- [40] D. Meyer, E. Brinksmeier, and F. Hoffmann, "Surface hardening by cryogenic deep rolling," in *Procedia Engineering*, 2011.
- [41] A. Lim, S. Castagne, and C. Cher Wong, "Effect of Deep Cold Rolling on Residual Stress Distributions Between the Treated and Untreated Regions on Ti-6Al-4V Alloy," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 138, no. 11, p. 111005, Jun. 2016.

- [42] P. Balland, L. Tabourot, F. Degre, and V. Moreau, "An investigation of the mechanics of roller burnishing through finite element simulation and experiments," *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 2013.
- [43] W. Z. Zhuang and G. R. Halford, "Investigation of residual stress relaxation under cyclic load," *Int. J. Fatigue*, 2002.
- [44] I. Nikitin, B. Scholtes, H. J. Maier, and I. Altenberger, "High temperature fatigue behavior and residual stress stability of laser-shock peened and deep rolled austenitic steel AISI 304," *Scr. Mater.*, 2004.
- [45] H. W. Huang, Z. B. Wang, X. P. Yong, and K. Lu, "Enhancing torsion fatigue behaviour of a martensitic stainless steel by generating gradient nanograined layer via surface mechanical grinding treatment," *Mater. Sci. Technol.*, 2013.
- [46] M. Sayahi, S. Sghaier, and H. Belhadjsalah, "Finite element analysis of ball burnishing process: Comparisons between numerical results and experiments," *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 2013.
- [47] A. M. Hassan, H. F. Al-Jalu, and A. A. Ebied, "Burnishing force and number of ball passes for the optimum surface finish of brass components," *J. Mater. Process. Technol.*, 1998.
- [48] Y. C. Yen, P. Sartkulvanich, and T. Altan, "Finite element modeling of roller burnishing process," *CIRP Ann. - Manuf. Technol.*, 2005.
- [49] A. Manouchehrifar and K. Alasvand, "Finite element simulation of deep rolling and evaluate the influence of parameters on residual stress," *Proc. 3rd Int. Conf. Theor. Appl. Mech.*, 2012.
- [50] K. Röttger, *Walzen hartgedrehter Oberflächen /*. 2019.
- [51] L. Hiegemann, C. Weddeling, and A. E. Tekkaya, "Analytical contact pressure model for predicting roughness of ball burnished surfaces," *J. Mater. Process. Technol.*, 2016.
- [52] J. Demurger, R. Forestier, B. Kieber, and P. Lasne, "Deep rolling process simulation: impact of kinematic hardening on residual stresses," *Proc. ESAFORM*, 2006.
- [53] J. Lemaitre and J.-L. Chaboche, *Mechanics of solid materials*. Cambridge university press, 1994.
- [54] A. Lim, S. Castagne, and C. Wong, *Effect of Friction Coefficient on Finite Element Modeling of the Deep Cold Rolling Process*. 2014.
- [55] P. Siegmann, F. Díaz-Garrido, and E. A. Patterson, "Robust approach to regularize an isochromatic fringe map," *Appl. Opt.*, 2009.
- [56] R. Fernández, G. Bruno, and G. González-Doncel, "Residual stress evolution with compressive plastic deformation in 6061Al-15 vol.% SiCw composites as studied by neutron diffraction," *Mater. Sci. Eng. A*, 2005.
- [57] J. P. Goulmy *et al.*, "A calibration procedure for the assessment of work hardening part I:

Effects of the microstructure and load type," *Mater. Charact.*, 2021.

- [58] S. Das Bakshi, D. Sinha, and S. Ghosh Chowdhury, "Anisotropic broadening of XRD peaks of  $\alpha'$ -Fe: Williamson-Hall and Warren-Averbach analysis using full width at half maximum (FWHM) and integral breadth (IB)," *Mater. Charact.*, 2018.
- [59] S. M. Kamal, A. C. Borsaikia, and U. S. Dixit, "Experimental assessment of residual stresses induced by the thermal autofrettage of thick-walled cylinders," *J. Strain Anal. Eng. Des.*, 2016.
- [60] R. Shufen and U. S. Dixit, "A Review of Theoretical and Experimental Research on Various Autofrettage Processes," *J. Press. Vessel Technol.*, vol. 140, no. 5, Aug. 2018.
- [61] A. Lim, S. Castagne, and C. Cher Wong, "Effect of Deep Cold Rolling on Residual Stress Distributions Between the Treated and Untreated Regions on Ti-6Al-4V Alloy," *J. Manuf. Sci. Eng.*, 2016.
- [62] A. M. Abrão, B. Denkena, B. Breidenstein, and T. Mörke, "Surface and subsurface alterations induced by deep rolling of hardened AISI 1060 steel," *Prod. Eng.*, 2014.
- [63] P. Juijerm, I. Altenberger, and B. Scholtes, "Influence of ageing on cyclic deformation behavior and residual stress relaxation of deep rolled as-quenched aluminium alloy AA6110," *Int. J. Fatigue*, 2007.
- [64] P. Sartkulvanich, T. Altan, F. Jasso, and C. Rodriguez, "Finite Element Modeling of Hard Roller Burnishing: An Analysis on the Effects of Process Parameters Upon Surface Finish and Residual Stresses," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 129, no. 4, pp. 705–716, Feb. 2007.
- [65] ASTM E837-13a, "Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method," *Standard Test Method E837-13a*. 2013.
- [66] Y. B. Guo and M. E. Barkey, "FE-simulation of the effects of machining-induced residual stress profile on rolling contact of hard machined components," *Int. J. Mech. Sci.*, 2004.
- [67] ASTM (American Society for Testing and Materials), *E8/E8M standard test methods for tension testing of metallic materials*. 2010.
- [68] ASME International & American Petroleum Institute, "API 579-1/ASME FFS-1 - Fitness-For-Service," 2007.
- [69] ASTM E647-13, "Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates," *Am. Soc. Test. Mater.*, 2013.
- [70] ASTM E399-12, "Standard Test Method for Linear-Elastic Plane-Strain Fracture Toughness  $K_{Ic}$  of Metallic Materials," *ASTM Int.*, 2013.
- [71] ASTM International, "E1823-13. Standard Terminology Relating to Fatigue and Fracture Testing," *Small*, 2013.
- [72] D. S. S. Corp, "ABAQUS/Standard User's Manual, Version 6.14."

- [73] B. and P. V. Committee, *Specification for age-hardening stainless steel forgings SA-705/SA-705M*. American Society of Mechanical Engineers, 2013.
- [74] I. O. for Standardization, *Geometrical Product Specifications (GPS) — Surface texture: Profile method — Terms, definitions and surface texture parameters*. International Organization for Standardization, 1997.